

DER STAHLBAU

Verantwortliche Schriftleitung: Dr.-Ing. A. Hertwig, Geh. Regierungsrat, Professor an der Technischen Hochschule Berlin
Berlin-Charlottenburg 2, Technische Hochschule. — Fernspr.: Steinplatz 9000

Beilage
zur Zeitschrift

DIE BAUTECHNIK

Fachschrift für das ge-
samte Bauingenieurwesen

Preis des Jahrganges 10 R.-M. und Postgeld

2. Jahrgang

BERLIN, 5. April 1929

Heft 7

Alle Rechte vorbehalten.

Leitergerüste im Stahlhochbau.

Von Dipl.-Ing. Alwin Weiß, Berlin-Spandau.

Bereits im Anfang des Jahres 1915 ist von Schmuckler in der Zeitschrift des Vereins Deutscher Ingenieure in einer Beschreibung über den Bau der ersten Autohalle am Kaiserdamm u. a. eingehend gesprochen über die Bewährung des Leitergerüsts, das in der ganzen

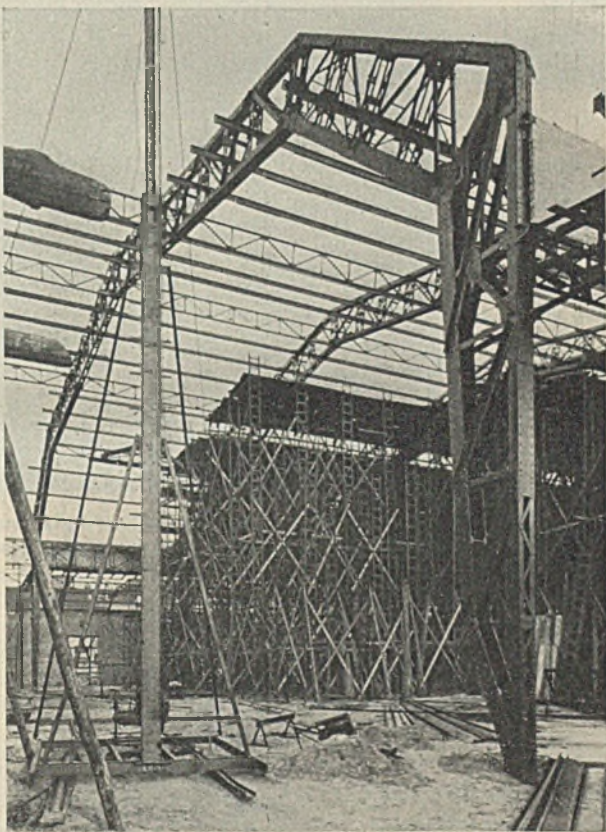


Abb. 1. Autohalle am Kaiserdamm in Berlin.

Ausdehnung der Halle (etwa 200×50 m) — der Bindermontage folgend — hergestellt wurde. Das Gerüst hat dem weiteren Einbau des Stahltragwerks gedient und dann den Ausbau, die Decken-, Dichtungs- und Malerarbeiten u. a. m. erleichtert, vor allem eine gute Kontrolle dieser sämtlichen Arbeiten ermöglicht. Aus Abb. 1 ist dies ohne weiteres verständlich. Nicht nur für die ausführenden Arbeiter, sondern auch für die Aufsichtsorgane bedeutet es eine wesentliche Erleichterung ihres Dienstes und daher eine Verbesserung ihrer Leistung, wenn eine leicht begehbare feste Plattform für ihre Tätigkeit vorhanden ist.

Für die Aufstellung der Hauptbinder hat man an anderer Stelle vorher und in der Folge Leitergerüste ausgenutzt:

Bei der Erbauung der Halle für das Caub-Panorama an der Bismarckstraße in Berlin-Charlottenburg, die inzwischen wieder abgerissen ist, wurde der kreisförmige Grundriß auf senkrechtem Stahlfachwerk mit bogenförmigen Bindern überdeckt, die sich an den mittleren Schlußring anlehnten. Dieser Ring wurde auf einem kräftigen Leiterbock aufgebaut. Die große Anzahl der Dachbinder wurden auf dem Bock an den Ring angeschlossen, dann konnte der Leiterhilfsbock entfernt werden. Die Belastung des Gerüsts betrug bei 25 m^2 Grundfläche (9 Leitern) 15 t. Abb. 2 gibt die Einzelheiten deutlich wieder, die Ausführung lag in Händen der Firma Breest & Co., Berlin.

Im Jahre 1923 wurde der Pergamonsaal der Museumsneubauten, in welchem inzwischen der überwältigend wirkende Pergamonaltar Aufstellung gefunden hat, durch die Firma Thyssen & Co. mit einem Dach in Stahlkonstruktion versehen. Die Grundrißabmessungen sind 35×50 m. Es erwies sich als zweckmäßig, den ganzen Saal mit einer etwa 22 m hohen Leiterrüstung zu versehen, die einen Wald von Leitern und Streben darstellte. Nur ein 4 m breiter schlitzartiger Gang blieb offen. In diesen wurden die Einzelteile der 35 m gespannten Binder hineingeschafft und hochgezogen. Dabei waren die Windenböcke oben auf der Rüstung aufgestellt. Auf der Plattform wurden die Binderteile vernietet bzw. verschraubt und im ganzen auf die Auflager gesetzt, wobei wieder die Hebewerkzeuge und Bäume ihren Stand auf der Rüstung behielten. Als Belastung war für die Gerüste eine Nutzlast von 750 kg je m^2 vorgesehen, die Gesamtbelastung betrug 220 t. Es kann bei einer derartigen Benützung nicht ausbleiben, daß schwere Einzelteile trotz der von den Monteuren

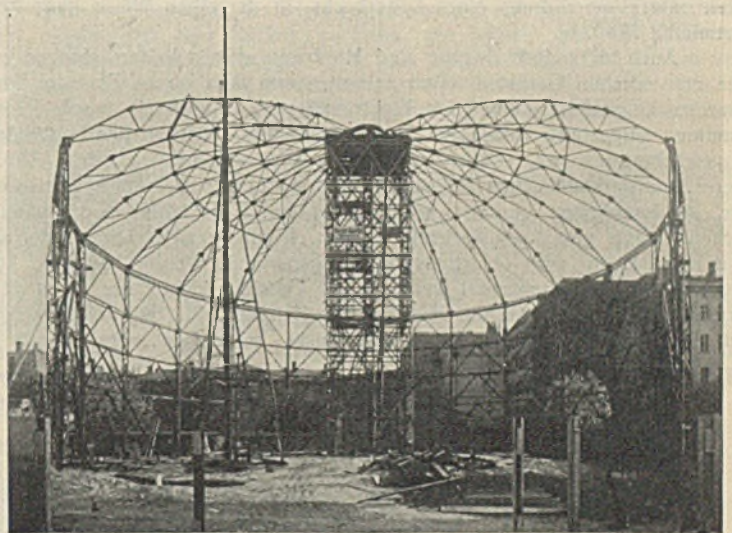


Abb. 2. Caub-Panorama in Charlottenburg, Bismarckstraße.

untergelegten Verteilungshölzer ganz erhebliche Einzeldrücke an die Rüstung abgeben, denen sich diese Rüstung gewachsen gezeigt hat. Auf Abb. 3 ist nur die Plattform am Fuß des stählernen Tragwerks zu erkennen.

Ein Jahr vorher war das gleiche Verfahren von der nämlichen Firma im Miletsaal des Museums von ähnlichen Abmessungen angewandt worden.

In gleicher Weise ist 1928 im Neubau der Kirche in Schmargendorf die stählerne Dachkonstruktion auf der Leiterrüstung montiert und aufgestellt worden.

Besondere Beachtung verdienen die Leiterrüstungen, die während des Krieges verwandt worden sind bei der Erbauung der Luftschiffhallen in Ahlhorn in Oldenburg, Wittmund in Ostfriesland und Staaken bei Berlin. Es wurden dort Fahrgerüste von 30 m Höhe errichtet, jedes auf 4 Wagen stehend, deren Räder auf starken Trägern und Schienen ihre Laufbahn hatten. Die kühnen Höhen- und Querabmessungen dieser Holztragwerke machten eine besonders starke und sorgfältige Bauart erforderlich, denn es wurden nach Abb. 4 u. 5 von der ausführenden Firma Druckenmüller G. m. b. H. nicht nur die Pfetten und die Teile des Windverbandes von der Rüstung aus aufgebracht, sondern es wurde auch eine große Anzahl der ganzen Bogenbinder mit Hilfe von Montagebäumen von der Leiterrüstung aus aufgestellt bzw. hochgeklappt, nachdem die senk-

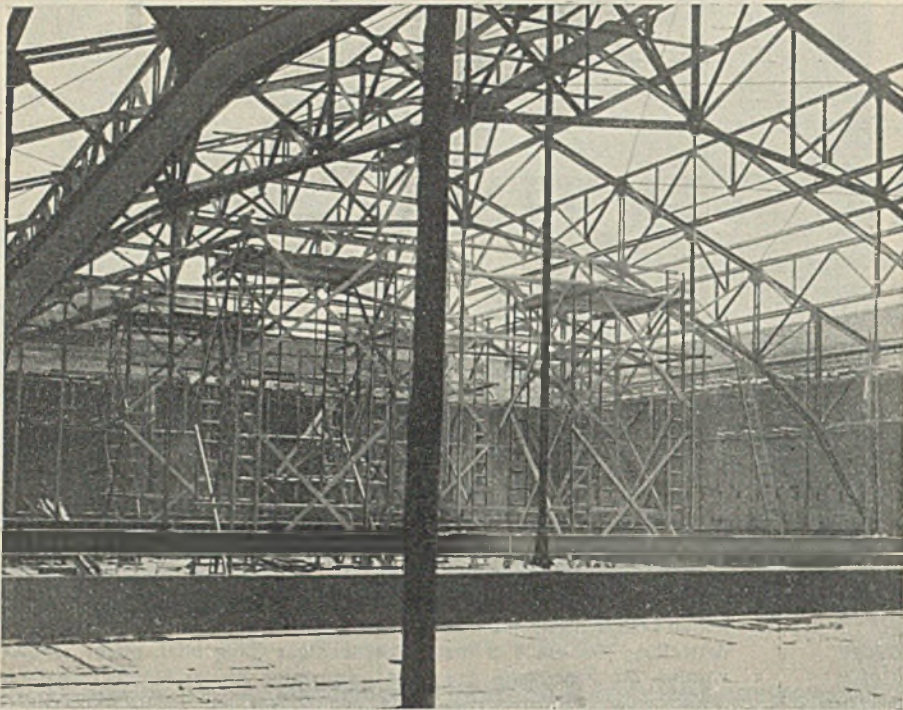


Abb. 3. Pergamon-Museum in Berlin.

rechten Binderteile aufgestellt und verstrebt waren. Die Belastung der fahrbaren Gerüste beziffert sich auf 50 t. Den dabei auftretenden Seitenkräften war außer durch die starke Vergitterung Rechnung getragen durch das Festlegen der Laufwagen und durch Drahtseilabspannungen.

Die Firma Druckenmüller hatte bereits 1907 das Kuppeldach der Königlichen Bibliothek unter Verwendung eines Leiterbocks in derselben Weise hergestellt wie beim Caub-Panorama (Abb. 6).

Auch für andere Zwecke sind Montagen mittels Leiterrüstungen vorgenommen worden, die man solchen Gerüsten kaum zutraut, wenn man sie an Fassaden für Putz- oder Maurerzwecke aufgestellt sieht. Im Elektrizitätswerk Südwest¹⁾ wurde eine Reihe von Blechkaminen aufgestellt, wobei die einzelnen Schüsse zwischen den Leiterböcken von den Gerüstbauern hochgezogen, seitlich verschoben und aufgesetzt wurden (Abb. 7). Die im Leitengerüstbau gebräuchlichen Einzelteile sind derartigen Verwendungszwecken angepaßt, indem sie gewissermaßen genormt sind. Jeder Teil kann sofort durch einen gleichen oder ähnlichen ersetzt und ausgewechselt werden, Reserveverstrebenungen oder der Ersatz für Stäbe, die beim Hoch- oder Quertransport weggenommen werden müssen, können innerhalb von wenigen Minuten eingesetzt werden. Die Geschicklichkeit der daran gewöhnten Gerüstbauer ergibt dabei das erwünschte Minimum an Zeitaufwand. Die naheliegende Frage, ob die nur auf Reibung beruhenden Strebenanschlüsse ausreichen, wird durch deren ausnahmslose

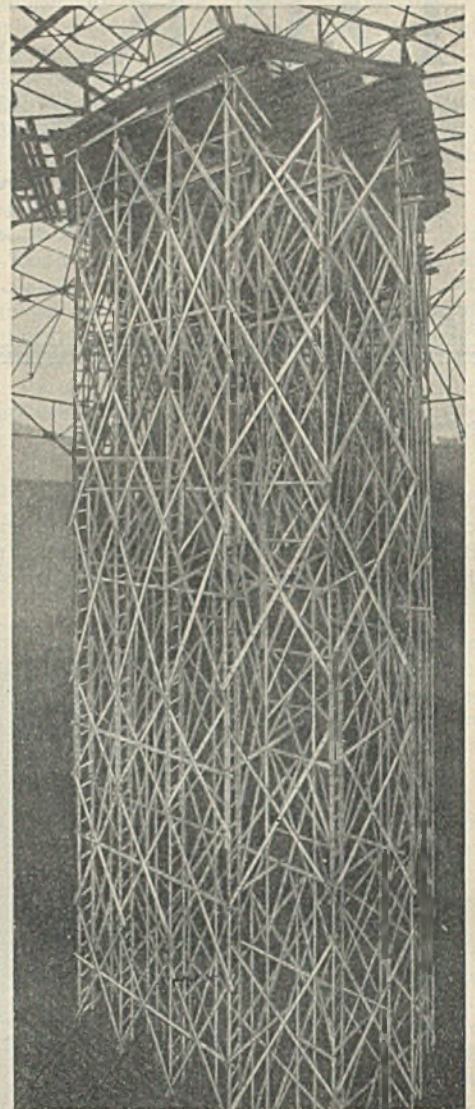


Abb. 6 Große Kuppel der Königlichen Bibliothek in Berlin.

¹⁾ Vergl. „Der Stahlbau“ 1928, Heft 6, S. 66.

