

8. Jahrgang

BERLIN, 6. Dezember 1935

Preis des Jahrganges 10 RM und Postgeld

Heft 25

193

Der Einfluß der Querschnittsform auf das Tragvermögen außermittig gedrückter Baustahlstäbe. Alle Rechte vorbehalten. Von Prof. Dr.= Ing. Ernst Chwalla, Brünn.

1. Allgemeines.

In einer in dieser Zeitschrift erschienenen Abhandlung¹) wurde gezeigt, wie das Problem der Tragfähigkeit außermittig gedrückter Baustahistäbe im Anschluß an die Gedankengänge Th. v. Karmans einer baupraktisch verwertbaren Lösung zugeführt werden kann. Die Untersuchung beschränkte sich hierbei auf Stäbe mit Rechteckquerschnitt, bedarf also noch der Erweiterung auf Stäbe mit den im Stahlbau üblichen Profilformen. Dieser Ergänzung sind die folgenden Ausführungen gewidmet; es sollen Lösungen des Gleichgewichtsproblems für außermittig gedrückte Baustahlstäbe aus Walzprofilen entwickelt und aus den gefundenen Ergebnissen Schlüsse auf die praktische Bemessung derartiger Stäbe gezogen werden.

Die der allgemeinen Theorie zugrunde liegenden, im zweiten Abschnitt der genannten Abhandlung angeführten Voraussetzungen bleiben auch im weiteren in Geltung; die Festlegung der spezifischen Dehnung e der einzelnen "Stabfasern" erfolgt hiernach im Sinne der Bernoullischen Hypothese, und die Bestimmung der Faserspannungen σ (von denen wir voraussetzen, daß sie ausschließlich von der örtlichen Dehnung e abhängen) wird mit Hilfe eines analytisch oder graphisch gegebenen Gesetzes $\sigma = \varphi(\epsilon)$ durchgeführt, das wir das "zugrunde gelegte Formänderungsgesetz" nennen2), Das Ziel unserer Untersuchung ist die Festlegung des Einflusses, den die Querschnittsform als solche (vom rein geometrischen Standpunkt betrachtet) auf das Tragvermögen des Stabes nimmt. Diese Einschränkung ermöglicht uns, zu den genannten Voraussetzungen noch die eine hinzu-zufügen, daß bei der Bestimmung der Tragfähigkeit sekundäre In-stabilitätserscheinungen (Ausbeulen, Auskippen, Ausknicken) in den dünnwandigen, unter Umständen stark plastizierten Stabelementen grundsätzlich unberücksichtigt zu bleiben haben. Die gefundenen kritischen Lasten stellen dann allerdings bloß Vergleichswerte hinsichtlich des Einflusses der Profilform vor und sind als obere Grenzwerte des Tragvermögens aufzufassen, die praktisch nur dann erreicht werden können, wenn der in die Rechnung eingeführte funktionale Zusammenhang zwischen dem Angriffsmoment und der örtlichen Achsenkrümmung keine störende Beeinflussung durch ein lokales Ausbeulen, Auskippen oder Ausknicken erfährt.

Untersuchen wir nun im Rahmen dieser Voraussetzungen einen auf Biegung und Axialdruck beanspruchten Baustahlstab vom Querschnitt F, dann können wir (da wir das Zusammenfallen der Momenten- und der Ausblegungsebene voraussetzten) für einen gegebenen Wert der Axialkraft N die in den einzelnen Stabquerschnitten auftretenden Normalspannungsverteilungen festlegen und zu jedem Wert des angreifenden Biege-moments M_a den eindeutig zugeordneten Betrag der örtlichen Achsen-krümmung 1/e ermitteln. Die Kurve, die die Verteilung der Normalspannungen längs der Querschnittshöhe h bestimmt, ist hierbei affin verwandt mit der "zugrunde gelegten Formänderungskurve" und die resultlerende Kraft der Biegespannungen ist Null; das resultierende Moment dieser Biegespannungen stimmt mit dem auf die Querschnitts-Hauptachse bezogenen Moment der gesamten Normalspannungsverteilung überein und beträgt im Gleichgewichtszustand $M_i = M_a$. Die Wertepaare

¹) Stahlbau 1934, S. 161, 173 u. 180. ²) Unsere Voraussetzungen werden durch die Ergebnisse von Ver-suchen gestützt, die F. Rinagl an der Versuchsanstalt der Technischen Hochschule Wien mit Augenstäben und verschieden geformten Probebalken aus Stahl durchführte. Die Versuche zeigten, daß das Vordringen balken aus Stahl durchführte. Die Versuche zeigten, daß das Vordringen der Plastizierung nicht quantenhaft, sondern steilg erfolgt (über die Be-deutung dieser Frage im Rahmen unserer Untersuchungen vgl. J. Fritsche, Stahlbau 1935, S. 137) und daß das Gesetz $\sigma = \varphi(\epsilon)$ im Wesen mit dem Formänderungsgesetz bei einachsiger, statischer Zug-Druckbeanspruchung übereinstimmt. Hingegen wird die Zulässigkeit der Bernoullischen Hypothese bei der plastischen Biegung von Balken mit I-Querschnitt durch die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen von F. Stüssi u. C. F. Kollbrunner (Bautechn. 1935, S. 264) in Frage gestellt.

 M_i , $1/\varrho$, die wir auf diese Weise für einen Parameter N gewinnen, stellen die Koordinaten von Punkten der Kurve $1/\rho = \Psi(M)$ ("o-M-Kurve") vor; diese Kurve legt, da wir mit Rücksicht auf die relative Kleinheit der untersuchten Stabausbiegungen $\overline{y} = f(x)$ einfach $\frac{1}{\rho} \approx -\frac{d^2 y}{dx^2}$ und $N \approx P$ setzen dürfen, unmittelbar die Differentialbeziehung $\frac{d^2 y}{d x^2} = \mathcal{T}(\mathcal{M})$ fest, deren Integration auf die unter der Druckkraft P

ausgebildeten Gleichgewichtsfiguren des Stabes führt. Der Verlauf der e-M-Kurven hängt von der Größe und Lage der einzelnen Teilresultanten der Normalspannungen, somit auch von der



Form der auf der Biegedruck- und Biegezugseite gelegenen Quer-schnittsteile ab. Wir fassen zweckmäßigerweise die im Stahlbau üblichen Stabquerschnittsformen zu "Profilklassen" zusammen und wählen für die diesen Profilklassen zugeordneten Grundformen Idealisierte, aus schmalen Rechtecken zusammengesetzte Profile. Ohne auf Vollständigkeit Anspruch zu erheben, sollen im weiteren sechs derartige Profilklassen unterschieden werden, denen die im Bild 1 dargesteilten Grundformen zugehören. Die Klassen II und III, die sich einzig durch die Lage des Angriffspunktes der Druckkraft P unterscheiden, umfassen mit mehr oder weniger guter Annäherung die Winkel-, [und T-Profile sowie die aus zwei Winkeln zusammengesetzten Stäbe; zur Klasse IV gehören die Stäbe mit Kreuzquerschnitt, zur Klasse V die Stäbe mit I-Querschnitt und zur Klasse VI die I-Stäbe mit kräftig ausgebildeten Flanschen.

Wir wollen für jede dieser sechs Profilklassen die o-M-Kurve genau ermitteln, uns hierbei aber auf die Berücksichtigung der beiden Laststufen $a_0 \equiv P/F = -1000$ und -1900 kg/cm² beschränken; für das "zugrunde gelegte Formänderungsgesetz" wählen wir das in der einleitend erwähnten Abhandlung verwendete, durch die Koordinaten der Arbeitslinie (Bild 2) festgelegte Gesetz, das sich auf einen Baustahl mit dem Elastizitätsmodul $E = 2210\ 000\ \text{kg/cm}^2$, der Proportionalitätsgrenze $\sigma_p = 1900\ \text{kg/cm}^2$ und der Fließ- (Streck- bzw. Quetsch-)Grenze $\sigma_F = 2700 \text{ kg/cm}^2 \text{ bezieht}^8$). Mit

³) Für Stäbe aus ideal-plastischem Material, dessen Formänderungs-gesetz durch die Angabe von E und σ_F schon vollständig beschrieben ist, gesetz durch die Angabe von E und σ_F schon vollständig beschrieben ist, wurde der Einfluß der Querschnittsform in Sonderfällen schon untersucht. K. Girkmann, Sitzungsber. d. Akad. d. Wiss. in Wien, IIa, 1931, S. 685, und F. Wachendorf, Beitrag zur Frage der Verformungen und der Bruch-sicherheit, insbesondere von vollwandigen Zwei- und Dreigelenkbogen ..., Dissertation T. H. Braunschweig 1933, haben den inneren Widerstand idealisierter I-Stäbe im Belastungsfall "Druck + Biegung" analytisch fest-gelegt, und A. Eggensch wyler, Die Knickfestigkeit von Stäben aus Baustahl, Selbstverlag, Schafthausen 1935, hat eine Näherungslösung für die Tragfählgkeit außermittig gedrückter Stäbe mit Walzquerschnitt ent-wickelt und graphisch dargestellt.

