

DER STAHLBAU

Schriftleitung:
Professor Dr.-Ing. K. Klöppel, Darmstadt, Technische Hochschule
Fernsprecher: Darmstadt 7711, Apparat 599
Professor W. Rein, Breslau, Technische Hochschule. — Fernsprecher: Breslau 421 61
Veröffentlichungsbeiträge an voranstehende Anschriften erbeten

Beilage
zur Zeitschrift

DIE BAUTECHNIK

Fachschrift für das ge-
samte Bauingenieurwesen

Preis des Jahrganges 10 RM und Postgeld

12. Jahrgang

BERLIN, 3. November 1939

Heft 23/24

Alle Rechte
vorbehalten.

Das Tragwerk für den Neubau der Reichsstelle für Getreide in Berlin.

Von Gerhard Mensch, Beratender Ingenieur VBI, Berlin.

Für die Reichsstelle für Getreide, Futtermittel und sonstige landwirtschaftliche Erzeugnisse wurde am Fehrbelliner Platz in Berlin-Wilmersdorf der Neubau eines Bürohauses errichtet zu dem Zwecke, die bisher in privaten Geschäftshäusern zerstreut untergebrachten Abteilungen zusammenzufassen. Das neue Bürohaus, das in drei Bauabschnitten errichtet wurde, liegt, wie der Lageplan (Bild 1) zeigt, auf dem Grundstück zwischen dem Fehrbelliner Platz, der Brandenburgischen, Mannheimer, Mansfelder und der Barstraße. Der erste Bauabschnitt, über dessen Tragwerk nachstehend berichtet wird, wurde im Herbst 1936 begonnen und im Sommer 1937 fertiggestellt. Er wurde in der zur damaligen Zeit gegebenen Bauweise als Stahlgerippebau errichtet. Die 1937 und 1938 ausgeführten zweiten und dritten Bauabschnitte sind in stahlsparender Bauweise mit gemauerten Front- und Mittelwänden und mit über drei Felder durchlaufenden weitgespannten Decken ausgeführt. Durch die größeren Wanddicken im Mauerwerksbau ist die nutzbare Fläche entsprechend geringer als die im ersten Bauabschnitt.

Die Randbebauung im ersten Bauabschnitt enthält außer dem Keller- und Erdgeschoß vier Obergeschoße und das Dachgeschoß, wie aus Bild 2, das einen Querschnitt durch die Flügel an der Brandenburgischen und an der Barstraße zeigt, zu ersehen ist. Diese beiden Flügel sind durch einen Zwischenbau verbunden, der außer dem Keller- und Erdgeschoß jedoch nur drei Obergeschoße besitzt.

Für die Anordnung des Tragwerks war, abgesehen vom Kopfbau, das Maß einer normalen Außenwandachse von 1,70 m maßgebend (s. Bild 3). Der Abstand der Mittelstützen beträgt 6,80 m. Die Außenwandstützen sind in jedem zweiten Pfeiler in 3,40 m Abstand angeordnet worden. In den nicht zur Unterbringung des Tragwerks benötigten Pfeilern zwischen den Frontwandstützen, in die I 14 eingemauert sind, wurden die Abfallrohre und die Rohrleitungen für die Heizung untergebracht. Die Geschosßdecken, als Kleinesche Hohlsteindecken ausgebildet, sind 1,70 m weit zwischen Stahlträger gespannt, die normal zur Front liegen. Das Stahlgerüst wurde mit Schwemmsteinen ausgefacht.