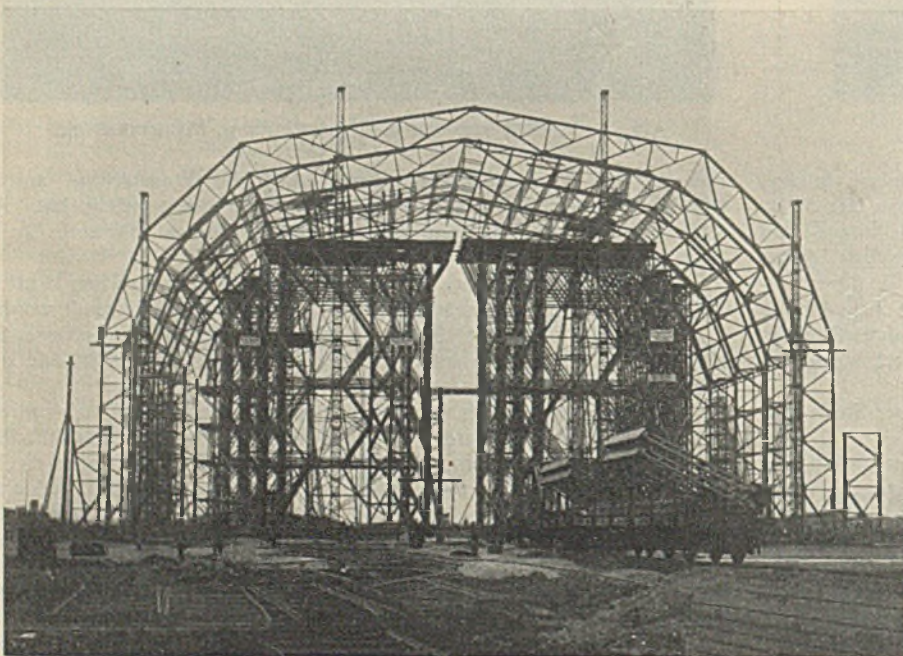


Abb. 4. Luftschiffhalle Ahlhorn.

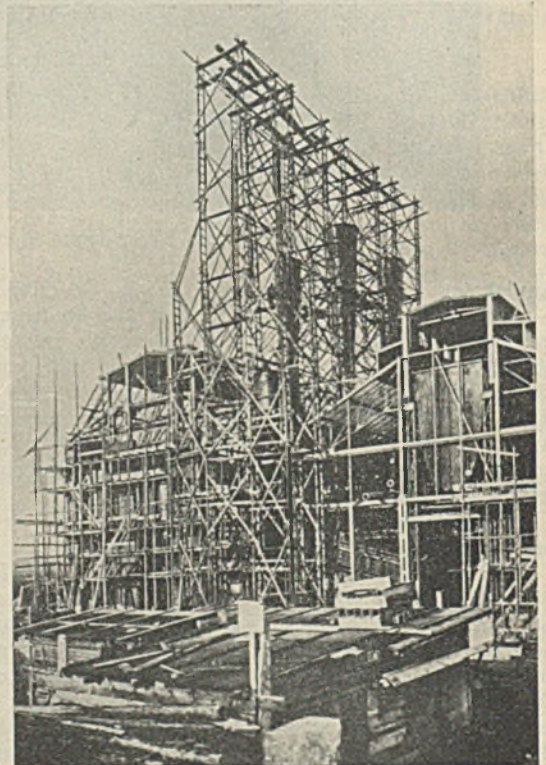


Abb. 7. Elektrizitätswerk Südwest, Berlin.

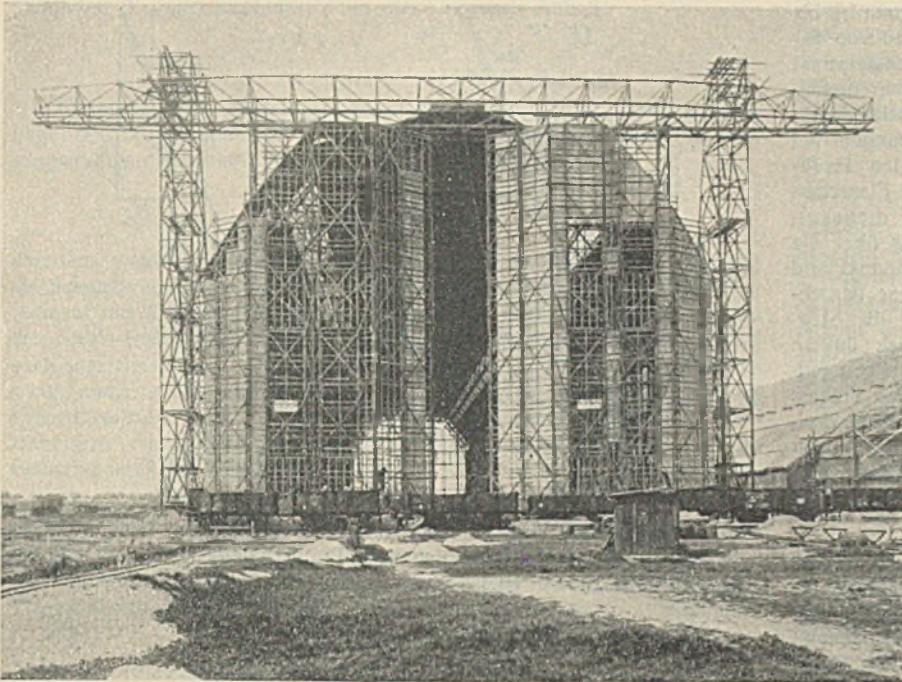


Abb. 5. Luftschiffhalle Staaken.

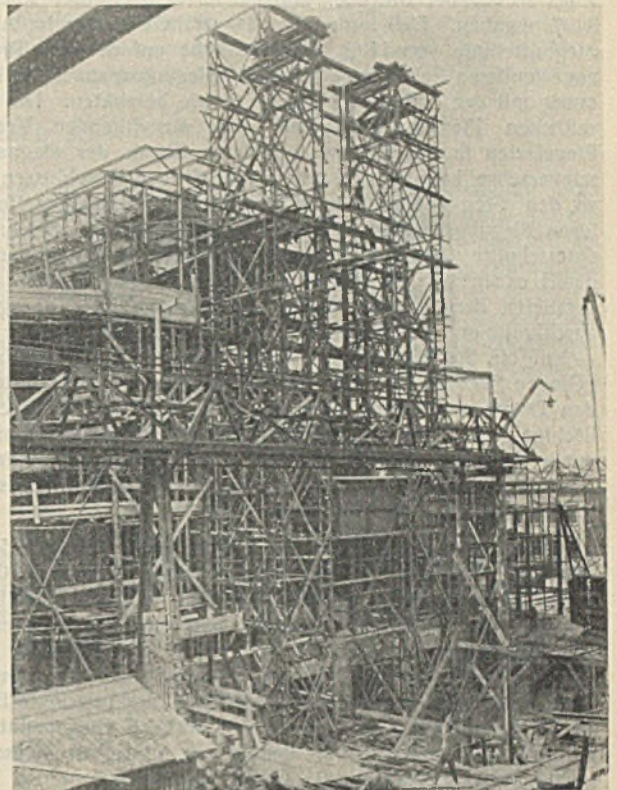


Abb. 8. Städtisches Elektrizitätswerk Am Spreebord, Charlottenburg.

Bewährung in der Praxis beantwortet. Solche Kaminbauten wurden in Berlin und auswärts vorher und später in großer Anzahl in dieser Weise durchgeführt, so z. B. für die Firma Hein, Lehmann & Co. und seit 1908 fortlaufend im In- und Ausland für Babcock & Wilcox.

Ähnlich wie auf der Aufnahme vom Städt. Elektrizitätswerk Charlottenburg, Am Spreebord, (Abb. 8) vom Jahre 1925 wurden auch an anderen Stellen schwere Kessel hoch und seitlich transportiert, so im Jahre 1928 ein Kessel von 16 t Gewicht.

Es bleibt trotz aller Vorsicht nicht aus, daß Teile der Binder oder ähnlich schwere Lasten dabei gelegentlich auch gegen die Standleitern stoßen. Dies ist tatsächlich vorgekommen, doch hat das Leitergerüst diese Stöße dank seiner großen Elastizität ausnahmslos ohne Schaden aufgenommen.

Freilich handelt es sich bei den verwendeten Materialien auch nicht um Durchschnittsware, sondern um sorgfältig ausgewählte Hölzer; im besonderen stammen die Leitern aus den höchsten Teilen des Thüringer Waldes, sind ganz langsam gewachsen und zeigen ausnahmslos ganz enge und gleichmäßige Jahresringe, kaum Unterschiede zwischen Kern und Splint und nur ganz wenig kleine Äste. Bei einer Bruchfestigkeit, die den Durchschnitt weit überschreitet, hat das Holz anscheinend den nämlichen Elastizitätsmodul wie sonstige Hölzer, so daß sich ein bedeutendes Arbeitsvermögen ergibt. Analogien aus dem Stahlbau liegen nahe.

Bei Ausführungen der hier beschriebenen Art ruft der Gerüstbauer im allgemeinen den Statiker zu Hilfe, um seinem aus der Erfahrung stammenden Sicherheitsbegriff auch die zahlenmäßige Kontrolle zu verschaffen. Vorkommende Überlastungen von Einzelteilen haben sich erfahrungsgemäß infolge der netz- und gitterartigen Verstrebung durch Lastabgabe an benachbarte Konstruktionsteile ausgeglichen.

Die Gerüstbauer — insbesondere sei hier die seit mehr als 30 Jahren auf diesem Gebiet tätige Firma Altmann erwähnt, welche alle hier beschriebenen Gerüste ausgeführt hat — haben vielfach Probelastungen ihrer Rüstungen vorgenommen. Um für die Anwendung der sonst im Bauwesen gebräuchlichen Rechenmethoden die Unterlagen zu verschaffen und um den Sicherheitsgrad mit dem sonst üblichen vergleichen zu können, sollen weiterhin planmäßige Vorversuche und auf Grund derselben genau kontrollierte Hauptversuche vorgenommen werden. Für die weitere Verwendung in der Praxis, in der sich diese Leitergerüste bisher ausgezeichnet bewährt haben, kann dies nur förderlich sein.

Alle Rechte vorbehalten.

Verdrechungsfeste, dreiflächige Brückenträger mit Ausführungsbeispielen an neueren Bauten der Hamburger Hochbahn.

Von Dipl.-Ing. E. G. Stelling, Hamburg.

1. Deutung und statisches Verhalten dreiflächiger Brückenträger.

I-, C- und Z-Walzprofile, welche aus drei Flächen, einer Steg- und zwei Flanschflächen in winkelfester Lage zueinander gebildet sind, zeigen sich widerstandsfähig gegen Verbiegen und Verdrehen. Somit müssen sich nach diesem auch Brückenträger als dreiflächige Träger biegungs- und verdrehungsfest bauen lassen. Der Steg hat hierbei als einziger Hauptträger mit den wagerechten Flanschträgern die Verbiegung aus den Brückenlasten aufzunehmen, während die letzteren die Verdrehung des ganzen Bauwerks verhindern müssen und wobei einer der Flanschträger die Brückenbahn zu tragen hat. Es ist hierbei die winkelfeste Lage der Flanschträger zu den Stegträgern durch in gewissen Abständen angeordnete vollwandige Querkonsolen oder Stabaussteifungen Voraussetzung.

Die Hamburger Hochbahn A.-G. hat solche verdrehungsfeste, dreiflächige Brückenträger in Vollwand für die Verlängerung der Bahnsteige der Hochbahn-Haltestelle Mundsburg auf der Ringlinie und in Fachwerk für die Verlängerung der Hochbahn-Haltestelle Sünderstraße der Abzweiglinie Hauptbahnhof—Rotenburgsort zur Ausführung gebracht. An beiden Haltestellen schließen sich stählerne Überführungen an, deren Hauptträger ein unbehindertes Übergreifen in 80 cm über Schienenhöhe gestatten. Jedoch waren diese nicht so stark bemessen, daß ohne erhebliche und umfangreiche Verstärkungen ein Tragen der neuen 3,60 m breiten Bahnsteigplatten mit 560 kg/m² Nutz-

last durch seitlich an die Hauptträger anzubringende Konsolen möglich gewesen wäre. So mußten die Verlängerungen der Bahnsteige unabhängig von den vorhandenen Überbauten auf neuer Konstruktion ausgeführt werden. Die zu geringen Breiten der vorhandenen Pfeiler führten zur Wahl einsteiger Brückenträger, die mit einem oberen, wagerechten Flanschträger als Träger der Bahnsteigplatte und einem unteren wagerechten Flanschträger verdrehungsfest sind.

Dreiflächige Träger, deren Querschnitte symmetrisch zur Stegebene geformt sind, erleiden unter Biegungsbelastungen in der Stegebene Biegungsbeanspruchungen in Übereinstimmung mit der Navierschen Biegungstheorie. Dreiflächige Träger, deren Querschnitte unsymmetrisch zur Stegebene oder Ebene der stegparallelen Profilschwerachse sind, erleiden unter Biegungsbelastungen in der Stegebene oder Ebene der stegparallelen Profilschwerachse Biegunsspannungen, welche von den Ergebnissen aus der einfachen Biegunsberechnung abweichen. Die Träger zeigen hierbei Verdrehungserscheinungen, welche sich in seitlichen Ausbiegungen der Flanschen auswirken. C. v. Bach hat in seinem Werk „Elastizität und Festigkeitslehre“ als erster auf derartige Verdrehungserscheinungen an C-Walzträgern hingewiesen und an Versuchen, 1889 und 1890 veröffentlicht in der Zeitschrift des Vereins deutscher Ingenieure, gezeigt, daß Biegelasten in der Stegebene Abweichungen in den Biegunsspannungen von den nach der einfachen Theorie ermittelten Werten um

7 bis 20 %, bei Biegebelastungen im Schwerpunkt solche um 10 bis 34 % ergaben. Daß ferner nur stegparallele Lasten im Abstand von der Stegmittellinie von 11 % der Profilhöhe auf der dem Profilschwerpunkt abgewendeten Seite flanschparallele Biegungsspannungen in Übereinstimmung mit der einfachen Biegungstheorie bewirkten. Die Ursache der in seitlichen Flanschausbiegungen sich auswirkenden Verdrehungen bei Biegelasten in der Stegebene oder in Ebene der stegparallelen Profilschwerachse kann nur in den außermittigen Anschlüssen der Flanschen an den Steg gefunden werden. Denn im flanschparallelen, drehungslosen Biegungszustand liegen die Resultanten der gleichmäßig über die Querschnitte verteilten Biegungsspannungen im Flanschenmittelpunkt und damit exzentrisch zu den außermittigen Steganschlüssen. Diese flanschparallelen Biegungsspannungen bewirken somit in bezug auf die Steganschluslinien der Flanschen innere Momente, welche durch äußere — auf die Stegebene wirkende — Momente der Trägerbelastungen aufgehoben werden müssen. Somit müssen die Biegelasten des Trägers den Träger außerstegig belasten. Aus denselben Gründen werden dreiflächige, zur flanschparallelen Profilschwerachse unsymmetrische Träger durch Biegelasten in der Ebene der flanschparallelen Profilschwerachse Verdrehungen erleiden, welche sich in stegparallelen Ausbiegungen auswirken müssen.

Aus den Beobachtungen an \square -Walzträgern läßt sich demnach folgern, daß jeder vollwandige, dreiflächige Träger beliebigen Querschnitts für jeden drehungslosen, einfachen flansch- oder stegparallelen Biegungszustand eine bestimmte Richtung und einen bestimmten Angriffspunkt der Biegelasten voraussetzt, deren Lage und Richtung von den Querschnittsverhältnissen des Trägers abhängig sind. Der Angriffspunkt und die Lastrichtung, welche einen bestimmten, drehungslosen Biegungszustand im Träger bewirken soll, kann somit auch als Biegepunkt und Biege lastrichtung des jeweilig zu erzielenden einfachen flansch- oder stegparallelen Biegungszustandes bezeichnet werden.