DER STAHLBAÜ Beilage zur Zeitschrift "Die Bautechnik"

Hilfe der ϱ -M-Kurven sind dann für die untersuchten Stäbe(die beiderseits gelenkig gelagert und durch die außermittig mit den Hebelarmen p wirkende Druckkraft P belastetet sind) die Scharen der Gleichgewichtsfiguren zu berechnen und zur Bestimmung der Kurven $\lambda_{G1} = \oint \left(\frac{y_0}{h}\right) (_{n}\lambda_{G1} \cdot y_0 \cdot \text{Kurven}^*)$ zu verwerten. Die punktweise Darstellung dieser Kurven wurde im Rahmen der einleitend genannten Abhandlung¹) schon ausführlich geschildert, so daß wir uns im weiteren auf die Mitteilung der Ergebnisse (Bild 4a, b bis 9a, b) beschränken können⁴). Jede dieser Kurven bezieht sich auf



eine bestimmte Profilform, Laststufe und Angriffsexzentrizität und legt den funktionalen Zusammenhang fest, der zwischen der monoton anwachsenden Stahausbiegung y_0 und der "Gleichgewichtsschlankheit" $\lambda_{GI} \equiv L/i$ (Schlankheitsgrad jenes Stabes, der unter der gegebenen Belastung die Ausbildung eines Gleichgewichtszustandes widerspruchsfrei zuläßt) besteht; L bedeutet hierbei die Stablänge, i den Querschnitts-Trägheitshalbmesser und y_0 die in der Stabmitte gemessene (aus dem Angriffshebel p und der Scheitelausbiegung y_0 zusammengesetzte) Entfernung des Querschnitts-schwerpunktes von der Wirkungslinie der Druckkraft P. Die Größen *i* und p sind ebenso wie auch die Querschnittshöhe h und die Kernweite k in der Momentenebene zu messen, die nach Voraussetzung mit der Ausblegungsebene zusammenfällt. Bei Stäben mit Querschnitten, die keine auf der Ausbiegungsebene senkrecht stehende Symmetrieachse besitzen (vgl. die Profilklasse II), haben wir zwei verschiedene Kernweiten, die "verschränkt gemessene" (auf der Biegezugseite liegende) Kernweite k und die auf der Seite des Kraftangriffspunktes gelegene Kernweite k' zu unterscheiden. Hinsichtlich der Dimensionen und der Vorzeichen ist zu beachten, daß Kräfte in kg und Längen in cm gemessen und daß Druckspannungen sowie spezifische Verkürzungen durch ein negatives Vorzeichen gekennzeichnet werden,

Die oberen Randkurven der Scharen in Bild 4 bis 9, die sich auf den Fall des mittigen Kraftangriffes beziehen, zweigen von den Ordinatenachsen mit waagerechter Tangente in der Höhe $\lambda_{GI} = \lambda_k$ ab, wobei λ_k (die sogenannte "Knickschlankheit") durch die Beziehung $\lambda_k = \pi \sqrt{T/-\sigma_0}$ festgelegt wird. Für $\sigma_0 \equiv P/F \le \sigma_P$ gilt T = E, so daß λ_k von der Quer-

festgelegt wird. Für $\sigma_0 \equiv P$ schnittsform unabhängig ist; demgemäß wird in \emptyset Bild 4 a bis 9 a die gleiche Ordinate $\lambda_k = 147,7$ und in Bild 4b bis 9b die Ordinate $\lambda_k = 107,1$ erhalten. Die übrigen Kurven der Scharcn Bild 4 bis 9 bezichen sich auf den Fall des außermittigen Kraftangriffes und sind nach dem "Hebel-

⁴) Bei der Durchführung der recht umfangreichen Rechenarbeiten wurde der Verfasser von den Herren Dr. L. Seltenhammer, Dr. F. Günste und Ing. H. Klose in Wien sowie den Herren Dr. W. Joscht und Ing. A. Novak in Brünn in dankenswerter Weise unterstützt.



maß" p/k oder p/i geordnet. Den mehr oder weniger ausgeprägten Extremstellen dieser Kurven sind die "kritischen" Wertegruppen $(\sigma_0, \lambda, p, y_0)_{\rm kr}$ zugeordnet, die die kritischen Gleichgewichtszustände (die oberen Grenzen des Tragvermögens)⁵) bestimmen; nach der geringsten gewaltsamen Vermehrung eines dieser Werte biegt sich der Stab bei unveränderter Last in beschleunigtem Maße immer mehr aus, bis er eine Abstützung von außen erfährt. Die gestricheit eingezeichnete Verbindungslinie der Extremstellen zerfällt in der Regel in zwei getrennte Äste, so daß wir zwei Arten von Extremen, die Maxima erster und zweiter Ordnung, unterscheiden müssen. In den Bildern 4 bis 9 wurden strichpunktiert auch die Kurven $\lambda_{\rm kr} \equiv f(p/h)$ eingetragen, die den Abfall der kritischen Gleichgewichtsschlankheit $\lambda_{\rm kr} \equiv \max \lambda_{\rm Gl}$ bei zunehmender Angrlifsexzentrizität erkennen lassen; die Abszissen p/h sind hierbei im Maßstab der y_0/h zu messen.

Um die größten, im ausgebogenen Stab auftretenden Randspannungen leicht abschätzen zu können, wurden in den Bildern 4 bis 9 die Grenzgerade H des Hookeschen Bereiches, das "Quetschintervall" Qu und das "Streckintervall" St eingetragen. Kurvenpunkte, die links von H liegen, sind Gleichgewichtszuständen zugeordnet, in denen die größte Druckspannung (d. i. die im Scheitelquerschnitt des ausgebogenen Stabes auftretende Randdruckspannung) noch unterhalb der Proportionalitätsgrenze $\sigma_p = -1900 \text{ kg/cm}^2$ gelegen ist; Kurvenpunkte, deren Abszissen in das Quetsch- oder Streckintervall fallen, gehören Gleichgewichtszuständen an, in denen die im Scheitelquerschnitt des ausgebogenen Stabes auftretende Randdruck- bzw. Randzugspannung den Quetsch- bzw. Streckberelch (Bereich FF' in Bild 2) durchläuft. Die Darstellung der $\lambda_{\rm CI}$ - y_0 -Kurven wurde abgebrochen, wenn die Randzugspannung den nahe der statischen Zugfestigkeit des Baustahls gelegenen Wert $\sigma_z = +4000 \text{ kg/cm}^2$ erreicht; in den Bildern 4 bis 9 ist außer dem größten, noch berücksichtigten Randzugspannungswert auch der im selben Scheitelquerschnitt auftretende Maximalwert der Randdruckspannung angegeben worden.

2. Die Profilklasse I.

Die systematische Bestimmung der Wertepaare $M_i/b h^2$ und h/ϱ , die den Parameterwerten $\sigma \equiv P/F$ bei außermittig gedrückten Baustahlstäben mit dem Rechteckquerschnitt F = b h zugeordnet sind, wurde schon im Rahmen der einleitend genannten Abhandlung¹) geschildert. Da der Angriffshebel der Druckkraft $P = \sigma_0 b h$ in einem Querschnitt des ausgebogenen Stabes die Größe y = y + p besitzt, muß $M_i = M_a$ $= -P y = -\sigma_0 b h^2 (y/h)$ sein, so daß wir an Stelle von $M_i/b h^2$ unmittelbar die Größe $-\sigma_0 (y/h)$ einführen können. Die auf diese Weise

⁵) Das Problem gehört zu den "Stabilitätsproblemen ohne Gleichgewichtsverzweigung" und stellt zum Unterschied von den "Stabilitätsproblemen mit Gleichgewichtsverzweigung" ein Maximalproblem vor. Wir suchen hier die größte Last $P_{\rm kr} = \max P_{\rm Gl}$, die unter den gegebenen Verhältnissen noch ein Gleichgewicht zuläßt; bestimmen wir diese Last nur näherungsweise, indem wir an Stelle der genauen Gleichgewichtsfigur eine Näherungskurve in die Rechnung einführen, dann erhalten wir einen grundsätzlich zu kleinen Näherungswert, da der angenommene Biegelinienverlauf nicht der günstigste ist. Im Rahmen der zweitgenannten Problemgruppe suchen wir hingegen die kleinste Last, unter der eine Gleichgewichtsverzweigung elntreten kann; bestimmen wir diese Last nur näherungskurve ersetzen, dann erhalten wir einen grundsätzlich zu großen Näherungswert, da der angenommene Biegelinienverlauf nicht der angenommene Biegelinienverlauf nicht der angenommene Biegelinienverlauf nicht der ungünstigste ist.