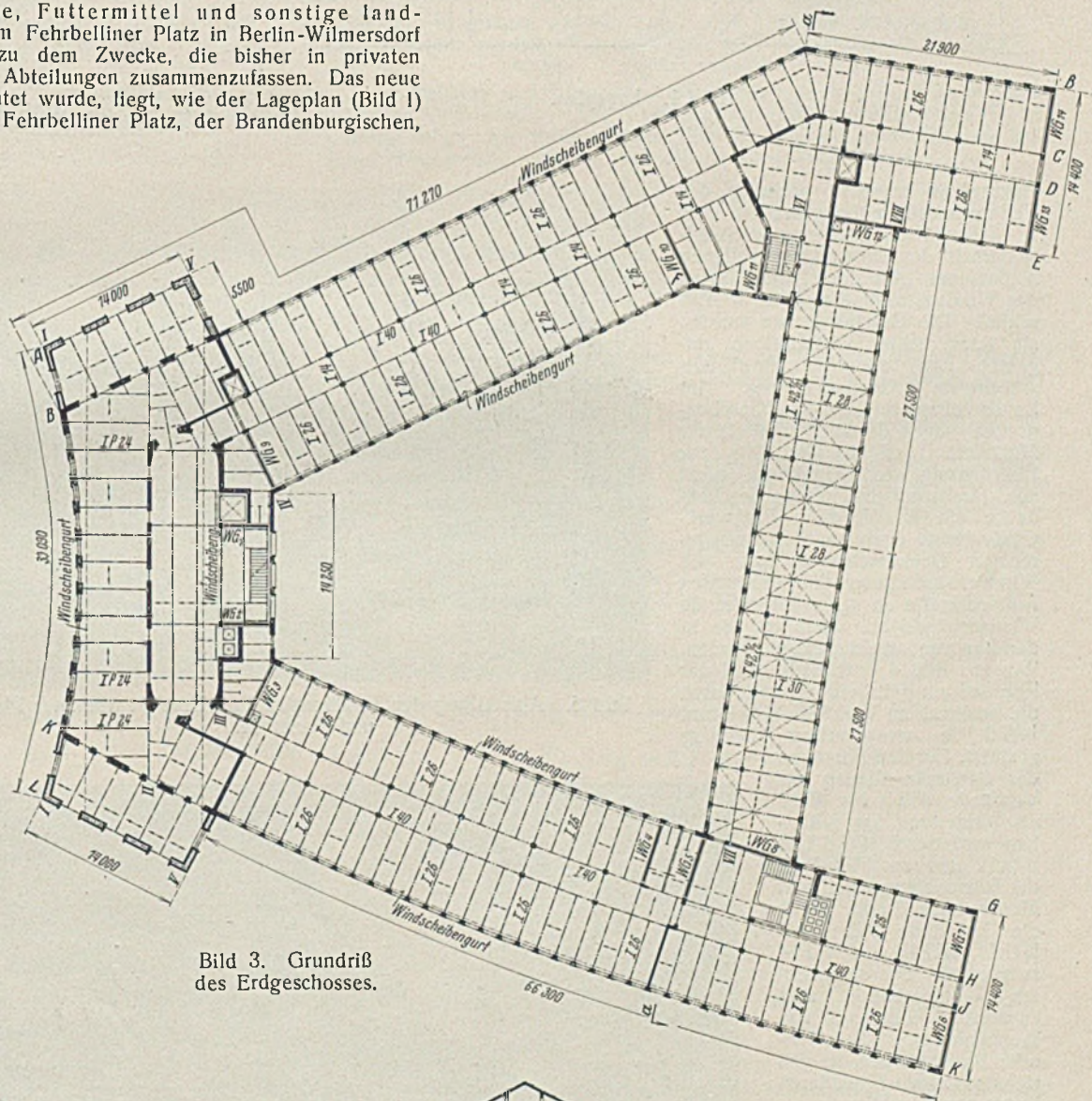


Bild 3. Grundriß
des Erdgeschosses.

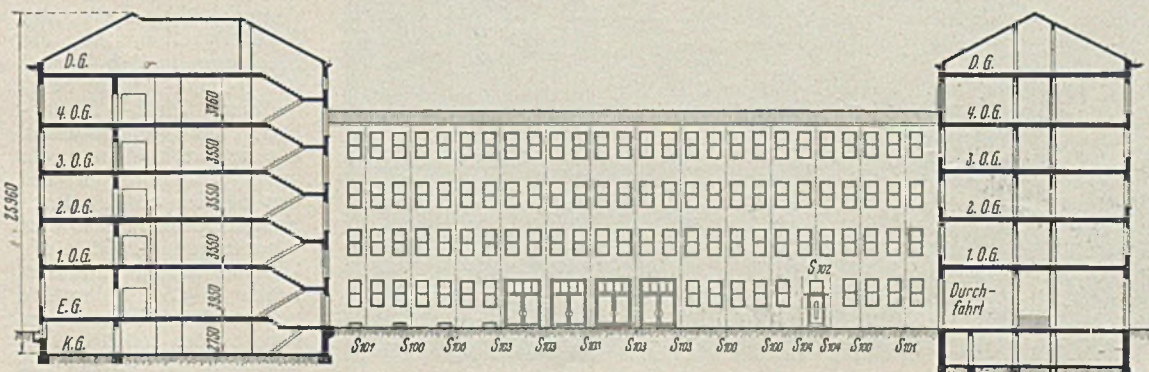


Bild 2. Querschnitt a—a (Bild 3).