2. Bestimmung von Biegepunkt und Biege lastrichtung.

Nach dem oben Gesagten lassen sich die Formeln zur Feststellung des Biegepunktes und der Biege lastrichtung eines einfachen flansch- und stegparallelen Biegungszustandes für jeden vollwandigen, dreiflächigen Träger beliebigen Querschnitts auf einfache Weise ermitteln.

a) Flanschparalleler Biegungszustand: Für den in Abb. 1 dargestellten Querschnitt eines aus Blechen und Walzprofilen zusammengesetzten vollwandigen Trägers sei der Biegepunkt T' und die Biege lastrichtung eines

einfachen flanschparallelen Biegungszustandes $\sigma_s = M_s' \cdot \frac{y}{J_x} \int_{hsu}^{hso}$ als

bekannt vorausgesetzt. Hierin bedeuten mit den in Abb. 1 angegebenen Bezeichnungen J_x das Trägheitsmoment des Trägerquerschnitts, bezogen auf die flanschparallele Profilschwerachse $x-x$, und M_s' das stegparallele Biegemoment. Würde der Träger unter diesem Biege-

zustand in Ebene der flanschparallelen Profilschwerachse der Länge nach in einen oberen und in einen unteren Trägerteil aufgeschnitten gedacht sein, so müßten an jedem losgelösten Teil die Momente der flanschparallelen Biegungsspannungen auf die Schwerachse $x-x$ als Nulllinie des vorherrschenden Biegungszustandes und die Stegmittellinie $y'-y'$ als Festlinie des Profils durch Steg- und Flanschbiegemomente behoben werden. Somit folgen für den mit Index o bzw. u bezeichneten oberen bzw. unteren Trägerteil aus den Momentenbeziehungen auf die flanschparallele Profilschwerachse $x-x$ nach Abb. 2:

$$M_{s'o,u}' = \int_0^{hso,u} \sigma_s dF y = M_s' \cdot \frac{1}{J_x} \int_0^{hso,u} y^2 dF,$$

worin das Integral das Trägheitsmoment des oberen bzw. unteren Querschnitts auf die Profilschwerachse $x-x$ bedeutet, so daß folgen:

$$\text{das obere Stegmoment: } M_{s'o}' = M_s' \cdot \frac{J_x^o}{J_x},$$

$$\text{das untere Stegmoment: } M_{s'u}' = M_s' \cdot \frac{J_x^u}{J_x},$$

und die Gleichgewichtsbedingung:

$$M_{s'o}' + M_{s'u}' = M_s' \cdot \frac{J_x^o + J_x^u}{J_x} = M_s'.$$

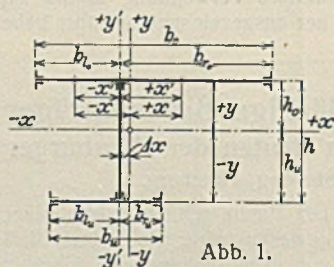


Abb. 1.

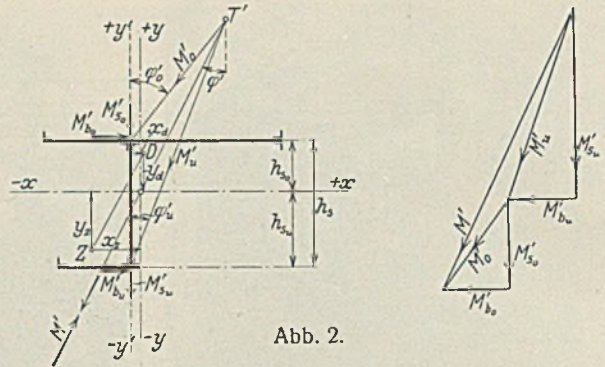


Abb. 2.

In bezug auf die Stegmittellinie $y'-y'$ folgen:

$$M_{b'o,u}' = \int_0^{hso,u} \sigma_s dF x' = M_s' \cdot \frac{1}{J_x} \int_0^{hso,u} y \cdot x' dF,$$

worin das Integral das Zentrifugalmoment des oberen bzw. unteren Querschnitts auf die flanschparallele Profilschwerachse $x-x$ und die Stegmittellinie $y'-y'$ ist, so daß folgen:

$$\text{das obere Flanschmoment: } M_{s'o}' = M_s' \cdot \frac{J_{xy'}^o}{J_x},$$

$$\text{das untere Flanschmoment: } M_{s'u}' = M_s' \cdot \frac{J_{xy'}^u}{J_x}.$$

Je nachdem nun die Zentrifugalmomente $J_{xy'}^o$ und $J_{xy'}^u$ in bezug auf das Achsenkreuz der Stegmittellinie und der flanschparallelen Profilschwerachse beide positiv oder eines positiv und eines negativ sind, sind auch die Flanschmomente beide gleich oder einander entgegengesetzt gerichtet.

Diese an jedem oberen bzw. unteren Trägerteil angreifenden Steg- und Flanschmomente lassen sich in ihrer Wirkung in der Steganschluslinie der Flanschen als Schnittlinie der Wirkungsebenen beider Momente zu je einem resultierenden Moment $M_{s'o,u}'$ vereinigen, die zusammen mit dem in der Belastungsebene auf den Träger wirkenden Moment M' den flanschparallelen Biegungszustand bewirken müssen. Somit muß der Schnittpunkt der Wirkungsrichtungen dieser beiden Momente $M_{s'o,u}'$ der Biegepunkt T' sein, in welchem aus diesen Momenten ein dem äußeren Belastungsmoment M' nach Größe und Richtung gleiches Moment entstehen muß. Der Biegepunkt ist demnach gegeben mit den Richtungen $\varphi'_{o,u}$ der Wirkungsebenen der beiden Momente $M_{s'o,u}'$ gegen die Schnittlinie. Diese sind nach dem Gesetz des Parallelogramms der im Gleichgewicht befindlichen Kräfte und also auch Momente nach Abb. 2 bestimmt mit:

$$\text{tg } \varphi'_o = \frac{M_{b'o}'}{M_{s'o}'} = \frac{J_{xy'}^o}{J_x^u} \text{ und } \text{tg } \varphi'_u = \frac{M_{b'u}'}{M_{s'u}'} = \frac{J_{xy'}^u}{J_x^o}.$$

Ebenso ist die Richtung des im Biegepunkt T' vereinigten Schlußmoments M' und damit die Biege lastrichtung gegen die Schnittlinie gegeben mit:

$$\varphi' \text{ aus } \text{tg } \varphi' = \frac{M_{b'o}' + M_{b'u}'}{M_{s'o}' + M_{s'u}'} = \frac{J_{xy'}^o + J_{xy'}^u}{J_x^o + J_x^u} = \frac{J_{xy'}}{J_x}.$$

Wird beachtet, daß die Lage der Mittelpunkte der flanschparallelen Druck- und Zugbiegungsspannungen σ_s gegen die flanschparallele Profilschwerachse und Stegmittellinie nach Abb. 2 gegeben ist mit:

$$y_{d,z} = \frac{\int_0^{hso,u} \sigma_s dF y}{\int_0^{hso,u} \sigma_s dF} = \frac{\int_0^{hso,u} y^2 dF}{\int_0^{hso,u} y dF} \text{ also } y_d = \frac{J_x^o}{S_x^o} \text{ und } y_z = \frac{J_x^u}{S_x^u}$$

$$x_{d,z} = \frac{\int_0^{hso,u} \sigma_s dF x'}{\int_0^{hso,u} \sigma_s dF} = \frac{\int_0^{hso,u} y x' dF}{\int_0^{hso,u} y dF} \text{ also } x_d = \frac{J_{xy'}^o}{S_x^o} \text{ und } x_z = \frac{J_{xy'}^u}{S_x^u}$$

und daß die statischen Flächenmomente S_x^o und S_x^u als Flächenmomente auf die Schwerachse $x-x$ einander gleich sind, so folgt die Richtung der Biege lastebene parallel der Richtung der Verbindungsebene der

Mittelpunkte der Druck- und Zugbiegungsspannungen des flanschparallelen Biegungszustandes, denn diese ist nach Abb. 2:

$$\varphi' \text{ aus } \operatorname{tg} \varphi' = \frac{x d + x z}{y d + y z} = \frac{J_{xy}' + J_{xy}''}{J_x' + J_x''} = \frac{J_{xy}'}{J_x}$$

b) stegparalleler Biegungszustand: In gleicher Weise lassen sich die Lage des Biegungspunktes T'' und der Richtung der Biegelast für den stegparallelen Biegungszustand

$$\sigma_b = M_b'' \cdot \frac{x}{J_y} \int_{b l o, u}^{b r o, u}$$

ableiten, welche für den in Abb. 1 dargestellten Querschnitt ebenfalls als bekannt vorausgesetzt seien. Es bedeuten hierbei J_y das Trägheitsmoment des Querschnitts auf die stegparallele Profilschwerachse, welche die Nulllinie des flanschparallelen Biegemomentes M_b' bildet. Wird auch hier der Träger in Ebene der flanschparallelen Profilschwerachse der Länge nach in einen oberen und einen unteren Querschnittsteil getrennt gedacht, so folgen unter dem stegparallelen Biegungszustand aus den Beziehungen der Spannungsmomente auf die Stegmittelachse $y-y'$ die Flanschmomente:

$$M_{b o, u}'' = \int_0^{b l o, u} \sigma dF(x + \mathcal{J}x) + \int_0^{b r o, u} \sigma_b dF(x - \mathcal{J}x) = M_b'' \cdot \frac{1}{J_y} \int_{b l o, u}^{b r o, u} y^2 dF$$

und da das Integral das Trägheitsmoment des oberen bzw. unteren Trägerquerschnitts auf die stegparallele Profilschwerachse $y-y'$ bedeuten, so folgen:

das obere Flanschmoment: $M_{b o}'' = M_b'' \cdot \frac{J_y^o}{J_y}$,

das untere Flanschmoment: $M_{b u}'' = M_b'' \cdot \frac{J_y^u}{J_y}$,

die Gleichgewichtsbedingung: $M_{b o}'' + M_{b u}'' = M_b'' \cdot \frac{J_y^o + J_y^u}{J_y} = M_b''$.

In bezug auf die flanschparallele Profilschwerachse folgen die Stegmomente:

$$M_{s o, u}'' = \int_{b l o, u}^{b r o, u} \sigma_b dF y = M_b'' \cdot \frac{1}{J_y} \left[\int_0^{b l o, u} y(x + \mathcal{J}x) dF - \int_0^{b r o, u} y(x - \mathcal{J}x) dF \right]$$

$$= M_b'' \cdot \frac{1}{J_y} \int_{b l o, u}^{b r o, u} x' y dF, \text{ also folgen}$$

das obere Stegmoment: $M_{s o}'' = M_b'' \cdot \frac{J_{xy}^o}{J_y}$,

das untere Stegmoment: $M_{s u}'' = M_b'' \cdot \frac{J_{xy}^u}{J_y}$.

Auch hier sind die Richtungen der beiden Stegmomente von dem Vorzeichenwert der Zentrifugalmomente $J_{xy}^{o, u}$ auf die Stegmittelinie und flanschparallele Profilschwerachse abhängig.

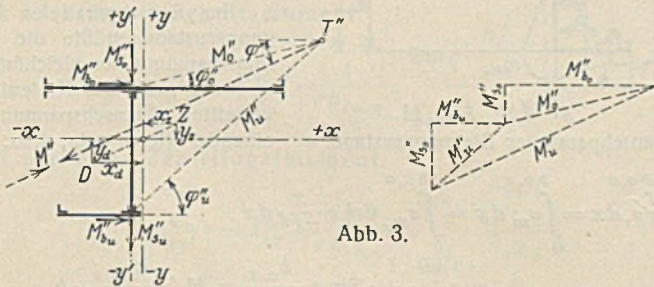


Abb. 3.

Die Flansch- und Stegmomente lassen sich auch hier nach Abb. 3 in den Steganschlußlinien der Flanschen zu resultierenden Momenten $M''_{o, u}$ vereinigen, welche gegen die Flanschebene gerichtet sind unter:

$$\varphi_o'' \text{ aus } \operatorname{tg} \varphi_o'' = \frac{M_{s o}''}{M_{b o}''} = \frac{J_{xy}^o}{J_y}$$

$$\varphi_u'' \text{ aus } \operatorname{tg} \varphi_u'' = \frac{M_{s u}''}{M_{b u}''} = \frac{J_{xy}^u}{J_y}$$

Der Biegepunkt T'' des stegparallelen Biegezustandes als Schnittpunkt der Richtungen der Wirkungsebenen dieser beiden Momente ist damit der Lage nach festgelegt, und ebenfalls die Biegelastrichtung als Wirkungsrichtung des aus diesen Momenten im Biegepunkt vereinigten Moments M'' nach dem Momentenpolygon der Abb. 3 gegen die flanschparallele Profilschwerachse durch:

$$\operatorname{tg} \varphi'' = \frac{M_{s o}'' + M_{s u}''}{M_{b o}'' + M_{b u}''} = \frac{J_{xy}^o + J_{xy}^u}{J_y^o + J_y^u} = \frac{J_{xy}'}{J_y}$$

Auch in diesem Falle läßt sich nun ebenfalls wie beim flanschparallelen Biegungszustand die Richtung der Biegelastebene als Parallele der Verbindungsebene der Mittelpunkte der Druck- und Zugbiegungsspannungen des stegparallelen Biegungszustandes ermitteln, indem hier, wie in Abb. 3 angedeutet, deren Richtung gegen die flanschparallele Profilschwerachse gegeben ist mit:

$$\varphi'' \text{ aus } \operatorname{tg} \varphi'' = \frac{J_d + J_z}{x_d + x_z} = \frac{J_{xy}^o + J_{xy}^u}{J_y^o + J_y^u} = \frac{J_{xy}'}{J_y}$$

c) Hauptbiegepunkt: Indem wie bisher die Querschnittsprofile vollwandiger, dreiflächiger Träger auf ein rechtwinkliges Achsenkreuz mit der Stegmittelinie als $y'-y'$ - und der flanschparallelen Profilschwerachse als $x-x$ -Achse bezogen werden, zeigen sich die Lage der Biegepunkte und die Richtung der Biegelasten für flansch- und stegparallelen Biegungszustand durch die Werte der Winkel φ', o, u und φ'', o, u im wesentlichen abhängig von den positiven und negativen oder Null-Werten der Zentrifugalmomente der Querschnitte auf dieses Achsenkreuz. Wird nun bezeichnet:

- im flanschparallelen Biegezustand:
 - die Lage des Biegepunktes T' mit \circ
 - die Richtung der Biegelast P' mit \rightarrow
- im stegparallelen Biegungszustand:
 - die Lage des Biegepunktes T'' mit \bullet
 - die Richtung der Biegelast P'' mit \rightarrow

so ermitteln sich für einige charakteristische Profile von dreiflächigen, vollwandigen Trägern die Lage und Richtung der Biegepunkte und Biegelasten wie folgt:

1. für das achsensymmetrische I-Profil (Abb. 4):

$$J_x^o = \frac{1}{2} \cdot J_x \quad \operatorname{tg} \varphi_o' = \frac{J_{xy}^o}{J_x^o} = \operatorname{tg} \varphi_u' = \frac{J_{xy}^u}{J_x^u} = 0$$

$$J_x^u = \frac{1}{2} \cdot J_x \quad \operatorname{tg} \varphi' = \frac{J_{xy}'}{J_x} = 0$$

$$J_y^o = \frac{1}{2} \cdot J_y \quad \operatorname{tg} \varphi_o'' = \frac{J_{xy}^o}{J_y^o} = \operatorname{tg} \varphi_u'' = \frac{J_{xy}^u}{J_y^u} = 0$$

$$J_y^u = \frac{1}{2} \cdot J_y \quad \operatorname{tg} \varphi'' = \frac{J_{xy}'}{J_y} = 0$$

$$J_{xy}^o = J_{xy}^u = J_{xy} = 0$$

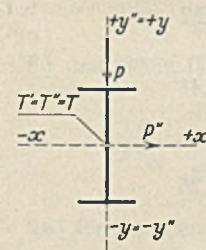


Abb. 4.