0.25

02 0,12 +4000 4/4 S 0,10 4000 I+4000 6 =- 1900 kg/cm2 \mathbb{I} 0,05 Q Q 12 0,6 0,8 10 14 y/h Bild 3b.



gewonnenen Kurven $\frac{h}{\rho} = \Psi_1\left(\frac{y}{h}\right)$ (im weiteren kurz " ρ -y-Kurven" ge-

nannt) sind für die beiden Laststufen $\sigma_0 \equiv P/F = -1000$ und -1900 kg/cm² in Bild 3a bzw. 3b eingetragen und durch die beigeschriebene Profilklassen-Nummer I gekennzeichnet worden; die Punkte Q und Q' dieser Kurven sind jenen Normalspannungsverteilungen zugeordnet, deren biegedruckseitige Randspannung den Anfangs- bzw. Endpunkt des Quetschbereiches (Punkt F bzw. F' in Bild 2) erreicht, während sich die Kurven punkte S und S' sinngemäß auf den Streckbereich, also auf die biegezugseitige Randspannung beziehen. Die mit Hilfe dieser $\varrho \cdot y$ -Kurven berechneten λ_{GI} - y_0 -Kurven sind in Bild 4a und 4b dargestellt und nach dem Hebelmaß p/k = 6 p/h geordnet worden. Die Ordinaten der Extremstellen dieser Kurven liefern im Fall $\sigma_0 = -1000$ kg/cm² für p/k = 0,25, 0,50, 1,0, 1,5, 2,0, 2,5, 3,0, 3,5, 3,7 der Reihe nach die kritischen Werte des Schlankheitsgrades $\lambda_{kr} \equiv \max \lambda_{GI} = 131,2,119,7,99,3, 81,4, 64,7, 47,5,$ 29,3, 21,0, (19,0) und im Fall $\sigma_0 = -1900$ kg/cm² für p/k = 0,125, 0,25, 0,50,0,75, 1,00, 1,25, 1,50 der Reihe nach $\lambda_{kr} = 78,1, 65,0, 44,0, 26,8, 21,9, (17,7)$ und (14,0); die letzten dieser Werte sind eingeklammert, um anzudeuten, daß die eindimensionale Theorie bei derartig kleinen Schlankheitsgraden nur mehr mit grober Annäherung gültig ist.

Außer den beiden Laststufen $\sigma_0 = -1000$ und -1900 kg/cm² wurde bei Stäben mit rechteckigen Querschnitten auch noch eine Reihe anderer Laststufen in Rücksicht gezogen und die vollständige Lösung des Gleichgewichtsproblems entwickelt. Zur bequemen praktischen Verwertung wurde diese Lösung in Form einer Tafel (Tafel II der einleitend genannten Abhandlung)¹) dargestellt, welche die nach dem Schlankheitsgrad $\lambda \equiv L/i$ und dem Hebelmaß p/k geordneten Verhältniszahlen $\beta \equiv \sigma_k/\sigma_{\rm kr}$ enthält; $\sigma_{\rm kr}$ stellt hierbei die "kritische mittlere Druckspannung" vor (d. i. jener Wert $\sigma_0 \equiv P/F$, der zusammen mit dem gegebenen λ , p/k und dem für die Bemessung bedeutungslosen Wert y_0 eine "kritische Wertegruppe" bildet) und σ_k bedeutet die Euler-Kärmänsche Knickspannung desselben Stabes bei mittig gedachtem Kraftangriff. Solange wir ausschließlich Stäbe derselben Profiiklasse I in Betracht ziehen, können wir bei der Festlegung des Hebelmaßes an Stelle von k ebensogut auch einen anderen Querschnittsfestwert, z. B. den Trägheitshalbmesser $i = h/\sqrt{12}$, als Bezugsgröße einführen; wir haben dann die λ_{G1} - y_0 -Kurven und die β -Tafel nach





dem Parameter p/i zu ordnen und erhalten damit die in dieser Zeitschrift 1935, S. 122, auszugsweise wiedergegebene Tafel. Im folgenden soll die für Stäbe der Profilklasse I geltende Problemlösung kurz als "Grundlösung", die früher erwähnte β -Tafel als "Tafel A" und die zuletzt genannte β -Tafel als "Tafel B" bezeichnet werden.

3. Die Profilklasse II.

Wir untersuchen einen außermittig gedrückten Baustahlstab, der hinsichtlich der Querschnittsform und der Lage des Kraftangriffspunktes dem Fall IIa in Bild 1 entspricht. Die Stärke der Winkelschenkei wollen wir mit $\delta = h/10$ festsetzen, so daß die Querschnittsfläche $F = 0,38 h^2$, der Schwerpunktsabstand e = 0,287 h, das Trägheitsmoment $J = 0,035 97 h^4$, der Trägheitshalbmesser i = 0,3077 h, die "verschränkt gemessene" Kern-

welte k = 0,3298 h und die auf der Biegedruckseite gemessene Kernweite k' = 0,1328 h beträgt. Die Gültigkeitsgrenze des Hookeschen Formänderungsgesetzes $\sigma = E e$, innerhalb deren die Beziehung h h Ma $= -\frac{Phy}{EJ} = \left(-\frac{h^2 \sigma_0}{i^2 E}\right) \frac{y}{h}$ Geltung besitzt, wird erreicht, = EJwenn das Biegemoment die Größe $M_a = M_i = (1900 + \sigma_0) J/e$ annimmt. Außerhalb des Hookeschen Bereiches kann die Bestimmung der einem gewählten Parameter $\sigma_0 = P/F$ zugeordneten Wertepaare y/h, h/ρ mit Hilfe der "zugrunde gelegten Formänderungskurve" erfolgen, die wir zu diesem Zweck für Druck und Zug in einem bestimmten Maßstab (z. B. $1 \text{ cm} = \mu \text{ kg/cm}^2$ als Spannung und 1 cm = r als spezifische Längenänderung) darstellen. In dieses Diagramm tragen wir die waagerechte Gerade " $\sigma_d = \sigma_0$ " ein, durch die die Normalspannungen σ_d , σ_z in die gleichmäßig verteilte "mittlere Druckspannung" σ_0 und in die Biegespannungen σ_{bd} , σ_{bz} zerlegt werden; alle aus dem Diagramm entnommenen Größen wollen wir zur Wahrung der Übersichtlichkeit durch einen beigefügten Strich kennzeichnen.

0000

0.44

Zur Gewinnung einer widerspruchsfreien Normalspannungsverteilung haben wir eine Abszissenstelle ϵ_z' zu wählen, die Resultierende Z der Biegezugspannungen zu berechnen und eine Abszissenstelle ϵ_d' durch Probleren so zu bestimmen, daß die Gleichgewichtsbedingung $\int_{F} db \, dF = Z + D = 0$ befriedigt wird. Bei der Ermittlung von Z und D aus den in cm² gemessenen Biegezug- und Biegedruckspannungsflächen Φ'_{bz} , Φ'_{bd} des Diagramms müssen wir auf die sprungweise Änderung der Querschnittsbreite Rücksicht nehmen. Da nun im Rahmen der geschilderten Affinität zwischen der Normalspannungsverteilung und der Formänderungskurve der Höhe h des Querschnitts das in cm gemessene Abszissenintervall $h' = \epsilon_z' - \epsilon_d'$ zugeordnet ist, entspricht der Schenkeldicke $\delta = h/10$, innerhalb deren die Querschnittsbreite auf den zehnfachen Betrag springt, im Diagramm die Strecke $\delta' = h'/10$. Bezeichnen wir den über dieser Strecke liegenden Teil der Biegedruckspannungsfläche mit Φ_1' und den Rest mit $\Phi_2' = \Phi_{bd}' - \Phi_1'$, dann muß die Stelle ϵ_d' offenbar so gewählt werden, daß ($10 \ \Phi_1' + \Phi_2' - \Phi'_{bz} = 0$ wird. Ist auf diese Weise eine Normalspannungsverteilung im Diagramm festgelegt, dann er-