Im Kopfbau am Fehrbelliner Platz wurden für die in größerem Abstand liegenden Deckenträger vorwiegend Peiner Breitflanschträger verwendet. In den übrigen Bauteilen konnten durchweg Normalprofile für die Trägerlagen ausgeführt werden. Die Stützen bestehen aus Peiner Breitflanschträgern, die in einigen Fällen durch Lamellen und Winkel verstärkt sind. Wegen der kurzen Bauzeit wurden im Keller unter den Mittelstützen gemauerte Pfeiler angeordnet, so daß die Montage erst

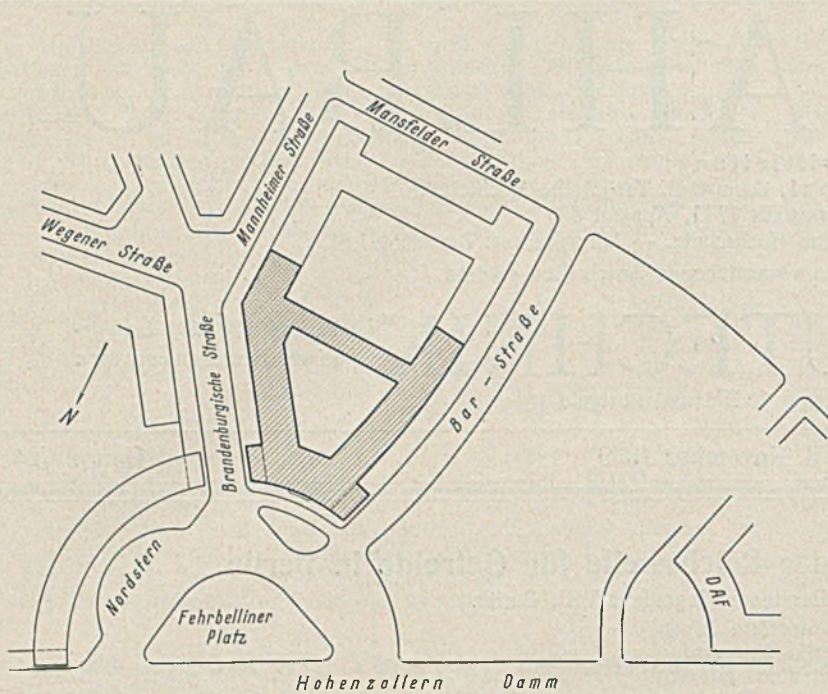


Bild 1. Lageplan.

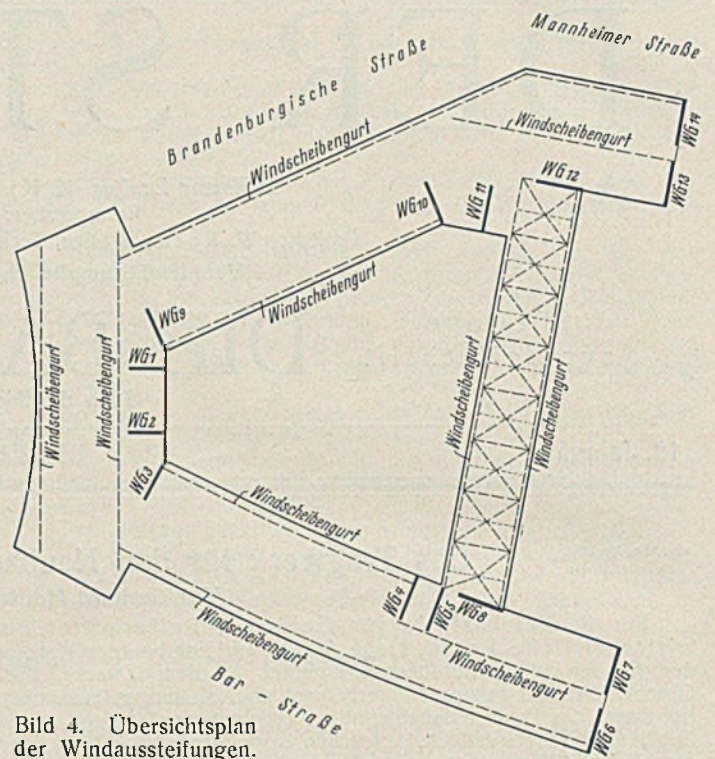


Bild 4. Übersichtsplan der Windaussteifungen.

einsetzen brauchte, nachdem das Kellergeschoß fertig gemauert war.