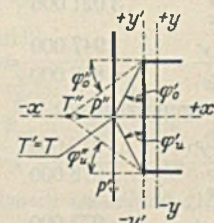


Abb. 5.

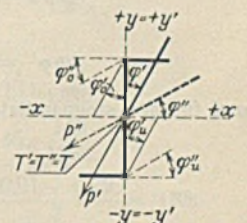


Abb. 6.

2. für das □-Profil mit gleichen Flanschen (Abb. 5):

$$J_x^o = \frac{1}{2} \cdot J_x \quad \operatorname{tg} \varphi_o' = \frac{J_{xy}^o}{J_x^o} = - \operatorname{tg} \varphi_u' = \frac{J_{xy}^u}{J_x^u}$$

$$J_x^u = \frac{1}{2} \cdot J_x \quad \operatorname{tg} \varphi' = 0$$

$$J_y^o = \frac{1}{2} \cdot J_y \quad \operatorname{tg} \varphi_o'' = \frac{J_{xy}^o}{J_y^o} = - \operatorname{tg} \varphi_u'' = \frac{J_{xy}^u}{J_y^u}$$

$$J_y^u = \frac{1}{2} \cdot J_y \quad \operatorname{tg} \varphi'' = 0$$

$$J_{xy}^o = - J_{xy}^u$$

$$J_{xy}^u = 0$$

3. für das Z-Profil mit gleichen Flanschen (Abb. 6):

$$J_x^o = \frac{1}{2} \cdot J_x \quad \operatorname{tg} \varphi_o' = \frac{J_{xy}^o}{J_x^o} = + \operatorname{tg} \varphi_u' = \frac{J_{xy}^u}{J_x^u}$$

$$J_x^u = \frac{1}{2} \cdot J_x \quad \operatorname{tg} \varphi' = \frac{J_{xy}'}{J_x}$$

$$J_y^o = \frac{1}{2} \cdot J_y \quad \operatorname{tg} \varphi_o'' = \frac{J_{xy}^o}{J_y^o} = + \operatorname{tg} \varphi_u'' = \frac{J_{xy}^u}{J_y^u}$$

$$J_y^u = \frac{1}{2} \cdot J_y \quad \operatorname{tg} \varphi'' = \frac{J_{xy}'}{J_y}$$

$$J_{xy}^o = J_{xy}^u = \frac{1}{2} \cdot J_{xy}'$$

4. für das Profil mit symmetrischem Ober- und einseitigem Unterflansch (Abb. 7):

$$J_x^o \neq J_x^u$$

$$J_y^o \neq J_y^u$$

$$J_{xy}^o = 0$$

$$J_{xy}^u = J_{xy}^o = -$$

$$\operatorname{tg} \varphi_o' = \frac{J_{xy}^o}{J_x^o} = 0, \operatorname{tg} \varphi_u' = \frac{J_{xy}^u}{J_x^u} = -$$

$$\operatorname{tg} \varphi' = \frac{J_{xy}^o}{J_x}$$

$$\operatorname{tg} \varphi_o'' = \frac{J_{xy}^o}{J_y^o} = 0, \operatorname{tg} \varphi_u'' = \frac{J_{xy}^u}{J_y^u}$$

$$\operatorname{tg} \varphi'' = \frac{J_{xy}^o}{J_y}$$

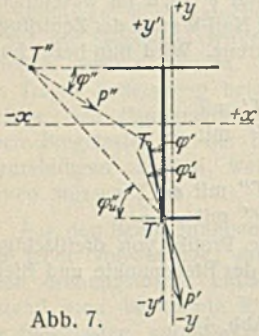


Abb. 7.

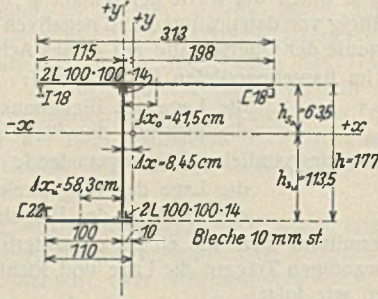


Abb. 8.

Für den Querschnitt des Mundsburger dreiflächigen Brückenträgers zeigt die Zahlenrechnung folgendes Ergebnis (Abb. 8):

$J_x^o = 1\,785\,000 \text{ cm}^4$	$J_y^o = 3\,978\,000 \text{ cm}^4$	$J_{xy}^o = + 972\,000 \text{ cm}^4$
$J_x^u = 3\,021\,000 \text{ „}$	$J_y^u = 800\,000 \text{ „}$	$J_{xy}^u = + 973\,000 \text{ „}$
$J_x = 4\,806\,000 \text{ cm}^4$	$J_y = 4\,778\,000 \text{ cm}^4$	$J_{xy} = + 1\,945\,000 \text{ cm}^4$

Somit gelten für den flanschparallelen Biegunszustand:

$$\operatorname{tg} \varphi_o' = \frac{J_{xy}^o}{J_x^o} = + \frac{972\,000}{1\,785\,000} = + 0,54$$

$$\operatorname{tg} \varphi_u' = \frac{J_{xy}^u}{J_x^u} = + \frac{973\,000}{3\,021\,000} = + 0,32$$

$$\operatorname{tg} \varphi' = \frac{J_{xy}^o}{J_x} = + \frac{1\,947\,000}{4\,806\,000} = + 0,41$$

und für den stegparallelen Biegunszustand:

$$\operatorname{tg} \varphi_o'' = \frac{J_{xy}^o}{J_y^o} = + \frac{972\,000}{3\,978\,000} = + 0,25$$

$$\operatorname{tg} \varphi_u'' = \frac{J_{xy}^u}{J_y^u} = + \frac{973\,000}{800\,000} = + 1,22$$

$$\operatorname{tg} \varphi'' = \frac{J_{xy}^o}{J_y} = + \frac{1\,947\,000}{4\,778\,000} = + 0,41$$

Das Ergebnis dieser Werte, in Abb. 9 aufgetragen, ergibt die Lage der Biegepunkte und der Biegeastrichtungen für flansch- und stegparallelen Biegunszustand.

Diese Beispiele zeigen, daß für jeden flansch- und stegparallelen Biegunszustand je ein Biegepunkt und je eine Biegeastrichtung Bedingung ist, daß aber der Schnittpunkt beider Biegeastrichtungen den von den Biegeastrichtungen unabhängigen Hauptbiegepunkt T für gleichzeitiges Auftreten flansch- und stegparalleler Biegunszustände bildet. Denn in diesem Punkt läßt sich jeder Lastangriff in die Richtungen der Biegeastrichtungen für flansch- und stegparallelen Biegunszustand eindeutig zerlegen. Mit der Kenntnis der Lage des Hauptbiegepunktes ist somit auch für jeden beliebigen Biegeastrich deren Momentenwirkung auf den Träger eindeutig festgelegt. Es ist z. B. für den Mundsburger dreiflächigen Träger bei stegparalleler Belastung P_s im Abstand l von dem Hauptbiegepunkt T das Biegemoment:

$$M = M' + M'' + M_t,$$

worin nach Zerlegung in die beiden Biegeastrichtungen nach Abb. 10 ist:

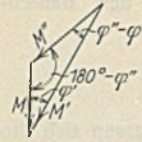


Abb. 10. so daß die Spannungen im Träger betragen:

$$\sigma_s = M \cdot \frac{\sin \varphi''}{\sin(\varphi'' - \varphi')} \cdot \frac{y}{J_x} + M \cdot \frac{\sin \varphi'}{\sin(\varphi'' - \varphi')} \cdot \frac{x}{J_y} + \sigma_d$$

worin σ_d die Normalspannungen aus der Verdrehung bedeuten, deren rechnerischer Nachweis noch zu führen ist.

Zu denselben Ergebnissen der Bestimmung der Lage der Biegepunkte und der Richtung der Biegeastrichtungen in Abhängigkeit von den Querschnittsverhältnissen führen die Untersuchungen von C. Weber, „Biegung und Schub in geraden Balken“¹⁾, von Mallart, „Zur Frage der Biegung“²⁾, und Eggenschwyler, „Über die Festigkeitsberechnung von Schiebetoren und ähnlichen Bauwerken“³⁾. Zu diesen Untersuchungen sind die Biegepunkte als Querkraftmittelpunkte aus den Schubspannungen des jeweils vorherrschenden flansch- oder stegparallelen Biegunszustandes abgeleitet worden. Eine Beziehung zwischen diesen und den hier aufgestellten Ableitungen aus den inneren Spannungsmomenten ist gegeben mit Einsetzung des Differential $\frac{dM}{ds}$ aus den Momenten, welche ja die Quer- und Schubkräfte aus den vorherrschenden Spannungsmomenten bedeuten.

3. Einfluß breiter Flanschen und hoher Stege auf die Spannungsverteilung, die Lage und Richtung der Biegepunkte und Biegeastrichtungen.

Die Bestimmung der Biegepunkte und Biegeastrichtungen sind unter Annahme der gleichmäßig verteilten flansch- und stegparallelen Spannungen dieser Biegunszustände ermittelt. Eggenschwyler weist in seiner bereits erwähnten Schrift „Über die Festigkeitsberechnung von Schiebetoren und ähnlichen Bauwerken“ jedoch nach, daß in breiten Flanschen und Stegen infolge der mit zunehmenden Querschnittsbreiten sich mehr auswirkenden Querkontraktion diese Spannungen nach den Rändern zu in Form der Kettenlinie $\sigma_m = \sigma_{m_r} \operatorname{Cof} c \cdot \frac{y'}{l}$ abnehmen. Hierin bedeuten σ_m die Normalspannungen im Abstand y' vom Querschnittsrand, σ_{m_r} die Randbiegungsspannungen und c eine vom Trägermaterial abhängige Konstante, welche nach Eggenschwyler für Stahl $\frac{16G}{E} = 6,45$ beträgt. Unter Beibehaltung der geradlinigen Verteilung der Biegunsspannungen nach Hooke würden in Verbindung mit dem obigen Gesetze im Mundsburger dreiflächigen Vollwandträger die Spannungen flanschparallelen Biegunszustandes wie in Abb. 11 sich darstellen lassen.

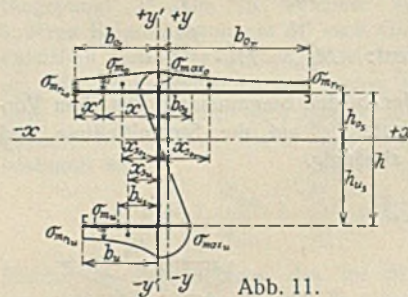


Abb. 11.

Flanschparalleler Biegunszustand.

$$\int_0^{b_{o,u}} \sigma_s dx = \int_0^{b_{o,u}} \sigma_m dx = \int_0^{b_{o,u}} \sigma_{m_r} \operatorname{Cof} c \cdot \frac{x}{l} \cdot dx$$

$$= \sigma_{m_r} \cdot \frac{l}{c} \cdot \operatorname{Sin} c \cdot \frac{b_{o,u}}{l} = M_s' \cdot \frac{h_{s,o,u}}{J_x} \cdot b_{o,u}$$

und hieraus weiter:

$$\sigma_m = M_s' \cdot \frac{h_{s,o,u}}{J_x} \cdot \frac{c b_{o,u}}{l} \cdot \frac{1}{\operatorname{Sin} c \cdot \frac{b_{o,u}}{l}}$$

$$\sigma_{m_r} = M_s' \cdot \frac{h_{s,o,u}}{J_x} \cdot \frac{c b_{o,u}}{l} \cdot \frac{\operatorname{Cof} c \cdot \frac{x'}{l}}{\operatorname{Sin} c \cdot \frac{b_{o,u}}{l}}$$

$$\sigma_{\max} = M_s' \cdot \frac{h_{s,o,u}}{l} \cdot \frac{c b_{o,u}}{l} \cdot \frac{\operatorname{Cof} c \cdot \frac{b_{o,u}}{l}}{\operatorname{Sin} c \cdot \frac{b_{o,u}}{l}}$$

1) Zeitschrift für angewandte Mathematik und Mechanik 1924.
 2) Schweizer Bauzeitung 1921.
 3) Verlag H. A. Ludwig Degener, Leipzig 1921.

Die Lage der Spannungsmittelkraft von der Stegmittellinie ist gegeben mit:

$$x_{s_{o,u}} = b_{o,u} \frac{\int_0^{b_{o,u}} \sigma_m x' dx'}{\int_0^{b_{o,u}} \sigma_m dx'} = b_{o,u} \frac{\int_0^{b_{o,u}} \sigma_{m_r} x' \cos c \cdot \frac{x'}{l} dx'}{\int_0^{b_{o,u}} \sigma_{m_r} \cos c \cdot \frac{x'}{l} dx'}$$

also

$$x_{s_{o,u}} = \frac{l}{c} \cdot \frac{\cos c \cdot \frac{b_{o,u}}{l} - 1}{\sin c \cdot \frac{b_{o,u}}{l}}$$

Mit der Verschiebung der Spannungsverteilung müssen sich auch die Zentrifugalmomente und Trägheitsmomente in ihrer Wirkung auf die Bestimmung der Lage des Biegepunktes T' und die Biegelastrichtung M' ändern. Es ist hier einzusetzen als wirksames Zentrifugalmoment:

$$J_{x'y'}^{w_{o,u}} = F_{o,u} h_{s_{o,u}} \cdot \frac{l}{c} \cdot \frac{\cos c \cdot \frac{b_{o,u}}{l} - 1}{\sin c \cdot \frac{b_{o,u}}{l}} = F_{o,u} h_{s_{o,u}} b_{s_{o,u}} \cdot \frac{l}{c b_{s_{o,u}}} \cdot \frac{\cos c \cdot \frac{b_{o,u}}{l} - 1}{\sin c \cdot \frac{b_{o,u}}{l}}$$

und hieraus

$$J_{xy'}^{w_{o,u}} = J_{xy'}^{o,u} \cdot \frac{l}{c b_{s_{o,u}}} \cdot \frac{\cos c \cdot \frac{b_{o,u}}{l} - 1}{\sin c \cdot \frac{b_{o,u}}{l}};$$

als wirksames Trägheitsmoment:

entsprechend den veränderten Spannungswerten:

$$\sigma_{\max} = M_s' \cdot \frac{h_{s_{o,u}}}{J_x} \cdot \frac{J_{x \text{ steg}}}{J_x} + M_s' \cdot \frac{h_{s_{o,u}}}{J_x} \cdot \frac{J_{x \text{ flansch}}}{J_x} = M_s' \cdot \frac{h_{s_{o,u}}}{J_x} \cdot \frac{b_{o,u}}{c l} \cdot \frac{\cos c \cdot \frac{b_{o,u}}{l}}{\sin c \cdot \frac{b_{o,u}}{l}}$$

$$J_x^w = J_x \cdot \frac{l}{c b_{o,u}} \cdot \frac{\sin c \cdot \frac{b_{o,u}}{l}}{\cos c \cdot \frac{b_{o,u}}{l}}$$

Die nach Abb. 12 dargestellten veränderlichen Spannungswerte des stegparallelen Biegunszustandes ergeben mit:

$$\sigma_{\max} = M_b'' \cdot \frac{h_{l,r}^{o,u}}{J_y} \cdot \frac{c h_{s_{o,u}}}{l} \cdot \frac{\cos c \cdot \frac{h_{s_{o,u}}}{l}}{\sin c \cdot \frac{h_{s_{o,u}}}{l}}$$

das wirksame Trägheitsmoment:

$$J_y^{w_{o,u}} = J_y^{o,u} \cdot \frac{l}{c h_{s_{o,u}}} \cdot \frac{\sin c \cdot \frac{h_{s_{o,u}}}{l}}{\cos c \cdot \frac{h_{s_{o,u}}}{l}}$$

das wirksame Zentrifugalmoment:

$$J_{xy'}^{w_{o,u}} = J_{xy'}^{o,u} \cdot \frac{l}{c h_{s_{o,u}}} \cdot \frac{\sin c \cdot \frac{h_{s_{o,u}}}{l}}{\cos c \cdot \frac{h_{s_{o,u}}}{l}}$$

Im stegparallelen Biegunszustand bleibt die Lage des Biegepunktes und die Richtung der Biegelast in den beiden Achsen der Spannungsverteilung nach der Geraden und nach der Kettenlinie dieselbe. Denn die Reduktionswerte für $J_{xy'}^{w_{o,u}}$ und $J_y^{w_{o,u}}$ sind die gleichen, womit die Lage und Richtung der die Biegelast bestimmenden Werte $\frac{J_{xy'}^w}{J_y}$ und $\frac{J_{xy'}}{J_y}$ ebenfalls als einander gleich folgen.