mitteln wir die Entfernungen e_1' , e_2' und e_{bz}' der Schwerpunkte der drei Teilflächen von der Biegespannungs-Nullinie (deren Lage durch den Schnittpunkt der Formänderungskurve mit der waagerechten Geraden $\sigma_d = \sigma_0^*$ bestimmt ist) und berechnen das resultierende Moment der Blegespannungen im Stabquerschnitt $M_i = h^3 \left(10 \, \Phi_1' \, e_1' + \Phi_2' \, e_2' + \Phi_{bz}' \, e_{bz}' \right) \frac{\mu}{5 \, (h')^2}$ Wenn wir nun noch die zweite Gleichgewichtsbedingung $M_i + Py = M_i + 0.38 \sigma_0 h^3 (y/h) = 0$ in Rücksicht ziehen, gewinnen wir aus diesem Moment die Verhältniszahl $\frac{y}{h} = -\frac{1}{0.38 \sigma_0} \cdot \frac{M_i}{h^3}$, der ein Maß der örtlichen Achsentreimenen örtlichen Achsenkrümmung zugeordnet ist, das sich mit Rücksicht auf die relative Kleinheit der Stabausbiegungen unmittelbar aus der Beziehung $h/\varrho = e_z - e_d = v h'$ ergibt. Für verschieden gewählte Abszissenstellen e_z' erhalten wir verschiedene Wertepaare y/h, h/e, die alle demselben Parameter $\sigma_0 \equiv P/F$ zugehören und die Koordinaten von Punkten der e-y-Kurve bestimmen. In Bild 3a und 3b sind diese

Chwalla, Der Einfluß der Querschnittsform auf das Tragvermögen usw.

DER STAHLBAU Beilage zur Zeitschrift "Die Bautechnik"

Tafel a.											
p/i	2.	ø _{kr}	β	ďk	ø _{kr}						
0,2	132,9	- 1000	1,30	- 1235	- 950						
0,4	121,4	- 1000	1,61	- 1479	- 919						
0,6	110,9	- 1000	1,97	- 1773	- 902						
0,8	100,4	- 1000	2,28	- 2004	- 879						
1,0	90,3	- 1000	2,49	- 2140	— 859						
1,2	80,3	- 1000	2,66	- 2259	- 849						
1,4	69,4	- 1000	2,80	2374	- 848						
1,6	57,7	- 1000	2,91	- 2480	- 851						
1,8	45.0	- 1000	2,99	- 2574	861						
2,0	31,3	- 1000	3,01	- 2641	- 877						
0,1	83,5	- 1900	1,29	2223	-1723						
0,2	70,7	- 1900	1,41	- 2360	- 1674						
0,3	59,6	- 1900	1,50	-2464	- 1643						
0,4	48,4	- 1900	1,54	- 2552	- 1658						
0.5	37,0	- 1900	1,56	- 2616	- 1677						

Tafel b.						Tafel c.					
p/k	2	ø _{kr}	β	ď _k	<i>d</i> kr	p/k	2	ď _{kr}	Гgü	β	ø _{kr}
0,25	128,7	- 1000	1,28	- 1319	- 1030	0,25	128,7	- 1000	0,794	1,32	- 1000
0,50	114,0	- 1000	1,59	- 1678	- 1055	0,50	114,0	1000	0,784	1,68	- 1000
0,75	100,1	- 1000	1,87	- 2010	- 1075	0,75	100,1	- 1000	0,784	2,01	- 1000
1,00	86,6	- 1000	2,02	-2186	- 1082	1,00	86,6	- 1000	0,784	2,19	1000
1,25	72,7	- 1000	2,10	- 2343	- 1116	1,25	72,7	- 1000	0,764	2,34	- 1000
1,50	57,2	- 1000	2,13	- 2484	- 1166	1,50	57,2	- 1000	0,712	2,48	- 1000
1,75	40,0	- 1000	2,09	- 2601	- 1244	1,75	40,0	- 1000	0,667	2,60	1000
0,125	78,9		1,24	- 2275	- 1835	0,125	78,9	1900	1,158	1,20	- 1900
0,250	63,2	- 1900	1,30	-2431	- 1870	0,250	63,2	- 1900	1,100	1,28	- 1900
0,375	48,2	- 1900	1,33	- 2552	- 1918	0,375	48,2	- 1900	0,958	1,34	- 1900
0,500	33,1	1900	1,32	- 2634	- 1995	0,500	33,1	- 1900	0,819	1,39	- 1900

Kurven für $\sigma_0 = -1000$ und - 1900 kg/cm² dargestellt und durch die beigeschriebene Profilklassen-Nummer II ge-

kennzeichnet worden. Mit Ihrer Hilfe können wir auf dem Umweg über die Gleichgewichtsfiguren die Scharen der λ_{G1} -y₀-Kurven gewinnen, die in Bild 5a und 5b nach dem Hebelmaß p/i geordnet sind und deren Extremstellen im Fall $\sigma_0 = -1000 \text{ kg/cm}^2$ für p/i = 0.2, 0,4, 0,6, 0,8, 1,0, 1,2, 1,4, 1,6, 1,8, 2,0, 2,08 der Reihe nach die kritischen Schlankheitsgrade $2_{\text{kr}} = \max \lambda_{\text{GI}} = 132,9$, 121,4, 110,9, 100,4, 90,3, 80,3, 69,4, 57,7, 45,0, 31,3, 24,2 und im Fall $\sigma_0 = -1900 \text{ kg/cm}^2$ für p/i = 0,1, 0,2, 0,3, 0,4,0,5, 0,6, 0,7, 0,8, 0,95 der Reihe nach $\lambda_{kr} = 83,5$, 70,7, 59,6, 48,4, 37,0, 26,9, 23,4, 20,7 und (17,4) ergeben; der letzte dieser Werte wurde wieder eingeklammert, um anzudeuten, daß bei derartig kleinen Schlankheitsgraden die eindimensionale Theorie nur mehr grobe Näherungswerte zu liefern vermag.

Wären die λ_{G1} - y₀-Kurven auch noch für verschiedene andere Laststufen bekannt, dann könnten wir eine vollständige Lösung des Problems entwickeln und (ähnlich, wie wir es bei der Profilklasse I geschildert haben) in Form einer Tafel der Abminderungszahlen $\beta \equiv \sigma_k / \sigma_{kr}$ festlegen. Stellen wir uns jedoch auf den Standpunkt, daß die Vorschreibung eigener β-Tafeln für jede einzelne Profilklasse in der Praxis als unerträgliche Belastung empfunden wird und ein Abschätzungsverfahren den Vorzug verdient, bei dem für alle Profilklassen die gleichen β -Werte Verwendung finden, dann müssen wir versuchen, die für die einzelnen Profilklassen geltenden strengen Lösungen auf eine gemeinsame Lösung zurückzuführen, für die wir (da die Ermittlung der e-y-Kurven für Stäbe mit rechteckigen Querschnitten den geringsten Arbeitsaufwand erfordert) die im 2. Abschnitt geschilderte "Grundlösung" wählen wollen. Für diesen Versuch stehen uns, wenn wir von der Einführung "ideeller Schlankheitsgrade" absehen, bloß zwei Wege offen: Wir können bei der Festlegung des Hebelmaßes von den zur Verfügung stehenden Querschnitts-Festwerten h, i, k, k' jenen als Bezugsgröße für den Angriffshebel p wählen, dessen Einführung die beste Übereinstimmung der strengen Lösung mit der "Grundlösung" gewährleistet, oder aber wir entscheiden uns für eine bestimmte Bezugsgröße (am besten für die verschränkt gemessene Kernweite k) und versehen sie mit einem Korrekturbeiwert φ , den wir für jede Profilklasse zweckmäßig festlegen. Zur Klärung dieser Fragen dient der in den Tafeln a bis o durchgeführte Lösungsvergleich, der allerdings nicht Anspruch auf Vollständigkeit erheben kann, da strenge Vergleichslösungen nur für zwei Laststufen ($\sigma_0 = -1000$ und -1900 kg/cm²) zur Verfügung stehen.