Über die zur Erzielung der Stand-sicherheit des Bauwerks getroffenen Maßnahmen gibt der Übersichtsplan der Windaussteifungen (Bild 4) Aufschluß. Die Geschosßdecken wurden als waagerechte Windscheiben aufgefaßt und erhielten eine entsprechende Gurtbewehrung. Im Zwischenbau reichten die Geschosßdecken wegen der im Verhältnis zur Stützweite geringen Bauhöhe zur Übertragung der Windkräfte nicht aus. Deshalb wurde in jede Geschosßdecke ein waagerechter Fachwerkwindverband eingebaut. Die waagerechten Deckenscheiben bzw. die Windverbände geben die horizontalen Auflagerkräfte an senkrecht stehende Windverbände ab, durch die sie in den Baugrund weitergeleitet werden. Wie aus Bild 4 ersichtlich, wird der Kopfbau am Fehrbelliner Platz durch die senkrechten Verbände WG 1 und WG 2 in waagerechter Richtung gestützt. Für den Flügel an der Barstraße dienen die Verbände WG 3 bis WG 7 als Aussteifung. Der Mittelbau wird durch WG 8 und WG 12 und der Flügel an der Brandenburgischen und Mannheimer Straße durch die Verbände WG 9 bis WG 11, WG 13 und WG 14 ausgesteift. Die senkrechten Windverbände sind angeordnet innerhalb von Treppenhäuser-, Toiletten- oder Brandwänden, so daß sie also keinen besonderen Raum beanspruchen.

Während dieses Tragwerk für die Flügelbauten, den Zwischenbau und den Mittelteil des Kopfbauwerks nach der üblichen Bauweise durchgeführt werden konnte, waren bei der Bearbeitung der in die Barstraße und in die Brandenburgische Straße vorspringenden Teile des Kopfbauwerks bauliche Schwierigkeiten, insbesondere bei der Fundierung, zu überwinden. Bild 5 zeigt im Vorder-

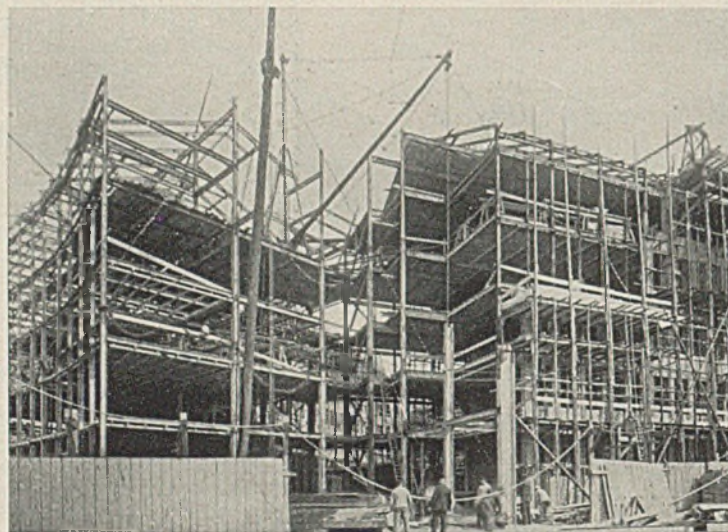


Bild 5. Aufstellung der Stahlkonstruktion Ecke Fehrbelliner Platz und Barstraße.



Bild 6. Das fertige Bauwerk. Teilansicht Fehrbelliner Platz, Ecke Barstraße.

grunde die Aufstellung des Mittelteils des Stahlgerippes vom Kopfbau. Die vorspringenden Seitenteile sind aus Bild 6 mit dem Kopfbau nach der Fertigstellung zu erkennen. Bild 7 zeigt den Beginn der Aufstellung der Konstruktionen am Fehrbelliner Platz.