Im flanschparallelen Biegunszustand bleibt jedoch die Lage und Richtung bei Spannungsverteilung nach der Kettenlinie mit den ver-

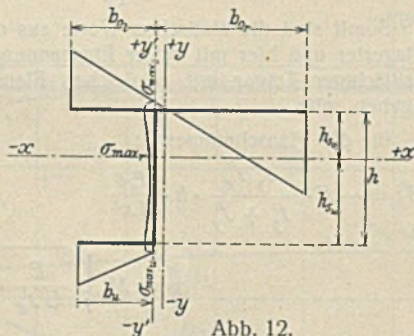


Abb. 12. Stegparalleler Biegunszustand.

schiedenen Reduktionswerten für $J_{xy'}^{w_{o,u}}$ und $J_x^{o,u}$ nicht unbeeinflusst. Es sei dieser Einfluß am Mundsburger dreiflüchigen Brückenträger mit seinem hohen Steg, dem breiten oberen und dem schmalen unteren Flansch rechnerisch wie folgt nachgewiesen.

Für den Träger über der Mittelöffnung von $l = 1385$ cm Stützweite ist für den unteren Flansch mit $b_u = 110$ cm, $b_{su} = 58,3$ cm der Reduktionswert des Zentrifugalmoments:

$$\frac{l}{c b_{o,u}} \cdot \frac{\cos c \cdot \frac{b_u}{l} - 1}{\sin c \cdot \frac{b_u}{l}} = \frac{1385}{6,45 \cdot 58,3} \cdot \frac{\cos 6,45 \cdot \frac{110}{1385} - 1}{\sin 6,45 \cdot \frac{110}{1385}} = 0,93,$$

der Reduktionswert des Trägheitsmoments:

$$\frac{l}{c b_u} \cdot \frac{\sin c \cdot \frac{b_u}{l}}{\cos c \cdot \frac{b_u}{l}} = \frac{1385}{6,45 \cdot 58,3} \cdot \frac{\sin 6,45 \cdot \frac{110}{1385}}{\cos 6,45 \cdot \frac{110}{1385}} = 0,91,$$

folglich: $\frac{J_{xy'}^w}{J_x^w} = \frac{J_{xy'}}{J_x} \cdot 0,93 = \frac{J_{xy'}}{J_x} \cdot 1,02 \approx \frac{J_{xy'}}{J_x}$

und für den oberen Flansch mit $b_{ol} = 115$ cm, $b_{or} = 198$ cm ist mit

$$x_{s_{or}} = \frac{l}{c} \cdot \frac{\cos c \cdot \frac{b_{or}}{l} - 1}{\sin c \cdot \frac{b_{or}}{l}} = \frac{1385}{6,45} \cdot \frac{\cos 6,45 \cdot \frac{198}{1385} - 1}{\sin 6,45 \cdot \frac{198}{1385}} = 93,5 \text{ cm,}$$

und mit

$$x_{s_{ol}} = \frac{l}{c} \cdot \frac{\cos c \cdot \frac{b_{ol}}{l} - 1}{\sin c \cdot \frac{b_{ol}}{l}} = \frac{1385}{6,45} \cdot \frac{\cos 6,45 \cdot \frac{115}{1385} - 1}{\sin 6,45 \cdot \frac{115}{1385}} = 56,0 \text{ cm,}$$

also mit $y_s = 93,5 - 56 = 37,5$ cm gegen 41,5 cm bei geradliniger Spannungsverteilung, der Reduktionswert des Zentrifugalmoments: $\frac{y_s}{b_{so}} = \frac{37,5}{41,5} = 0,91$ und der Reduktionswert des Trägheitsmoments für den rechten Flanschteil:

$$\frac{l}{c b_{or}} \cdot \frac{\sin c \cdot \frac{b_{or}}{l}}{\cos c \cdot \frac{b_{or}}{l}} = \frac{1385}{6,45 \cdot 198} \cdot \frac{\sin 6,45 \cdot \frac{198}{1385}}{\cos 6,45 \cdot \frac{198}{1385}} = 0,79,$$

für den linken Flanschteil:

$$\frac{l}{c b_{ol}} \cdot \frac{\sin c \cdot \frac{b_{ol}}{l}}{\cos c \cdot \frac{b_{ol}}{l}} = \frac{1385}{6,45 \cdot 115} \cdot \frac{\sin 6,45 \cdot \frac{115}{1385}}{\cos 6,45 \cdot \frac{115}{1385}} = 0,91$$

und für den ganzen Flansch annähernd gleich $\frac{0,91 + 0,79}{2} = 0,85$.

Folglich ist:

$$\frac{J_{xy'}^w}{J_x^w} = \frac{J_{xy'}}{J_x} \cdot 0,85 = \frac{J_{xy'}}{J_x} \cdot 1,07 \approx \frac{J_{xy'}}{J_x}$$

Der Einfluß der Spannungsverteilung nach der Kettenlinie auf die bei geradliniger Spannungsverteilung ermittelte Lage des Biegepunktes und die Richtung der Biegelast ist für den Mundsburger Träger als unbedeutend nachgewiesen und ist somit auch in der Trägeruntersuchung vernachlässigt. Immerhin können bei Querschnittsformen wie z. B. C und Z mit recht breiten einseitigen Flanschen diese Einflüsse aus der kettenförmigen Spannungsverteilung nicht ohne Bedeutung bleiben, so daß zweckmäßig von Fall zu Fall der Wert dieser Einflüsse zu untersuchen wäre.

4. Ermittlung der Verdrehungsbeanspruchungen.

Es sind also noch die Verdrehungsbeanspruchungen σ_d des dreiflüchigen Trägers zu ermitteln. In „Der Bauingenieur“ 1925 hat L. Föppl-München in seiner Abhandlung „Beanspruchung eines C-Trägers auf Biegung und Verdrehung“ den Weg zum rechnerischen Nachweis der Verdrehungsbeanspruchungen dreiflüchiger Träger mit gleichen Flanschen gezeigt. Die Anwendung dieser Untersuchung auf den dreiflüchigen Träger mit ungleichen Flanschen, wie ihn der Mundsburger Träger darstellt, und bei unsymmetrischen Belastungszuständen bedingt eine geringe Umwandlung der Föppl'schen Formeln.

Bei dem in Abb. 13 dargestellten, auf zwei Stützen gelagerten und hier gegen Verdrehen gesicherten dreiflüchigen Träger vom Querschnitt des Mundsburger Trägers bewirkt die Last P im Abstände t vom Hauptbiegepunkt T und in der Entfernung $x = a$ und $x = b$ von den Auflagern A und B äußere Verdrehungsmomente, und zwar entsprechend den Belastungsquerkräften

für den Abschnitt

$$x = 0 - a \text{ von konstantem Wert } M_{ta} = +P \frac{b}{l} x,$$

für den Abschnitt

$$x = 0 - b \text{ von konstantem Wert } M_{tb} = -P \frac{a}{l} x.$$

Diese äußeren Verdrehungsmomente sind durch die Biegesteifigkeit der Flanschen und die Verdrehungssteifigkeit des Trägers aus Schubmodul G des Trägermaterials und dem Föpplischen Drillingsträgheitsmoment J_d des Profils auszudrücken. Bezeichnen Q_b die Flanschquerkräfte aus den durch die äußere Verdrehung bewirkten Flanschbiegemomenten M_b , δ die elastische gegenseitige Verdrehung benachbarter Querschnitte, so besteht nach Abb. 14 mit dem äußeren Verdrehungsmoment M_t die Beziehung $M_t = -G J_d \cdot \frac{d\delta}{dx} - Q_b \cdot h$, und zwar in beiden Ausdrücken das Vorzeichen $-$, da δ mit zunehmendem x wächst, und die Querkräfte Q_b als Widerstand dem äußeren Verdrehungsmoment entgegenwirken. Bezeichnen y_o und y_u die elastischen Flanschausbiegungen entsprechend den Trägheitsmomenten J_y^o und J_y^u auf die stepparallele Schwerachse, so bestehen für die Flanschbiegemomente M_b die bekannten Elastizitätsgleichungen

$$M_b = -E J_y^o \cdot \frac{d^2 y_o}{dx^2} = -E J_y^u \cdot \frac{d^2 y_u}{dx^2}.$$

Somit folgt hieraus:

$$dy_o : dy_u = J_y^u : J_y^o \text{ oder } dy_o = \frac{J_y^u}{J_y^o + J_y^u} (dy_o + dy_u)$$

$$\text{und } dy_u = \frac{J_y^o}{J_y^o + J_y^u} (dy_o + dy_u).$$

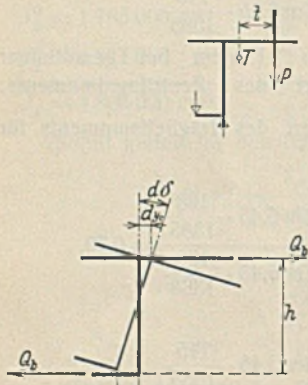


Abb. 14.

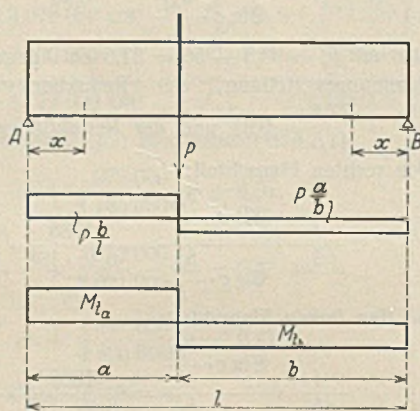


Abb. 13.

Bei Vernachlässigung der von A. Senft (Über die Beanspruchung von I-Trägern durch Drehmomente¹⁾) als unbedeutend nachgewiesenen elastischen Verbiegung des Stegbleches können die elastischen Verdrehungen bei Belastung innerhalb der Elastizitätsgrenze als geradlinig angenommen werden, so daß nach Abb. 14 folgt: $dy_o + dy_u = h d\delta$ und hieraus:

$$dy_o = \frac{J_y^u}{J_y^o + J_y^u} h d\delta \text{ und } dy_u = \frac{J_y^o}{J_y^o + J_y^u} h d\delta.$$

Und so wird für die Flanschbiegemomente der Ausdruck:

$$M_b = -E \frac{J_y^o \cdot J_y^u}{J_y^o + J_y^u} h \frac{d^2 \delta}{dx^2}$$

und für die Flanschquerkräfte mit $Q_b = \frac{dM_b}{dx}$ der Ausdruck:

$$Q_b = -E \frac{J_y^o \cdot J_y^u}{J_y^o + J_y^u} h^2 \frac{d^3 \delta}{dx^3}$$

gewonnen. Diese Ausdrücke in die Gleichung der äußeren Verdrehungsmomente M_t eingesetzt, gibt die elastische Grundgleichung der Verdrehung dreiflächiger Träger mit ungleichen Flanschen zu:

$$M_t = -G J_d \frac{d\delta}{dx} + E \frac{J_y^o \cdot J_y^u}{J_y^o + J_y^u} h^2 \frac{d^3 \delta}{dx^3}.$$

Wird zur Abkürzung die Verdrehungssteifigkeit $G J_d = \mathcal{C}$ die von den Querschnittsabmessungen abhängige Trägerkonstante

$$h \sqrt{\frac{E}{\mathcal{C}} \cdot \frac{J_y^o \cdot J_y^u}{J_y^o + J_y^u}} = \alpha$$

gesetzt, so geht die obige Grundgleichung in die Föpplische Form über, so daß wird

$$\frac{d\delta}{dx} - \alpha^2 \frac{d^3 \delta}{dx^3} = -M_t \frac{1}{\mathcal{C}}.$$

Die allgemeine Lösung dieser Grundgleichung für den Träger der Abb. 13 besteht aus zwei Teilen, und zwar für den Balkenteil:

$x = 0 - a$ mit:

$$\partial_a = A_0 + A_1 e^{\frac{x}{\alpha}} + A_2 e^{-\frac{x}{\alpha}} - \frac{M_t}{\mathcal{C}} \cdot \frac{b}{l} x$$

$$\frac{d\partial_a}{dx} = +\frac{1}{\alpha} A_1 e^{\frac{x}{\alpha}} - \frac{1}{\alpha} A_2 e^{-\frac{x}{\alpha}} - \frac{M_t}{\mathcal{C}} \cdot \frac{b}{l}$$

$$\frac{d^2 \partial_a}{dx^2} = +\frac{1}{\alpha^2} A_1 e^{\frac{x}{\alpha}} + \frac{1}{\alpha^2} A_2 e^{-\frac{x}{\alpha}}$$

$x = 0 - b$ mit:

$$\partial_b = B_0 + B_1 e^{\frac{x}{\alpha}} + B_2 e^{-\frac{x}{\alpha}} - \frac{M_t}{\mathcal{C}} \cdot \frac{a}{l} x$$

$$\frac{d\partial_b}{dx} = +\frac{1}{\alpha} B_1 e^{\frac{x}{\alpha}} - \frac{1}{\alpha} B_2 e^{-\frac{x}{\alpha}} - \frac{M_t}{\mathcal{C}} \cdot \frac{a}{l}$$

$$\frac{d^2 \partial_b}{dx^2} = +\frac{1}{\alpha^2} B_1 e^{\frac{x}{\alpha}} + \frac{1}{\alpha^2} B_2 e^{-\frac{x}{\alpha}}$$