In den ersten drei Spalten der Tafel a sind die Kennwerte p/i, λ , σ_{kr} der in Bild 5a und 5b festgelegten kritischen Gleichgewichtszustände zusammengestellt worden, wobei auf die "Maxima zweiter Ordnung" der λ_{G1} - y_0 -Kurven keine Rücksicht genommen wurde. Die vierte Spalte enthält die Abminderungszahlen β , die wir für p/i und λ aus der schon erwähnten "Tafel B" entnehmen können, und in der fünften Spalte sind die Knickspannungen σ_k angegeben worden, die unter Berücksichtigung des Schlankheitsgrades λ , des Formänderungsgesetzes Bild 2 und der Querschnittsform nach der Theorie von Euler-Engeßer-Karman⁶) zu berechnen

⁶) Es gilt $\sigma_k = \pi^2 T/\lambda^2$, wobei der Knickmodul *T* für alle $\sigma_k \leq 1900 \text{ kg/cm}^2$ einfach $T = E = 2210\ 000 \text{ kg/cm}^2$ beträgt. Im unelastischen Knick-spannungsbereich hängt *T* vom Wert σ_k , vom Verlauf der Formänderungskurve und von der Querschnittsform ab. Wir erhalt der Formaliderungs-kurve und von der Querschnittsform ab. Wir erhalten, wie hier nicht näher ausgeführt werden kann, für jede der sechs Profilklassen eine be-stimmte Kurve $T = \psi (\sigma_k)$ und können mit Hilfe dieser Kurve die Knick-spannung für einen Stab gegebener Schlankheit leicht bestimmen, indem wir sie mit der Geraden $T = \lambda^2 \sigma_k / \pi^2 = \psi_1 (\sigma_k)$ zum Schnitt bringen und die Abszisse σ_k des Schnittpunktes ablesen. Für Stäbe mit Querschnitten, die keine auf der Auslahleburgerbere eine keine der Geraden zu schnitten, die keine auf der Ausknickungsebene senkrecht stehende Symmetrieachse besitzen, werden zwei verschiedene Werte T' und T'' gefunden, je nach-

sind. Die in der letzten Spalte angeführten Rechnungsgrößen $\sigma_{kr} = \sigma_k / \beta$ stellen dann die mit Hilfe der "Grundlösung" gewonnenen Näherungs-werte vor, die wir mit den strengen Werten $\sigma_{\rm kr} = -1000$ bzw. -1900 kg/cm² zu vergleichen haben. Führen wir das Hebelmaß in der Form p/k ein, dann erhalten wir die in der Tafel b zusammengestellten Größen; die in der zweiten Spalte dieser Tafel angegebenen, den kritischen Gleichgewichtszuständen zugeordneten Schlankheitsgrade sind hierbei aus den in Bild 5a und 5b strichpunktiert eingetragenen Kurven $\lambda_{kr} = f(p/h)$ auf Grund der Beziehung p/h = 0.3298 p/k abgeleitet, und die in der vierten Spalte angeführten Abminderungszahlen
ß sind aus der "Tafel A" der Grundlösung entnommen worden.

Die nach Einführung des Hebelmaßes p/k noch bestehenden Abweichungen der Rechnungsgrößen okr von den strengen Werten okr können, wie wir aus der Tafel c entnehmen, auch durch die Einführung eines Korrekturbeiwertes q nicht allgemein reduziert werden. In den ersten drei Spalten dieser Tafel sind wieder die aus Bild 5a und 5b abgeleiteten strengen Kennwerte der kritischen Gleichgewichtszustände zusammengestellt worden. Die vierte Spalte enthält die "günstigsten" Beiwerte gui mit denen wir die gewählte Bezugsgröße k multiplizieren müssen, um jenes ideelle Hebelmaß p/φ k zu gewinnen, dessen Einführung in jedem Einzelfall die volle Übereinstimmung der Rechnungsgröße $\sigma_{kr} = \sigma_k / \beta$ (vgl. die 5. und 6. Spalte der Tafel) mit dem strengen Wert okr gewährleistet. Wie wir schon aus den wenigen in der Tafel c angegebenen Werten entnehmen können, scheitert die Festsetzung eines der Profilklasse zugeordneten, für sämtliche Laststufen økr geltenden Korrekturbeiwertes g an der großen Streuung, die die Einzelwerte ggü zeigen.

4. Die Profilklasse III.

Wir untersuchen einen außermittig gedrückten Baustahlstab, der hinsichtlich seiner Querschnittsform und der Lage des Kraftangriffspunktes dem Fall Illa in Bild 1 entspricht. Da der Querschnitt der gleiche ist wie im Fall IIa, gilt nach wie vor $F = 0,38 h^2$, e = 0,287 h, $J = 0,035 97 h^4$ und i = 0,3077 h, während für die "verschränkt gemessene" Kernweite nunmehr k = 0,1328 h erhalten wird. Die Grenze des Hookeschen Bereiches, innerhalb dessen die Beziehung $\frac{h}{\varrho} = \frac{h M_a}{EJ} = \left(-\frac{h^2 \sigma_0}{i^2 E}\right) \frac{y}{h}$ Geltung besitzt, wird erreicht, wenn das Biegemoment die Größe $M_a = M_i = \frac{J}{h-e} (1900 + \sigma_0)$ annimmt. Außerhalb dieses Bereiches können die einem gewählten Parameter $\sigma_0 \equiv P/F$ zugeordneten Wertepaare y/h, h/q wieder mit Hilfe des Formänderungsdiagramms (Maßstab: $1 \text{ cm} = \mu \text{ kg/cm}^2$ Spannung und $1 \text{ cm} = \nu$ spezifische Dehnung) festgelegt werden. Wir kennzeichnen das untersuchte Spannungsbild durch die ge-wählte Abszissenstelle e_d' und bestimmen e_z' durch Probieren so, daß $F \int \sigma_b dF = D + Z = 0$ wird. Markieren wir im Diagramm das Abszissenintervall $\delta' = h'/10 = (\epsilon_z' - \epsilon_d')/10$, das im Rahmen der geschilderten affinen Verwandtschaft der Schenkelstärke $\delta = h/10$ des Stabquerschnittes entspricht, und bezeichnen wir die über diesem Intervall gelegene Biegezugspannungsfläche mit ϕ_2' und den Rest mit $\phi_1' = \phi_{bz}' - \phi_2'$, dann wird die Gleichgewichtsbedingung D + Z = 0 erfüllt, wenn $\phi_{bd}' - (\phi_1' + 10 \phi_2') = 0$ ist. Haben wir das Spannungsbild auf diese Weise festgelegt und die Entfernungen e'_{bd} , e'_1 und e'_2 der drei Teilflächen-

dem wir annehmen, daß der Stab nach der (von der Querschnittsmitte aus beurteilten) "Schwerpunktseite" oder aber nach der entgegengesetzten Seite ausknickt. T' ist grundsätzlich kleiner als T" und daher für die Bemessung eines frei ausknickenden Stabes maßgebend; demgemäß wurden auch alle in den Tafeln a bis e angegebenen unelastischen Knick-spannungen mit Hilfe von T' berechnet. Eine Zusammenstellung der Werte T für die Profilklasse I und der Werte T' und T" für die Profil-klasse II, III befindet sich in der Abhandlung des Verfassers "Genaue Theorie der Knickung von Rahmenstäben", HDI-Mitteilungen (Haupt-verein Deutscher Ingenieure), Brünn 1933, S. 175.

Chwalla, Der Einfluß der Querschnittsform auf das Tragvermögen usw.



Tafel d. o kr ß dk o kr 121.1 --- 1000 1.40 - 1487 -1062- 1000 98.3 1.82 2033 -111778.2 - 1000 2.00 2283 -114258,5 -- 1000 2,07 2474 - 1195 - 1000 2,07 - 2609 38.5 -126029,8 - 1000 2.16 -2648-122659,0 - 1900 1,22 2469 2024 - 1900 35,5 1,25 -2623-2098Tafel e. ß ďkr σ_k ø_{kr}

1.25

1.52

1.85

2.04

2,26

2,37

1,22

1,28

1233

--- 1525

- 1905

- 2336

2334

2484

986

-1003

-- 1030

--- 1034

- 1913

--- 1941

-2073 - 1016

- 2637 - 2013

2524 -- 1065

- 1000

--- 1000

- 1000

-- 1000

-- 1000

- 1000

Schwerpunkte von der Biegespannungs-Nullinie ermittelt, dann können wir das Spannungsmoment $M_i = h^3 (\Phi'_{bd} e'_{bd} + \Phi_1' e_1' + 10 \Phi_2' e_2') - \frac{\mu}{5(h')^2}$

und daraus die gesuchte Größe $\frac{y}{h} = \frac{M_i}{-Ph} = -\frac{1}{0.38 \sigma_0} \cdot \frac{M_i}{h^3}$ be-rechnen; das diesem Wert zugeordnete Maß der örtlichen Achsenkrümmung wird wieder aus der Beziehung $h/\varrho = \epsilon_z - \epsilon_d = r h'$ gewonnen.