Zur Ermittlung der Integrationskonstanten A_0, A_1 und A_2 wie B_0, B_1 und B_2 stehen aus den Auflager- und Lastangriffsverhältnissen auch sechs Bedingungsgleichungen zur Verfügung, welche nach Einführung der Abkürzungen $\frac{a}{\alpha} = k_a, \frac{b}{\alpha} = k_b, \frac{l}{\alpha} = k$ sind:

aus $x = 0$:

$$(1) \quad \partial_a = 0 \quad A_0 + A_1 + A_2 = 0$$

$$(2) \quad \partial_b = 0 \quad B_0 + B_1 + B_2 = 0$$

$$(3) \quad \frac{d^2 \partial_a}{dx^2} = 0 \quad A_1 + A_2 = 0$$

$$(4) \quad \frac{d^2 \partial_b}{dx^2} = 0 \quad B_1 + B_2 = 0$$

aus $x = a$ }
 $x = b$ } +

$$(5) \quad \frac{d\partial_a}{dx} = -\frac{d\partial_b}{dx} + A_1 e^{\frac{x}{\alpha}} - A_2 e^{-\frac{x}{\alpha}} - M_t \cdot \frac{\alpha}{\mathcal{C}} \cdot \frac{b}{l}$$

$$= +B_1 e^{\frac{x}{\alpha}} - B_2 e^{-\frac{x}{\alpha}} + M_t \cdot \frac{\alpha}{\mathcal{C}} \cdot \frac{a}{l}$$

$$(6) \quad \frac{d^2 \partial_a}{dx^2} = \frac{d^2 \partial_b}{dx^2} + A_1 e^{\frac{x}{\alpha}} + A_2 e^{-\frac{x}{\alpha}} = +B_1 e^{\frac{x}{\alpha}} + B_2 e^{-\frac{x}{\alpha}}.$$

Aus diesen Bedingungsgleichungen folgen die Integrationskonstanten mit:

$$A_0 = B_0$$

$$A_1 = +M_t \cdot \frac{\alpha}{\mathcal{C}} \cdot \frac{\sin k_b}{\sin k} = -A_2$$

$$B_1 = +M_t \cdot \frac{\alpha}{\mathcal{C}} \cdot \frac{\sin k_a}{\sin k} = -B_2$$

und damit die Auflösung der Grundgleichungen:

für $x = 0 - a$

$$\partial_a = -M_t \cdot \frac{1}{\mathcal{C}} \left[\frac{b}{l} \cdot x - \alpha \cdot \frac{\sin k_b}{\sin k} \cdot \sin \frac{x}{\alpha} \right]$$

für $x = 0 - b$

$$\partial_b = -M_t \cdot \frac{1}{\mathcal{C}} \left[\frac{a}{l} \cdot x - \alpha \cdot \frac{\sin k_a}{\sin k} \cdot \sin \frac{x}{\alpha} \right].$$

Somit sind die statischen Werte aus der Verdrehung beiderseits aufgelagerter und hier mit voller Einspannung gegen Verdrehen gesicherter dreiflächiger Träger mit ungleichen Flanschen für beliebige Einzellast gegeben mit:

für die Flanschmomente:

$$M_b = -E \cdot \frac{J_y^o \cdot J_y^u}{J_y^o + J_y^u} \cdot h \cdot \frac{d^2 \delta}{dx^2}$$

$$= \pm M_t \sqrt{\frac{E}{G J_d} \cdot \frac{J_y^o \cdot J_y^u}{J_y^o + J_y^u} \left(\frac{\sin \frac{b}{\alpha}}{\sin \frac{l}{\alpha}} \cdot \sin \frac{x}{\alpha} \right)_0^a}$$

$$M_b = \pm M_t \sqrt{\frac{E}{G J_d} \cdot \frac{J_y^o \cdot J_y^u}{J_y^o + J_y^u} \left(\frac{\sin \frac{a}{\alpha}}{\sin \frac{l}{\alpha}} \cdot \sin \frac{x}{\alpha} \right)_0^b}$$

¹⁾ „Zeitschr. f. Bauwesen“, 1919.

für die Flanschquerkräfte:

$$Q_b = \frac{d M_b}{d x} = \pm M_t \sqrt{\frac{E}{G J_d} \cdot \frac{J_y^o J_y^u}{J_y^o + J_y^u}} \left(\frac{\sin \frac{b}{\alpha} \cdot \cos \frac{x}{\alpha}}{\sin \frac{l}{\alpha}} \right)_0^a$$

$$= \pm M_t \sqrt{\frac{E}{G J_d} \cdot \frac{J_y^o J_y^u}{J_y^o + J_y^u}} \left(\frac{\sin \frac{a}{\alpha} \cdot \cos \frac{x}{\alpha}}{\sin \frac{l}{\alpha}} \right)_0^b$$

für die inneren Verdrehungsmomente:

$$M_d = \pm (M_t - q_b h) = \pm M_t \left[\frac{b}{l} \cdot x - \frac{\sin \frac{b}{\alpha} \cdot \cos \frac{x}{\alpha}}{\sin \frac{l}{\alpha}} \right]_0^a$$

$$= \pm M_t \left[\frac{a}{l} \cdot x - \frac{\sin \frac{a}{\alpha} \cdot \cos \frac{x}{\alpha}}{\sin \frac{l}{\alpha}} \right]_0^b$$

Die Anwendung dieser Formel auf die Mundburger dreiflächigen Brückenträger ergibt mit dem

Trägheitsmoment des oberen Querschnittes: $J_y^o = 3\,978\,000 \text{ cm}^4$
 „ „ „ „ unteren „ „ „ : $J_y^u = 800\,000 \text{ „}$
 also: $J_y^o + J_y^u = 4\,778\,000 \text{ cm}^4$

Drillingsträgheitsmoment des Querschnitts:

$$J_d \approx \frac{(b_o + b_u + h)^3}{3} \approx 600 \text{ cm}^4,$$

den Wert der Trägheitskonstanten:

$$\alpha = h \sqrt{\frac{E}{G J_d} \cdot \frac{J_y^o \cdot J_y^u}{J_y^o + J_y^u}}$$

$$= 177 \sqrt{\frac{2,1}{0,8 \cdot 6,0 \cdot 10^2} \cdot \frac{3,978 \cdot 0,8 \cdot 10^{12}}{4,778 \cdot 10^6}} \approx 177,54 \approx 9458 \text{ cm}.$$

Es ist für die große Stützweite des Trägers von $l = 1382 \text{ cm}$
 $\sin \frac{l}{\alpha} = \sin \frac{1382}{9458} = \sin 0,146 = 0,146$, also gleich $\frac{l}{\alpha}$, womit auch die
 kleineren Werte $\sin \frac{b}{\alpha}$, $\sin \frac{a}{\alpha}$, $\sin \frac{x}{\alpha}$ genau genug gleich $\frac{b}{\alpha}$, $\frac{a}{\alpha}$ und $\frac{x}{\alpha}$
 gesetzt werden können, und da auch $\cos \frac{l}{\alpha}$ mit 1 in Rechnung gestellt
 werden kann, so folgen, ohne ins Gewicht fallende Abweichungen, die
 statischen Werte aus der Verdrehung mit:

$$M_b = \pm M_t \cdot \frac{b}{l} \cdot x \quad Q_b = \pm M_t \cdot \frac{1}{h} \cdot \frac{b}{l}$$

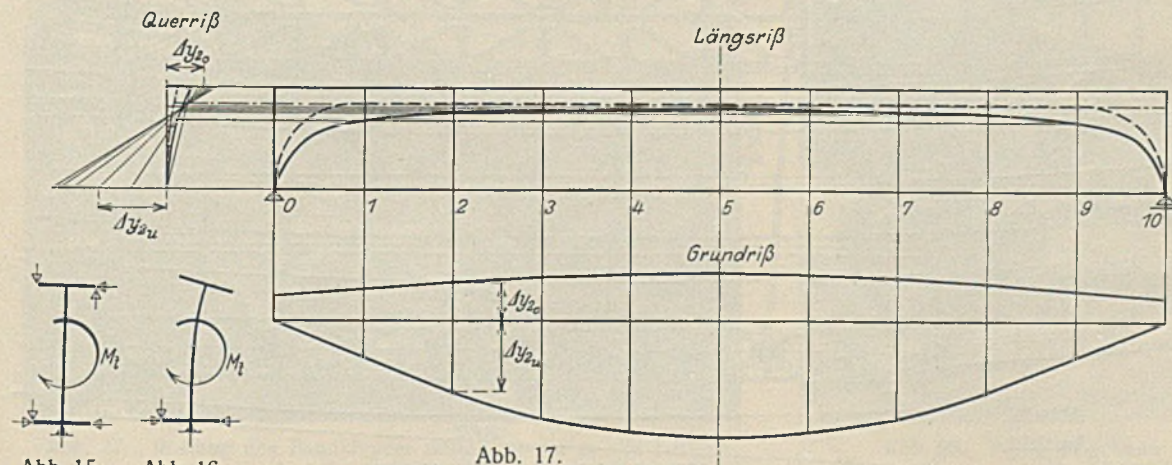
$$M_b = \pm M_t \cdot \frac{a}{l} \cdot x \quad Q_b = \pm M_t \cdot \frac{1}{h} \cdot \frac{a}{l}$$

und $M_d = 0$, so daß das äußere Verdrehungsmoment für die Bemessung der Querkonsolen oder Querstabaussteifungen mit seinem vollen Wert

$$M_t = \pm P l \cdot \frac{b}{l} \cdot x \quad \text{und} \quad M_t = \pm P t \cdot \frac{a}{l} \cdot x$$

einzusetzen ist.

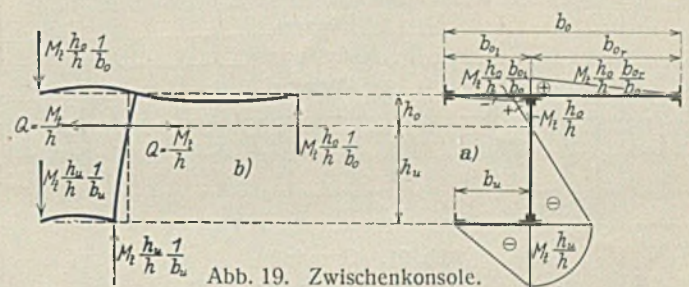
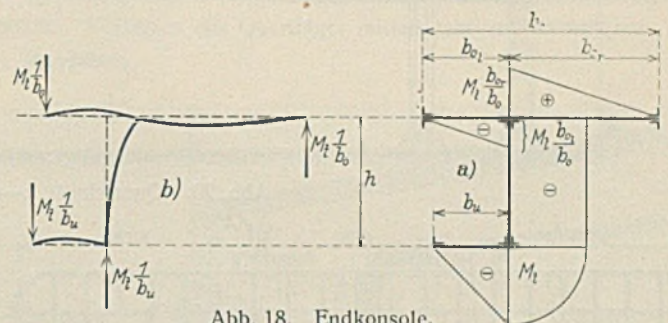
Damit ist gezeigt, daß bei den größeren Abmessungen der dreiflächigen Brückenträger gegenüber den Abmessungen der Walzprofile die Berechnung der Verdrehungsbeanspruchungen nach Kenntnis der Lage und Richtung von



Biegepunkten und Biege lasten für flansch- und stegparallelen Biegungszustand mit den einfachen Gesetzen der Momenten- und Querkraftslehre an Balken-Trägern gelöst werden kann.

5. Beanspruchung der Querkonsolen aus der Verdrehung.

Betreffs der Sicherung dreiflächiger Träger gegen Verdrehung ist noch einiges zu beachten. Die theoretische Ableitung der Verdrehungsbeanspruchungen nach der Föppl'schen Methode setzt feste Einspannung gegen Verdrehen über den Auflagern voraus. Das ergibt bei konstantem Trägerquerschnitt für die Bezugslinie der äußeren Drehmomente als Verbindungslinie der Hauptbiegepunkte der Trägerquerschnitte eine gerade Linie. Die Schnittpunkte der Stegmittlebene mit den Verbindungslinien der zu beiden Seiten der Stegmittlebene in den Flanschenebenen angetragenen und im umgekehrten Verhältnis der Flanschträgheitsmomente sich auswirkenden Flanschausbiegungen müssen dann ebenfalls entsprechend der Nulllinie aus der Biegungslehre auf einer geraden Linie liegen. Diese gerade Linie bildet die Wendelinie der Stegverbiegungen aus der Verdrehung und sei als Drehlinie des Trägers bezeichnet.



Die Sicherung dreiflächiger Brückenträger über den Auflagern kann jedoch auf zweierlei Art erfolgen. Entweder durch eine vollständige Einspannung nach Abb. 15, welche die Verbiegung des Trägerquerschnitts über dem Auflager vollkommen verhindert, oder durch eine teilweise Einspannung nach Abb. 16, die eine Verbiegung des Steges über den Auflagern zuläßt.

Bei teilweiser Sicherung gegen Verdrehen kann die Drehlinie keine gerade Linie sein, denn zu der elastischen Formveränderung aus der Verdrehung bei fester Einspannung tritt noch die Wirkung aus der in Abb. 15 angedeuteten Stegverbiegung. Durch Auftragen der Stegverbiegunslinie als Biegelinie eines Kragträgers unter dem Einfluß der Verdrehungsmomente und durch Übertragung ihrer Schnittpunkte mit den Verbindungslinien der in den Flanschebenen an die verbogene Stegmittellinie angetragenen Flanschausbiegungen auf den Längsriß des Trägers, wie in Abb. 17 dargestellt, sind auf einfache Weise die Drehlinien des Trägers für einen Belastungsfall, hier für eine Drehlast in Trägermitte, auf zeichnerischem Wege bestimmt. Je steifer nun die

Endquerkonsole oder Endquerstabaussteifung eines dreiflächigen Trägers ist, desto mehr wird sich die Drehlinie der Geraden anpassen, wie es durch die gestrichelte Linie in Abb. 17 angegeben ist.