Die für die Laststufen $\sigma_0 = -1000$ und -1900 kg/cm² gültigen ρ -y-Kurven sind in Bild 3a bzw. 3b dargestellt und durch die beigeschriebene Profilklassen-Nummer III gekennzelchnet worden. Sie bilden die Grundlage für die Bestimmung der in Bild 6a bzw. 6b wiedergegebenen λ_{G1} - y_0 -Kurven, deren Extremstellen im Fall $\sigma_0 = -1000 \text{ kg/cm}^2$ für p/i = 0,2, 0,4, 0,6, 0,8, 1,0, 1,2, 1,4, 1,6, 1,8 der Reihe nach die kritischen Schlankheitsgrade $\lambda_{\rm kr} \equiv \max \lambda_{\rm GI} = 121,1, 98,3, 78,2, 58,5, 38,5,$

für p/i = 0, 1, 0, 2, 0, 26, 0, 3,0,4, 0,5, 0,6, 0,7 der Reihe 0,125 73,3 - 1900 nach $\lambda_{kr} = 59,0, 35,5, 23,2,$ 0,25 57,2 - 1900 21,8, (18,7), (15,7), (13,3) und (11,8) liefern. Die 0,50 32,3 - 1900 1,31

1.00

1,50

2.00

29,8, 24,9, 21,2, (17,1) und

 $\operatorname{im}\operatorname{Fall}\sigma_0 = -1900 \, \mathrm{kg/cm^2}$

Kennziffern der kritischen Gleichgewichtszustände sind in den ersten drei Spalten der Tafeln d und e zusammengestellt worden, wobei die Maxima zweiter Ordnung wieder außer Betracht blieben. Der Vergleich der kritischen mittleren Druckspannungen økr mit den aus der "Grundlösung" (der strengen Lösung für die Profilklasse I) gewonnenen Rechnungsgrößen $\sigma_{kt} = \sigma_k / \beta$ zeigt, daß die Abweichungen innerhalb praktisch noch zulässiger Grenzen bleiben, wenn wir das Hebelmaß in der Form p/k in die Rechnung einführen. (Schluß folgt.)

95.1

73,5

52,2

Wirtschaftliches Versetzen von Stahlbrücken auf weite Entfernungen - ein Vorteil der Stahlbauweise. Alle Rechte vorbehalten. Von Ingenieur E. Wiemer, Elbing i. Ostpr.

1. Vorgeschichte.

In den Jahren 1924 bis 1926 wurde von der Reichsbahndirektion Königsberg i. Pr. der seit langem geplante und für die ostpreußischen Verkehrsverhältnisse dringend erforderliche Bau der Nebenbahn Schlo-

051

See

Pillau

nhitter

Bild 1. Lageplan.

Elbing

Marienburg

Miswalde

Braunsby

Mohrungen

Mehlsack

Wormditt a)

a

Heilsberg Sportehnen

bitten - Wormditt durchgeführt. Damit wurde einem trotz der geringen Bevölkerungsdichte Ostpreußens schwer empfundenen Übelstand abgeholfen und ein direkter kurzer Anschluß der Südbahnstrecke bei Wormditt an die seit 1918 wichtigste Ostbahnstrecke Königsberg - Berlin bei

Schlobitten geschaffen (Bild 1). Es entstand damit gleichzeitig eine neue Querverbindung verschiedener Provinzstädte miteinander, die bisher mit der Linie

Wehlau - Friedland ---

Bartenstein-Heilsberg-

Wormditt in letzterem Städtchen ihren Abschluß fand und nunmehr über Schlobitten bis Elbing durchgeführt werden konnte.

Bei der Projektierung der neuen Strecke, die von der Reichsbahndirektion Königsberg unter Leitung von Herrn Reichbahnoberrat Lewerenz, jetzt Vorstand der Obersten Bauleitung der Reichsautobahnen Königsberg, durchgeführt wurde, war es von vornherein klar, daß vorerst nur eine eingleisige Nebenbahnstrecke zur Durchführung kam, deren Verbreiterung auf zwei Gleise bei zunehmendem Verkehr vorzusehen war. Auf Grund der nur zur Verfügung stehenden geringen Neubaumittel mußten darüber hinaus von der Bauleitung Mittel und Wege gesucht werden, den gesamten Bau soweit wie möglich zu verbliligen und gegebenenfalls auf Brückenneubauten zu verzichten.

Neben einigen kleineren Bach- und Chausseeunterführungen mußten mit Kunstbauten bei der projektierten Linienführung der Neubaustrecke das Drewenztal bei Wagten mit einer Brückenlänge von ~ 150 m bei einer Schienenhöhe von ~19 m über Flußspiegel und das Passargetal bei Döbern mit einer Länge von ~ 100 m bei 13,5 m Höhe überbrückt werden (s. *a* und *b* in Bild 1). Da beide Flußtäler sich in abgelegener Gegend befinden, war es grundsätzlich möglich, für die Überbrückung reine Zweckbauten zu wählen und auf ästhetische Wirkungen zu verzichten.

Da in der Nähe der vorgenannten beiden Baustellen a und b von früher her zwei eingleisige Brückenbauten fertig eingebaut zur Verfügung standen und daneben ein bereits ausgebauter Blechträgerüberbau und ein Fachwerküberbau an anderer Stelle Ostpreußens (s. e in Bild 1) zur Verwendung frei waren, wurde der Entschluß gefaßt, gegebenenfalls mit diesen Überbauten die beiden notwendigen Talüberführungen auszubilden. Es handelte sich dabei um die Passargebrücke bei Sportehnen, deren Pfeiler gerissen waren, und die Allebrücke bei Heilsberg, deren zweites Gleis außer Betrieb war (s. c und d in Bild 1). Unter Hinzuziehung der beiden vorher genannten Überbauten war es möglich, die notwendigen Brückenlängen zu erreichen.

Mit der Überprüfung, ob die Möglichkeit bestand, alle diese Überbauten in einer preislich günstigen Art, d. h. möglichst ohne sie auseinanderzunehmen, zu verwenden, wurde von seiten der Bauleitung die Firma Union-Gießerei, Königsberg i. Pr., die Rechtsvorgängerin der jetzigen Stahlbauabteilung der Firma Schichau, Elbing, betraut. Die Ermittlungen ergaben, daß die Bahnbeförderung aller kleinen Überbauten in unzerlegtem Zustande möglich war, da bei der günstigen Lage der Abbruchstellen c und d zu den Baustellen a und b Kunstbauten nicht zu befahren waren und sich nur einige Schwierigkeiten durch die Überschreitung des Ladeprofils ergaben. Gemäß den danach von der Bauleitung aufgestellten Plänen mußten die Überbauten c nach a und d nach b befördert werden, wobei sich die Längen der Beförderungswege auf rd. 9 bzw. 120 km stellten.

Wenn nunmehr auch die Beförderungsfrage klargestellt war, so ergaben sich bei der Planung der Montageverfahren doch gewisse Schwierig-keiten, die nicht zuletzt ihren Ursprung in der Berücksichtigung der weiteren Forderung einer größtmöglichen Wirtschaftlichkeit hatten. Nach mehrfachen Entwürfen und Preisberechnungen konnte von seiten der vorgenannten Firma der Bauleitung ein geeigneter Vorschlag unterbreitet werden, der für alle im ganzen zu befördernden Überbauten einen Ausund Einbau mit einem Hubmast unter Benutzung von hydraulischen Hubeinrichtungen vorsah und die Bauleitung veranlaßte, den Zuschlag zur Arbeitsdurchführung zu erteilen.

Mit Nachfolgendem werden im einzelnen die durchgeführten Arbeiten bildmäßig wiedergegeben und kurz erläutert.



Bild 2. Ausbau der Passargebrücke bei Sportehnen. Ausschieben des 1. Überbaues.

2. Ausbau der Passargebrücke bei Sportehnen.

Als erste Arbeit mußte der Abbruch der Passargebrücke bei Sportchnen (s. c in Bild 1) erfolgen, und zwar noch im Winter des Jahres 1924. Diese Brücke bestand aus vier Parallel-Fachwerküberbauten mit je 28,4 m Stützweite, 3,5 m Systemhöhe im Gewicht von je ~ 50 t; die Fahrbahn befand sich oben. Diese vier Überbauten mußten nach dem vorgesehenen Arbeitsplan im ganzen angehoben, auf Ausschlebewagen gesetzt, längs dem auf den übrigen Überbauten noch liegenden Gleis ausgefahren und an einer geeigneten Stelle auf zwei SS-Wagen übergeladen werden.

Aus Bild 2 ist das beginnende Ausschieben des ersten Überbaucs ersichtlich, nachdem das hydraulische Anheben desselben um rd. 4,5 m bereits durchgeführt ist. Trotz des frühzeitig eintretenden Winters wurden



Bild 4. Aufstellung der Drewenzbrücke bei Wagten, Einbau des Flußüberbaues.

die Arbeiten fristgemäß fortgesetzt (Bild 3), ein Beweis für die Unabhängigkeit der Stahlbauweise von Witterungsverhältnissen.

Die Anordnung und Größe des Hubmastes, der beim Überbau II auf Rammpfählen in der Passarge fundlert werden mußte, ist aus den Bildern 2 u. 3 zu erkennen. Das Bedienungspodest für die Hubeinrichtung war beweglich angeordnet und machte den Hubvorgang der Überbauten mit. Nach erfolgtem Hub wurden Ausschlebeträger mit aufgeschraubten Schienen untergezogen, mit dem Gleis des nächsten Überbaues verbunden und der angehobene Brückenteil auf niedrige Normalspurwagen abgesetzt.

Da das Gelände sowohl an der Ausbaustelle als auch an der neuen Einbaustelle besonders an den Widerlagerböschungen verschiedene Höhenlagen zeigte, mußten bei der Konstruktion des Hubmastes an



Bild 6. Allebrücke bei Hellsberg.



Bild 3. Ausbau der Passargebrücke bei Sportehnen. Anheben des 2. Überbaues.

den Unterenden der Stiele Stöße an geeigneter Stelle vorgesehen werden, auf Grund deren notwendige Verkürzungen vorgenommen werden konnten.

3. Einbau der Drewenzbrücke bei Wagten.

Auf der Einbaustelle an der Drewenz bei Wagten wurden die Überbauten nach Ankunft hintereinander gelagert, um die notwendigen Verstärkungsarbeiten durchführen zu können, die auf Grund der Brückennachrechnung für die neuen Lastenzüge erforderlich waren, nachdem es sich um alte, einige Jahrzehnte in Betrieb befindliche Überbauten handelte. Da das Einschieben in einer bestimmten Reihenfolge durchgeführt werden mußte, kam hinter dem antransportierten Überbau I ein Fachwerküberbau von



Drewenzbrücke bei Wagten.

32,2 m Stützweite im Gewicht von etwa 75 t zur Aufstellung, der in der Nähe von Miswalde abgebrochen und wegen seiner Sperrigkeit in Einzelstücken antransportiert worden war.

Aus Bild 4 ist der Einbau dieses Überbaues ersichtlich, der auf Grund seiner größeren Länge den Flußüberbau bildete.

Zum Einsetzen mußte die umgekehrte Reihenfolge des Ausbaues angewendet werden, die auf Grund der Anwendung des hydraulischen Verfahrens keine weiteren Schwierigkeiten mit sich brachte, aber das Tempo bei den großen Hubhöhen etwas erhöhte, zumal das einsetzende Frühjahr das unangenehme Einfrieren der Hubeinrichtung beseitigte, das auch nicht ganz durch Glyzerin- bzw. Ölfüllungen vermieden werden konnte.

Die Gesamtansicht der Brücke ist aus Bild 5 ersichtlich. Bei der Herstellung der Widerlager und Pfeiler ist bereits der spätere zweigleisige



Bild_7. Ausbau der Allebrücke bei Heilsberg.



Bild 8. Aufstellung der Passargebrücke bel Döbern. Zusammenbau des Flußüberbaues.

Ausbau der Strecke vorgesehen worden, wie aus den vorgenannten Bildern zu erkennen ist. — Nach Fertigstellung dieser Brücke im Mai 1925 konnten auch die Erdarbeiten und Gleisverlegungen für den folgenden Bauabschnitt in Angriff genommen werden unter sofortiger Benutzung der Brücke für die erforderlichen Transporte.

4. Ausbau der Allebrücke bei Heilsberg.

Im Frühjahr 1926 begann der Ausbau der Allebrücke bei Heilsberg (s. d in Bild 1). Diese Brücke bestand aus je zwei eingleisigen seitlichen Vollwandträgerüberbauten von 22 m Stützweite und einem Fischbauch-Gitterträger von 52 m Stützweite über dem Allefluß. Aus Bild 6 ist die Gesamtansicht der Brücke mit zwei nebeneinander liegenden Gleisen erkenntlich; die Höhe der Schienenoberkante über dem Wasserspiegel der Alle betrug dabei rd. 23 m.



Bild 10. Passarge-Viadukt der Reichsautobahn bei Braunsberg.

Die beiden seitlichen Überbauten wurden auch hier mit dem von dem früheren Brückenumsetzen her vorhandenen Hubmast ausgebaut, während der Mittelüberbau in Einzelstäbe zerlegt werden mußte.

Die Höhe der Brücke über Gelände ließ es zur Kostenverbilligung ratsam erscheinen, statt eines festen Holzgerüstes ein solches mit Stahlgitterträgern zu verwenden, zumal der Einbau derselben mit Eisenbahnkranen in großen Stücken günstigst durchgeführt werden konnte. Aus Bild 7 ist der in der Alle stehende Gerüstmast, der im übrigen durch kleine Abänderung des für den Ausbau der anschließenden Blechträgerüberbauten benutzten Hubmastes entstanden war, mit den eingehängten Gitterträgern ersichtlich. Aus dem Bilde ist auch der Abbau des Mittelüberbaues mit Eisenbahnkranen ersichtlich, die mit einer Arbeitslokomotive auf dem Nachbargleis angerollt wurden. Trotz beengter Platzverhältnisse auf dem Gerüst ging der Abbau unter Berücksichtigung der durch den Zugverkehr bedingten Pausen verhältnismäßig rasch vonstatten.

Zur Schonung der Löcher in den Konstruktionsteilen wurde bereits damals zur Nietkopfentfernung das Brennverfahren mit Sondernietkopfbrenner angewandt, das sich sehr gut bewährte. Beim Herausschlagen der Niete zeigten sich bei der einige Jahrzehnte alten Brücke teilweise einige Versetzungen der Nietschäfte, wodurch dieselben schwer zu entfernen waren. Solche Lochversetzungen konnten beim Wiederzusammenbau durch weiteres Aufreiben auf nächsthöhere Nietlochgrößen beseitigt werden.



Bild 11. Passargeviadukt bei Braunsberg. Einfahren des Überbaues VIII.



Bild 9. Passargebrücke bei Döbern.

5. Einbau der Passargebrücke bei Döbern.

Mit Rücksicht auf die projektierte andersartige Aneinanderreihung der ausgebauten Brückenteile zusammen mit einem zur Verfügung stehenden Blechträgerüberbau von 23 m Stützweite war es erforderlich, die drei Überbauten der Allebrücke über Wormditt, Mehlsack, Braunsberg und Schlobitten anzutransportieren, während der vierte Blechträgerüberbau direkt von Wormditt über die neu verlegte Strecke befördert werden konnte. Der Einbau des letzteren erfolgte genau wie der der ersteren zwei Blechträgerbrücken mit dem früher erwähnten Hubmast in üblicher Weise, während zum Zusammenbau des Fachwerkträgers über die Passarge die beim Ausbau in Heilsberg benutzten Gitterträger als Gerüstträger über Gelände eingesetzt werden konnten (Bild 8).

Die fertiggestellte und im Betrieb befindliche Passargebrücke bei Döbern ist aus Bild 9 ersichtlich; es wird hierbei nochmals auf die ein-

gangs erwähnten Verhältnisse hingewiesen, die zur Ausführung reiner Zweckbauten zwangen, die ihrerseits aber gerade die geschilderten Sondermontagemethoden notwendig machten.

6. Kritische Betrachtung der Hubmontagen.

Das insgesamt bei beiden Brücken 14 mal zur Anwendung gekommene Hubmontageverfahren, bei welchem Brückengewichte bis zu 75 t gehoben bzw. abgesenkt wurden, bot Gelegenheit, eingehende Feststellungen bezüglich der Zweckmäßigkeit desselben zu machen.

Grundsätzlich hat sich dieses Verfahren sowohl in technischer als auch wirtschaftlicher Hinsicht bestens bewährt, zumal bei allen Überbauten ein und derselbe Hubmast verwendet werden konnte, dessen Stielstöße auf Grund der Geländeverhältnisse sofort bei der Konstruktion zweckentsprechend angeordnet wurden.

Die vorgesehene hydraulische Hubeinrichtung bedingte jedoch eine verhältnismäßig lange Zeit für den Hubvorgang, da fortlaufend arbeitende Hebeböcke nicht zur Verfügung standen. Außerdem machte sich das nicht vermeidbare Einfrieren der Hebeböcke im Winter sehr störend bemerkbar.

Als weitere Erfahrung konnte festgestellt werden, daß es bei geeignetem ebenen Gelände zweckmäßiger gewesen wäre, den Hubmast so einzurichten, daß derselbe ohne Abbau zum nächsten Überbau verschoben werden konnte, wodurch eventuell weitere Kosten gelegentlich hätten erspart werden können.