Es ist hierbei eine starre Einspannung des Steges über die ganze Trägerlänge angenommen. Diese trifft jedoch nur zu in den Auflagerpunkten. Inwiefern die elastische Einspannung des Steges zwischen den Auflagern Einfluß hat auf die Lage der Drehlinie, kann nur durch Versuche und hieraus entwickelte theoretische Ableitungen ermittelt werden. Bei steifer und somit für den Träger

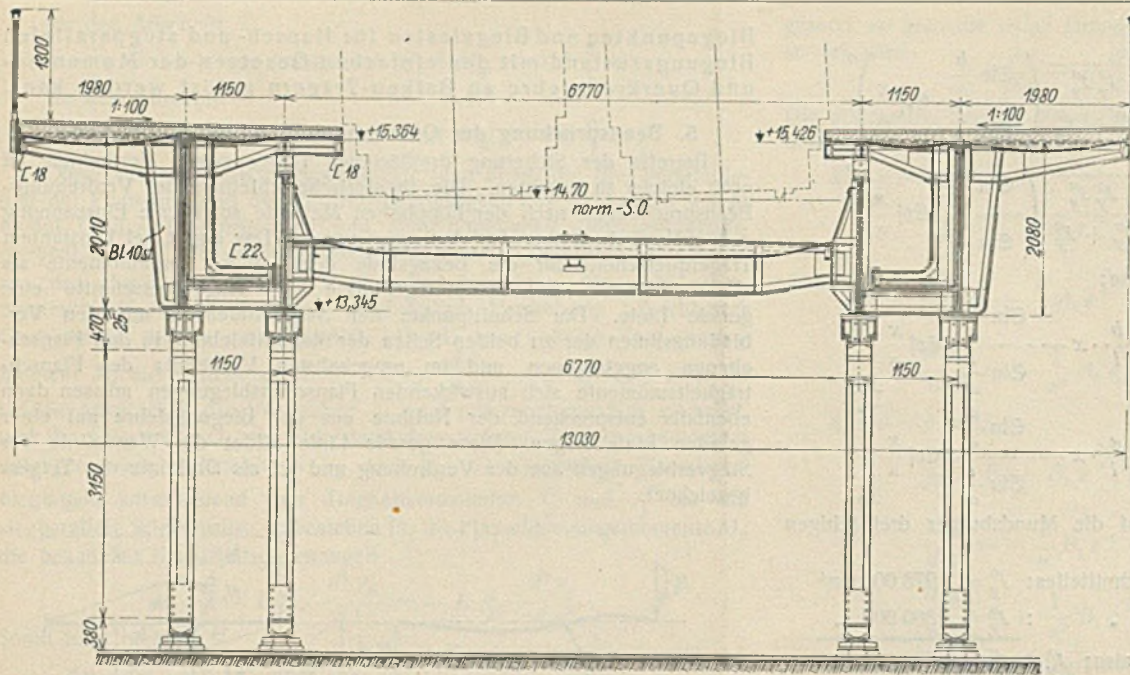


Abb. 20. Querschnitt a-a.

bei K räumlichen Knotenpunkten an Stabzahl $n = 3K - 6$ aufweisen müssen.

6. Konstruktion der ausgeführten Träger.

Die Abb. 20 bis 28 zeigen die ausgeführten dreiflächigen Brückenträger der Bahnsteigverlängerungen der Haltestellen Mundsburg und Süderstraße.

Für die Hochbahnhaltestelle Mundsburg mußten die Bahnsteigverlängerungen im Anschluß an die stählerne Hochbahnüberführung über die Straße „Lerchenfeld“ aus einer einfachen Gerberbalkenbrücke mit zwei vollwandigen Hauptträgern von etwa 1,30 m Höhe auf massiven Endwiderlagern und zwei stählernen Pendelstützen in den Abständen von $2 \times 10,00$ m und $1 \times 13,85$ m angeschlossen werden. Die Höhenlage der Bahnsteige verlangte 1,77 m hohe Bahnsteigträger, welche in 1,15 m Abstand von den Haupt-

trägern der Hochbahnüberführung als vollwandige, dreiflächige Träger mit je einem breiten, der Gleiskrümmung sich anpassenden oberen Flanschträger zur Aufnahme des etwa 3,65 m breiten Bahnsteiges und mit je einem schmalen unteren Flanschträger ausgebildet sind. Der untere Flanschträger bildet gleichzeitig den Gehweg des Ganges zwischen dem vorhandenen und neuen Bauwerk, der zur Durchführung der zahlreichen Hochbahnkabel ausgebaut werden konnte. Die dreiflächigen Bahnsteigträger sind auf den verbreiterten Massivwiderlagern und auf zwei neuen Pendelstützen in Abständen der Auflagerungen des vorhandenen Bauwerks kontinuierlich gelagert. Gerbergelenke sind bei der Art

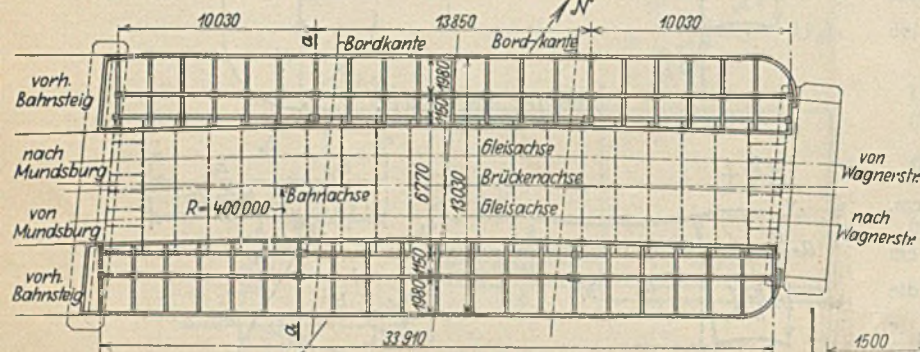


Abb. 21. Grundriß.

Abb. 20 u. 21. Haltestelle Mundsburg.

günstiger Ausbildung der Endkonsole wird in den Grenzen der kleinen zulässigen Formveränderungen im elastischen Bereich dieser Einfluß nicht von so großer Bedeutung sein, als daß eine Gefährdung der Sicherheit des Bauwerkes bei Annahme starrer Stegspannung über ganze Trägerlänge möglich wäre. Die Kenntnis der Drehlinie ermöglicht nunmehr die Bestimmung der Momentenwirkung auf die Querkonsolen. Abb. 18 u. 19 geben diese für die End- und eine Zwischenkonsole des Mundsburger Trägers an.

Hiermit sind die theoretischen Erörterungen über verdrehungsfeste, vollwandige, dreiflächige Brückenträger in ihren Grundzügen dargestellt, so daß noch einiges über solche Träger in Fachwerk zu sagen wäre. Bei Fachwerkträgern ist der Verlauf der inneren Kräfte durch die Lage der Fachwerkstäbe eindeutig festgelegt, so daß äußere Verdrehungsmomente immer nur auf die Stegfachwerkebene Bezug haben können. Das System kann innerlich statisch bestimmt sein, wenn die Gurtstäbe der Flanschträger auch die Gurtstäbe des Stegträgers bilden und hierbei durch die Diagonalstäbe der Flanschen die Gurtkräfte erhalten. Oder die Träger sind innerlich statisch unbestimmt, wenn der Stegträger mit Gurtstäben in der Stegebene als eigener Träger ausgebildet ist und zu beiden Seiten dieses Trägers die Stäbe des Flanschträgers sich anschließen. Die dreiflächigen Fachwerkträger sind räumliche Träger, welche bei innerlicher statischer Bestimmtheit und

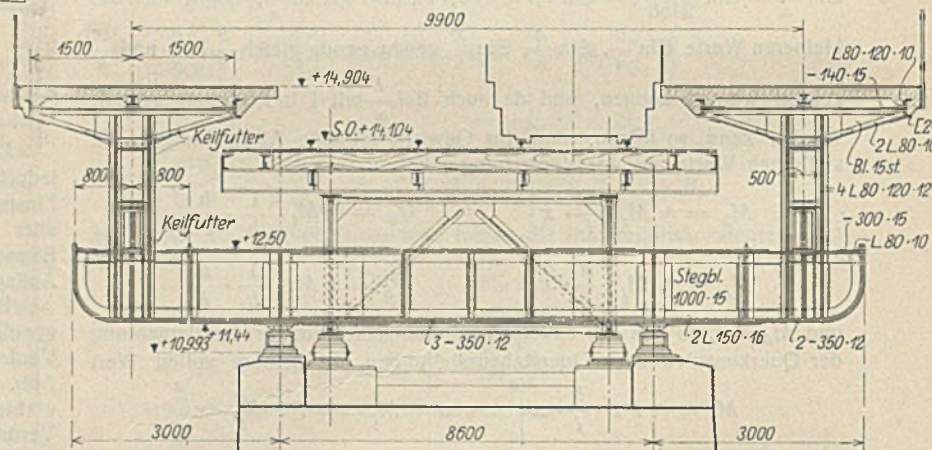


Abb. 22. Ansicht des Endquerträgers.

Aufsicht auf den oberen Flanschträger

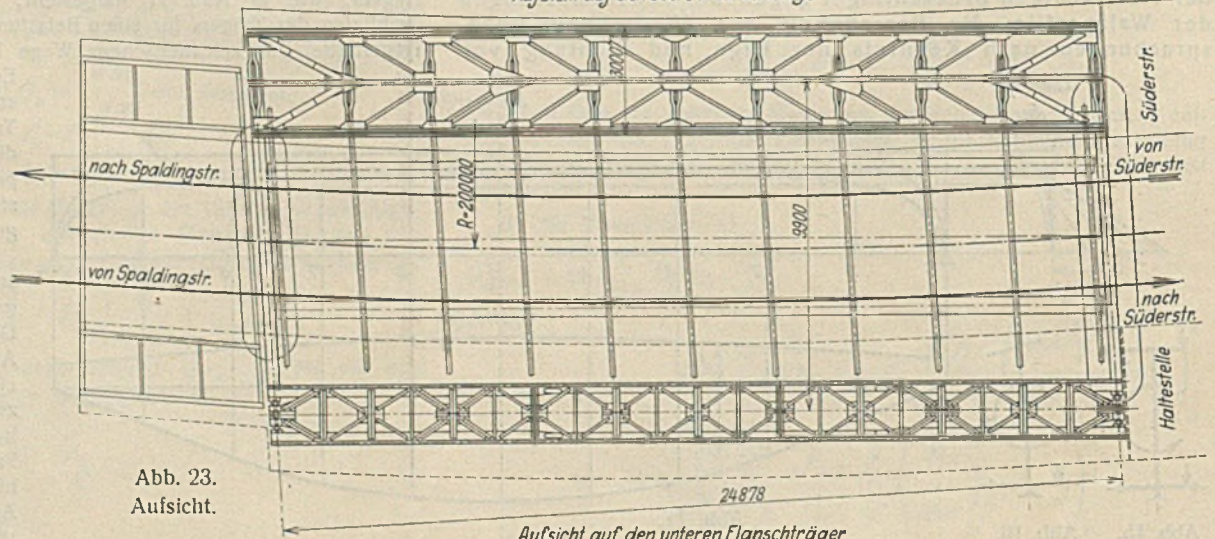


Abb. 23. Aufsicht.

Aufsicht auf den unteren Flanschträger

Abb. 22 u. 23. Haltestelle Süderstraße.

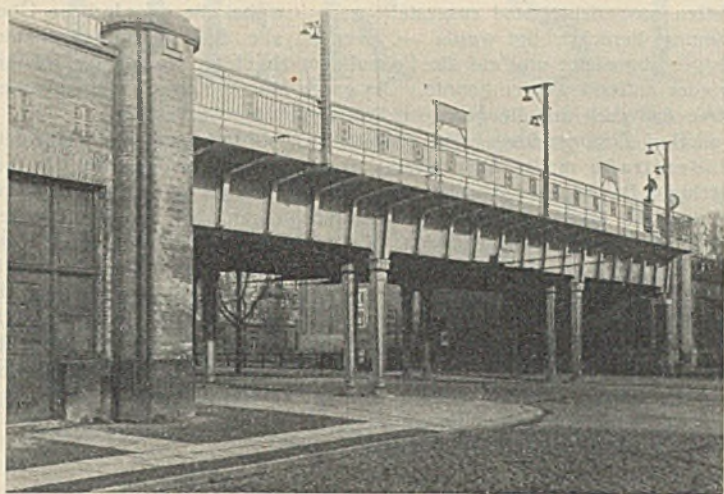


Abb. 24. Fertiger Zustand.

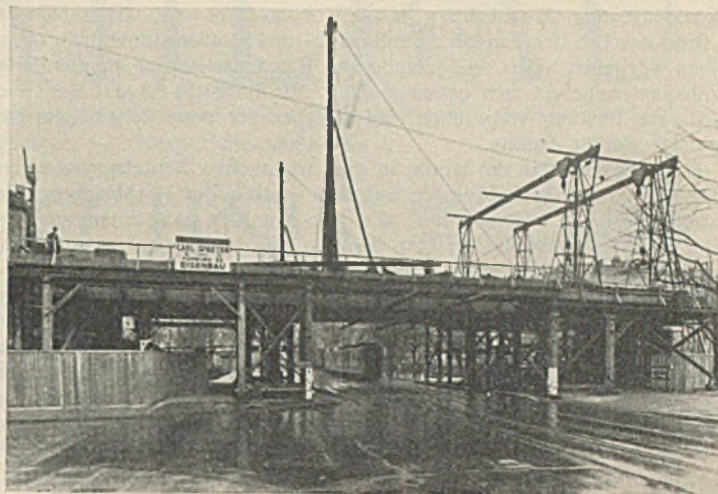


Abb. 25. Versetzen der Querträger mittels fahrbarer Portalkrane.

Abb. 24 bis 26. Haltestelle Mundsburg.

des Trägers nicht möglich. Bei dem vorhandenen guten sandigen Baugrund war die Ausführung als kontinuierliche Balkenträger unbedenklich. Querkonsolen in etwa 1,70 m Abstand sichern die winkelfeste Lage der Stegfläche zu den Flanschflächen. Die unteren Arme der Querkonsolen über den Auflagerpunkten greifen unter die unteren Flanschträger bis zu den Hauptträgern des vorhandenen Bauwerks durch, wo sie an diese mittels Schraubenbolzen und Winkelknaggen angeschlossen sind. Die Stegbleche des oberen Flanschträgers sind aus Buckelblechen gebildet, in deren Mulden die Betonunterlage der asphaltierten Bahnsteigunterlage gebettet ist.

Die Bahnsteigträger der Bahnsteigverlängerungen der Haltestelle Süderstraße sind im Anschluß an das über den Südkanal führende Hochbahnviadukt wie dieses in Fachwerk hergestellt. Für diese neuen Bahnsteigträger mußten durch auskragende Blechträger auf den massiven Pfeilern des vorhandenen Bauwerks Auflagermöglichkeiten geschaffen werden. Diese Auflagerträger sind zwischen den Auflagern der bestehenden stählernen Überführungen auf Granitquadern gelagert, für die in den Kopfenden der massiven Pfeilerfundamente Unterlagskörper aus Eisenbeton eingebaut sind. Die Endkonsolen der dreiflächigen Brückenträger sind biegungsfest mit den Kragarmen der Auflagerträger verbunden und besorgen so die Einspannung des Trägers gegen Verdrehungen aus einseitigen Lasten. Die dreiflächigen Träger der Bahnsteigverlängerungen Süderstraße bilden symmetrische I-Träger von 2,10 m Systemhöhe und etwa 25 m Stützweite. Der obere Flanschträger ist ein 3 m breiter, der untere ein 1,6 m breiter Horizontalträger, dessen Gurtungen auch die Gurtungen der Stegträger sind und aus den Diagonalstäben der Flanschträger die Gurtkräfte erhalten. Die drei Flächen werden durch vollwandige Querkonsolen in etwa 2,50 m Abstand in ihrer Lage zueinander gehalten. Beide Träger sind zwecks konstruktiver Vereinfachung in ihren Querschnittformen über ganze Trägerlänge gleichartig ausgebildet. Die über den Trägern in der Querrichtung gespannte und auf die Gurtungen und einem aus zwei \square -Eisen gebildeten mittleren Längsträger aufgelagerte Eisenbetonplatte der Bahnsteige passen sich der Krümmung der Gleise an.



Abb. 26. Versetzen der Querträger mittels fahrbarer Portalkrane.