Die Grenze des einzubauenden Brückengewichtes ist bei den hydraulischen Absenkverfahren weniger von diesem, als von der Tragfähigkeit der bereits eingebauten Brückenteile abhängig, die durch diese Arbeitsmethode gleichzeitig eine Belastungsprobe während des Hinüberschiebens des nächsten Überbaues erleiden. Bei den geschilderten Montagen bildete das angeführte Höchstgewicht von 75 t noch keineswegs die oberste Grenze der Arbeitsmöglichkeit, jedoch kamen größere Gewichte nicht in Frage.



Bild 12. Passargeviadukt bei Braunsberg. Überbau beim Einfahren.

7. Anwendung des Hubverfahrens beim Neubau einer Reichsautobahnbrücke.

Die bisher gemachten günstigen Erfahrungen mit diesem Einbauverfahren ließen die Anwendung desselben bei einem geeigneten Brückenneubau zweckmäßig erscheinen. Die Möglichkeit hierzu bot sich bei dem 255 m langen Passargeviadukt der Reichsautobahn bei Braunsberg, dessen Montage vor einigen Monaten beendet worden ist. Wie Bild 10 zeigt, handelt es sich hier um einen kontinuierlichen Blechträgerüberbau auf neun Stützen, der über größtenteils ebenem Gelände mit einer Steigung 1:90 das Passargetal überspannt. Auf Grund von Verhandlungen mit der Obersten Bauleitung wurde auch hier das vorher beschriebene Verfahren angewendet, das eine Gerüstkostenersparnis, bedingt auch durch die Brückenneigung, ergab. Entsprechend der Pfeileranordnung erfolgte zur Durchführung der Hubmontage eine Teilung der gesamten Brücke an den Stellen kleinster Momente in acht Überbauten mit Längen von $25 + 45 + 5 \cdot 30 + 35$ m, die jedoch nach dem Absenken fest miteinander verbunden wurden. Als größtes Brückengewicht des Teilüberbaues von 45 m Länge ergaben sich hierbei 180 t, also das 21/2 fache des früheren Höchstgewichtes.

An Stelle des früheren hydraulischen Absenkens wurde jedoch ein solches mit Drahtseilzügen vorgesehen, wodurch sich der Vorgang des Absenkens innerhalb von

1 Stunde ermöglichen ließ, obwohl auch hier eine Hubhöhe von rd. 4,5 m zu überwinden war. Bel den in Betracht kommenden erheblichen Lasten von 180 t bei diesem Brückenbau war es nicht leicht, die notwendigen 8 fachen Seilzüge an einem Maststiel so unterzubringen, daß der Mastkopf beim Absenken die Brückenfahrbahn an einer freien Stelle durchdringen konnte, was nicht zu vermeiden war.

Die vollkommen andere Brückenausführung brachte im übrigen einige Abänderungen in der Bauweise der Hilfsgeräte mit sich, die nachstehend kurz gestreift werden

sollen: Aus Bild 10 ist bereits erkenntlich, daß ein Abbruch des Hubmastes in jedem Brückenfeld nicht mehr vorgesehen war, sondern daß ein Verschieben desselben auf Verschiebebahnen aus Trägern auf Klotzlagen durchgeführt wurde.

Dieses Verfahren bedingte eine teleskopartige Verstellmöglichkeit des Mastes, die im übrigen auch erforderlich wurde.



Bild 14. Passargeviadukt bei Braunsberg. Herüberschieben eines Überbaues über einen bereits eingebauten.

Bild 13. Passargeviadukt bei Braunsberg. Arbeitsbühne, Einschiebeträger und Verschiebewagen.

um die Masthöhe jeweils der Brückenneigung anzupassen, die bel Steigung 1:90, auf die ganze Brückenlänge bezogen, 2,30 m beträgt. Auf die durchgeführte einfache aber zweckentsprechende konstruktive Lösung dieser Forderung soll hier nicht besonders eingegangen werden. Einen Augenblick des Einfahrens stellt Bild 11 dar, auf dem die besonders konstruierten Einschiebewagen, die unmittelbar an den Hauptträger angreifen, erkenntlich sind. Der Überbau muß nach dieser Aufnahme noch rd. 7 m nach dem Pfeiler zu verschoben werden, ehe das Absenken erfolgen kann.

Die angeordnete Verschiebebahn mit einer Spurweite entsprechend dem Hauptträgerabstand ist aus Bild 12 zu entnehmen, das den Augenblick darstellt, in dem der Brückenteil 1 mit seinem letzten Ende das Widerlager verläßt. Aus dieser Aufnahme ist zum Teil auch die Brückenausführung zu erkennen. Der vorerst eingleisige Ausbau der Reichsautobahnbrücken in Ostpreußen bedingt eine verschiedenartige Ausbildung der beiderseitigen Fahrbahnkonsolen. Die flußabwärts liegenden Konsolen sind bereits jetzt so ausgebildet, daß ein Teil derselben beim zweigleisigen Ausbau abgenommen und einschließlich des Geländes für die neue Brücke rebauten. beisplel für die vorteilhafte Verwendung von Stahlbrücken dar, wenn es sich darum handelt, die Tragfähigkeit derselben den jeweiligen Bedürfnissen anzupassen und, wenn erforderlich, sogar an anderen Stellen einzusetzen. Keine andere Bauweise gestattet ein solches Verfahren, das im übrigen von Witterungsverhältnissen beinahe unabhängig ist. Die gerade in der Jetztzeit sich stark bemerkbar machende Not-

verwendet werden kann. Durch Zwischen-

querträgerstücke wird dann eine seitliche Verbindung der beiden Brückenfahrbahnen

hergestellt. Die Verschiebewagenkonstruk-

tion — zwei zweirollige Wagen mit Fachwerkkonstruktion als Verbindungsgiled

eines Brückenteils über ein bereits ein-

gebautes zu erschen, desgleichen der Hub-

mast mit den Einschlebeträgern IP100.

Einen weiteren Absenkvorgang vermittelt

Bild 15, aus welchem auch die Brücken-

zusammenbaustelle auf dem fertig ge-

Autobahndamm

Inzwischen ist der letzte der acht Teilüberbauten der über neun Stützen

durchlaufenden Brücke zum Einschleben

gekommen und damit der Brückenbau

8. Schlußwort.

sein, ein eigenartiges Montageverfahren in

allen Einzelheiten zu erläutern, vielmehr

sollte nur der Beweis erbracht werden,

daß es möglich ist, schwere Brückenteile

im ganzen zu befördern und an andere

Orte zur Wiederverwendung zu bringen

und dabei doch nicht die gegebenen

Grenzen der Wirtschaftlichkeit zu über-

schreiten. Gerade die beiden geschilderten

Brückenversetzungen stellen ein Muster-

Es sollte nicht Zweck dieses Artikels

zu

er-

Aus Bild 14 ist das Herüberschieben

miteinander - zeigt Bild 13.

schütteten

kennen ist.

fertiggestellt.

wendigkeit, Brücken aller Art den augenblicklichen Belastungsverhältnissen anzupassen, läßt die Stahlbauweise danach besonders vorteilhaft erscheinen, zumal das neuzeitliche Schweißverfahren Stab- und Anschlußverstärkungen



Bild 15. Passargeviadukt bei Braunsberg. Absenken des Überbaues VI.

meist mit sehr einfachen Mitteln durchzuführen gestattet. Da sich die Entwicklung z. B. der Straßenfahrzeuge noch gar nicht voraussagen läßt, mögen diese Zeilen dazu beitragen, manche Ansichten über die Unwirtschaftlichkeit der Stahlbauweise infolge der angeblich so hohen Kosten für die Unterhaltung gegen Korrosion zu beseltigen und die im Augenblick wichtigeren Vorteile der Anpassung an die Verkehrserfordernisse ins rechte Licht zu rücken. In den vorliegenden Fällen konnten sehr erhebliche Kosten erspart werden und trotzdem neue, den vorliegenden Notwendigkeiten angepäßte Bauwerke geschäffen werden. Die Art der geschilderten Montageverfahren dürfte mit vielen Variationen bei den verschiedensten Verhältnissen anwendbar sein und damit weitere Möglichkelten zur wirtschaftlichen Verwendung von Stahlbauten bleten.

INHALT: Der Einfluß der Querschnittsform auf das Tragvermögen außermittig gedrückter Baustahlstäde. – Wirtschaftliches Versetzen von Stahlbrücken auf weite Eutfernungen – ein Vorteil der Stahlbauweise.

Für die Schriftieltung verantwortlich: Oeh. Regierungsrat Prof. A. Hertwig, Berlin-Charlottenburg. Verlag von Wilhelm Ernst & Sohn, Berlin W 9. Druck der Buchdruckerei Gebrüder Ernst, Berlin SW 68.