Die Träger der Bahnsteigverlängerungen Mundsburg wie Süderstraße sind für eine Nutzlast von 0,56 t/m² nach den „Grundsätzen für die bauliche Durchbildung eiserner Eisenbahnbrücken“ (G. E.) der Deutschen Reichsbahngesellschaft entworfen. Die Entwurfsbearbeitung und die Bauleitung lag in Händen der Hamburger Hochbahn A.-G., die Lieferung und Ausführung war der Firma Carl Spaeter G. m. b. H. in Hamburg übertragen.

Im Anschluß an vorstehendes sei noch einiges über die Aufstellungsarbeiten gesagt. Sie sind hinsichtlich der Träger der Bahn-

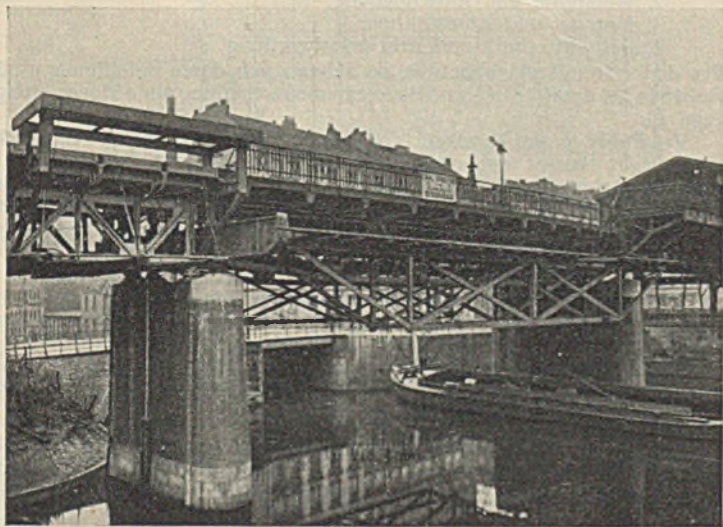


Abb. 27. Rüstung des Bahnkörpers mittels zweier an die fertigen Auflagerträger angehängten Sprengwerke.

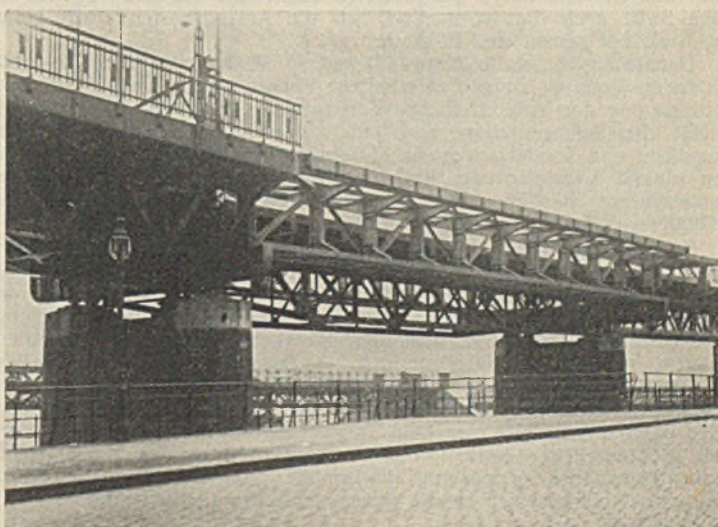


Abb. 28. Fertig eingebaute dreiflächige Gitterträger ohne Bahnsteigplatte.

Abb. 27 u. 28. Haltestelle Süderstraße.

steigverlängerung Mundsburg insofern bemerkenswert, als senkrecht zur Brückenachse der ungehinderte Straßen- und Straßenbahnverkehr offen bleiben, dagegen oben in Richtung der Brückenachse der ungehinderte Hochbahnverkehr vor sich gehen mußte. Mit Rücksicht hierauf war eine abgedeckte Rüstung vorgesehen, auf welcher der neue Bahnsteigkörper aufgebaut werden konnte.

Das gesamte Material wurde in den nächtlichen Betriebspausen der Hochbahn mittels Betriebswagen auf den Gleisen der Hochbahn an die Baustelle gebracht. Hier waren, wie aus den Abb. 25 u. 26 hervorgeht, zwei fahrbare Portalkrane für eine Nutzlast von je 7,5 t aufgestellt. Die senkrechten Blechträger wurden in zwei Stücken von je 13 t angefahren, in die Flaschenzüge gehängt, von den Betriebswagen hochgenommen, mit Hilfe der Laufkatze seitlich verfahren und auf die Rüstungen heruntergelassen. In derselben Weise wurden auch die Blechträger für den unteren Horizontalträger sowie die Teile des oberen Horizontalträgers angeliefert, abgesetzt und eingebaut. Bevor die Abtietung begann, wurden die Stützen untergebracht. — Nachdem der Dreifächenträger nach allen

Seiten ausgerichtet und ausgesteift war — wobei die erforderliche Überhöhung berücksichtigt wurde —, wurden alle drei zusammengebauten Träger abgietet und auf die Endauflager abgelegt, worauf die Rüstung wieder entfernt werden konnte. Die ganze Montage wurde vorgenommen, ohne daß auch nur die geringste Betriebsstörung eintrat.

Der Zusammenbau der dreifächigen Gitterträger der Haltestelle Süderstraße mußte über Wasser vorgenommen werden. Da die dreifächigen Bahnsteigträger über den Stropfteilern auf Querträgern zu liegen kamen, so lag es nahe, an diesen Blechträger über den Stropfteilern zwei Sprengwerke anzuhängen, die als Rüstung für die Montage des Bahnsteigkörpers dienten, wie Abb. 27 zeigt. Das gesamte Material wurde auf Schute angefahren, aus der Schute direkt hochgenommen. Da es sich bei dieser Konstruktion um einen Dreifächenträger handelte, so wurde jeder einzelne Stab für sich auf der Rüstung ausgelegt, mit der Überhöhung zusammengebaut und abgietet. Der Zusammenbau ging auf der glatten Rüstung verhältnismäßig einfach und schnell vonstatten. Abb. 28 zeigt das fertige Bauwerk.

Verschiedenes.

Der Stahlbau. Vortrag von Professor Dr.-Ing. chr. Walter Groplus-Berlin auf der Frühjahrmesse 1929 zu Leipzig. Das alte klassische Gesetz von der Erreichung der größten Wirkung mit geringsten Mitteln hat in der Technik eine neue Auferstehung erlebt. Auf das heutige Bauwesen übertragen, bedeutet es eine Auflockerung der Baumassen, ein Streben nach Ersparnis in Masse, Gewicht, Raum und Verkehrslast. An die Stelle des alten Massivbaues, bei dem die ganze Wand tragende Funktionen ausübt, tritt die Scheidung in „tragende“ und „füllende“ Bauteile. Dieser Vorgang bedeutet keinen „Ersatz“ im einschränkenden Sinne, sondern hochwertige Steigerung.

Als „tragender“ Bauteil ist der Stahl hervorragend geeignet. Er ist 30mal tragfähiger als Ziegelmauerwerk, seine Verwendung bedeutet eine Ersparnis an Massen von 40 bis 50%, von 5 bis 8% an Raum. Das klassische Land des Stahlskelettbauwesens sind die Vereinigten Staaten von Amerika, wo schon in den 80er Jahren Jennay beim Bau eines zehnstöckigen Gebäudes den Wänden die Last der Decken abnahm und mittels Stahlstützen auf die Fundamente übertrug. Bald ging man weiter und ließ das Gewicht der Wände durch besondere Wandträger in jedem Stockwerk aufnehmen. Beim neuen Stahlhochhaus dient die Wand nur noch raumabschließend, zum Schutz gegen Sicht und Witterung, ermöglicht demnach größere Gebäudehöhen als der alte Massivbau, dessen Untergeschosse bei steigender Höhe zu dicke Mauern erforderten.

Damit eröffnen sich ganz neue Möglichkeiten in der Bauorganisation, da jetzt der Hauptteil der Arbeit in die Werkstätten verlegt wird, während auf der Baustelle im wesentlichen nur die Montage vorgenommen und so eine erhebliche Ersparnis an Zeit und Zinsen — 2% für jeden Monat früherer Fertigstellung — sowie ein schnellerer Umsatz des Baugeldes bewirkt wird. Durch Verlegung des Hauptarbeitsvorganges in die Werkstatt ist eine gut organisierte Arbeitsvorbereitung möglich, die zusammen mit planmäßiger Normung, Verkürzung der Bauzeit, Unabhängigkeit von Jahreszeit und Witterung gewährleistet. Auch deshalb, weil gleich nach Aufstellung des Stahlskeletts die Dachbedeckung aufgebracht werden und der weitere Ausbau in ihrem Schutz stattfinden kann. Wichtig ist ferner, daß, bei späterer Erhöhung der Nutzlasten, die Konstruktion unschwer verstärkt werden kann. Entgegen den viel gehörten Behauptungen über die Rostgefahr des Stahls zeigen Beobachtungen in Amerika, wo man über 30jährige Erfahrungen verfügt, daß Stahlbauten diese Zeit in gutem Zustande überdauern haben und daß 95% von ihnen nach 30jähriger Lebensdauer noch verwendbar waren.¹⁾ Übereinstimmende Erfahrung in Deutschland und Amerika lehrt, daß die überragende Wirtschaftlichkeit stählerner Geschoßbauten beim vierten Stockwerk beginnt. Sie ist auf lange Sicht auch dort vorhanden, wo die Anfangskosten etwas höher liegen als bei gemauerten Häusern.

Danach ergibt sich die Notwendigkeit, für Kleinhäuser in Stahlskelettbau andere Voraussetzungen zu schaffen. Ebenso die Notwendigkeit einer Verbesserung der baupolizeilichen Vorschriften; In diesem Sinne arbeitet zurzeit die Reichsforschungsgesellschaft gemeinsam mit der Berliner Baupolizei und Sonderfachleuten. Die wichtigsten technischen Aufgaben sind einmal Vereinfachung und Verbilligung bei der Herstellung des Stahlskeletts. Hier ist die Entwicklung der Lichtbogenschweißung mit besonderer Aufmerksamkeit zu verfolgen.

Wichtig ist auch die Errechnung des wirtschaftlichsten Stützenabstandes unter Berücksichtigung variabler Einteilungsmöglichkeit für den Grundriß. Alsdann ist wichtig eine befriedigende Lösung der Wandbau- und Füllstoffe. Die zurzeit in Aufnahme kommenden Erzeugnisse dafür — Gasbeton, Zellenbeton, Bimsbeton, granuliertes Hochofenschlacke, poröse Ziegelfabrikate u. a. — lassen eine solche erwarten. Zu vermeiden sind Kältebrüche vor den Stützen. Von Bedeutung ist eine sorgfältige Ausbildung der Wandfüllungsanschlüsse an das Tragwerk unter Beschränkung der einzelnen Tragwerksteile. Auch bei den Decken muß größtmögliche Gewichtsparsnis angestrebt werden, durch leichte Deckenträger, die gleichzeitig horizontale Rohrleitungen aufnehmen. Erinnert sei hierbei auch an die neuen deutschen Leichtprofile.

¹⁾ Vergl. dazu die guten Erfahrungen mit eisernen und stählernen Brücken von noch erheblich längerer Lebensdauer in Deutschland und dem Ausland. (S. u. a. „Bautechnik“ 1927, Heft 41, S. 615 und Heft 48, S. 719.)

Eine solide Ummantelung der Stahlskelett-Teile gewährt den besten Rost- und gleichzeitig auch Feuerschutz. Erfolgreicher Wärmeschutz erfordert vor allem genügende Bemessung der Stärken der Wandfüllungen mit einer Sicherheit gegenüber theoretischen Zahlen. Besondere Weiterarbeit dürfte auch der schwierige Schallschutz erfordern. In Amerika sind hierzu bereits wertvolle Verfahren in Anwendung.²⁾

Im Bau von Stahlhochbauten und Stahlflachbauten sind zu unterscheiden:

1. Stahllamellenbau, 2. Stahltafelbau, 3. Stahlskelettbau,
4. Stahlrahmenbau.

Die beiden ersteren Methoden schließen das Stahlhochhaus vollständig in eine Stahlhaut ein. Sie haben aber eine Reihe von Bedenken. Für den Stahlhochbau kommt lediglich die Stahlskelettbauweise in Betracht.

Vom Standpunkt der Gesamtbauwirtschaft aus ergeben sich drei in ihren Organisationsmethoden wesentlich voneinander abweichende Arten der Bauherstellung:

1. Bewährte Ziegelbaumethoden mit neuen Organisationsverbesserungen.
2. Der Serienbau, d. h. Bau vieler gleichwertiger Wohneinheiten: Mit Hilfe von Baumaschinen in einer Art Fließarbeit, aber im wesentlichen noch mit der Hand ausgeführt. (Leichtbeton-Montagebauweisen ohne Stahlskelett.)
3. Der serienweise und rein fabrikmäßige Bau von Häusern, deren Bauelemente größtenteils werkstattmäßig, gegebenenfalls auf Vorrat erzeugt und an der Baustelle lediglich zusammengesetzt werden.

Der Stahlbau gehört vor allem dieser letzteren Gruppe an: Da nur die Bauelemente und nicht der ganze Bau typisiert werden, lassen sich aus gleichartigen Elementen verschiedenartige Baukörper zusammensetzen, wodurch die Gefahr einer Verödung der Form durchaus beseitigt wird. In keiner Weise braucht die Tätigkeit des Architekten durch die neue Baumethode beeinträchtigt zu werden.

Bauwirtschaftlich ist der Stahlbau so gelagert, daß alle Arbeitsgruppen der bisherigen Bauwirtschaft dabei zu ihrem Recht kommen. Jede technische Verbesserung bedeutet letzten Endes ein Streben nach Verbilligung, im Wohnbau also eine Senkung des Mietpreises. Sie wird teilweise erreicht durch Rationalisierungsmaßnahmen. Auf folgenden vier Gebieten ist gerade der Stahlbau in der Lage, förderlich im Sinne der Rationalisierung zu wirken:

1. Finanzierung,
2. Wohnform und Aufschließung,
3. Material und Konstruktion,
4. Betriebstechnik und Arbeitsvorbereitung.

Was den ersten Punkt anbetrifft, so bahnen sich durch Beteiligung großer Verbände bei der Rohstoff- und Bauelementeschaffung neue Finanzierungswege an.

Zu Punkt 2 sei bemerkt, daß die Tendenz auf Herabzonung mehrgeschossiger Häuser auf einem Irrtum beruht, der den Begriff „Hochhaus“ und den „großen Siedlungsdichte“ verquickt. Drei- bis vierstöckige Häuser haben jedoch weder die Vorteile des Flachhauses noch die des Hochhauses: Durch eine gesetzmäßige Regelung der Siedlungsdichte an Stelle der Bauhöhen würden soziale und rationale Vorteile erheblicher Art entstehen.

Vom ästhetischen Standpunkt aus haben Bauten aus Stahl — besonders weitgespannte Kuppel- und Hallenbauten — einen früher unbekanntem Grad an Schönheit von Raumwirkung erreicht.

Die Vorteile, die der Stahlbau bei planmäßiger Einstellung für unsere gesamte Wohnungs- und Bauwirtschaft bietet, sichern ihm eine starke Zukunft.

²⁾ Vergl. auch die noch im Gange befindlichen Schall- und Isolierversuche des Stadtbauamts Leipzig, deren vorläufige Ergebnisse in der „Halle Stahlbau“ auf der Leipziger Frühjahrmesse 1929 ausgestellt waren.