Durch eine früher vorgenommene Änderung der Straßenführung zum Zwecke der Neugestaltung des Fehrbelliner Platzes berührte die Fluchtlinie zum Teil städtische Tiefbauten. Die vier vorgezogenen Stützen an der Brandenburgischen Straße stehen über einem ~ 5 m unter Straßenhöhe liegenden gemauerten Abwasserkanal von etwa 8 m^2 Querschnitt. Zur Abfangung der Stützenlasten waren seitlich des Kanals Fundamente bis zur Kanalsohle herunterzuführen. Dabei war der Straßenverkehr von Störungen möglichst frei zu halten. Weiterhin war zu berücksichtigen, daß bei später eintretenden Setzungen der Fundamente der Kanal nicht gefährdet werden durfte. Auf der

anderen Seite des Kopfbauwerks schließt später die Überbauung der Barstraße an. Die senkrechten Lasten und die Windkräfte aus dem ~ 18 m frei zu spannenden, durch vier Vollgeschosse und das Dachgeschoß belasteten Überbau waren bei den vier vorgezogenen Säulen zu berücksichtigen. Die Aufnahme der Lasten und die Ausbildung der Konstruktionen geschah in üblicher Weise. Die Fundierung bot auch hier Schwierigkeiten, da die Fluchtlinie in den Tunnel der U-Bahn-Strecke Fehrbelliner Platz — Breitenbach-Platz einschneidet. Die senkrechten und die waagerechten Lasten aus den Säulen wurden durch Kragkonstruktionen so weit zurückverlegt, daß die Unterbringung der erforderlichen ~ 50 Bohrpfähle neben dem Tunnelkörper gerade noch möglich war. Einer der Kragträger ist in Bild 8 dargestellt. Der

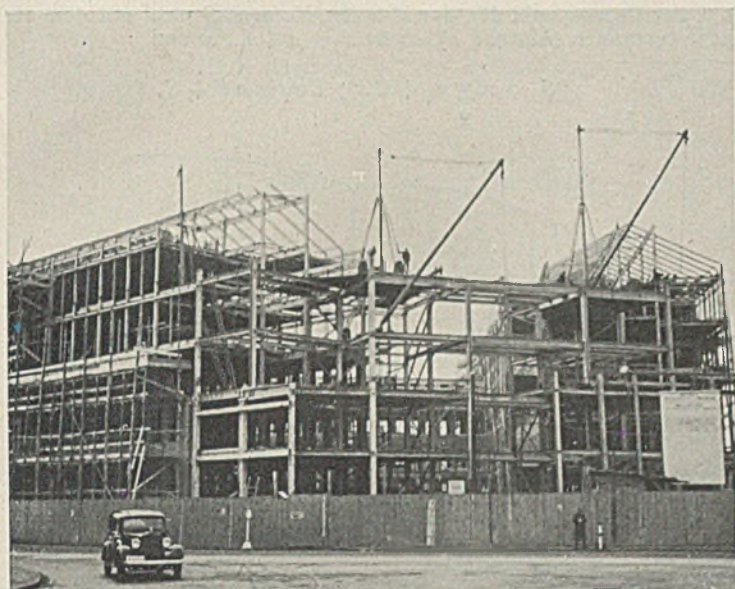


Bild 7. Aufstellung der Stahlkonstruktion am Fehrbelliner Platz. Dahinter die fertig aufgestellten Seitenflügel.

Trägerrost unter dem Auflager gibt die Last auf das Fundament über den Pfählen ab. Man sieht auch, daß das Kragende in den Tunnelkörper hineinragt.

Der Entwurf wurde von der Reichsbaudirektion Berlin verfaßt.

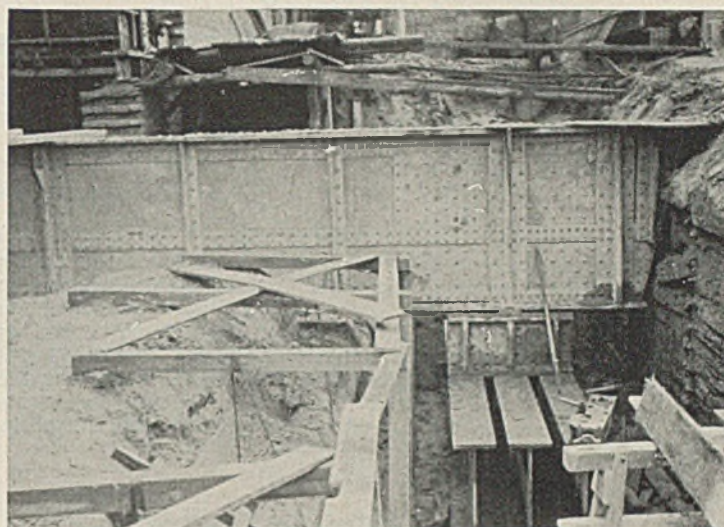


Bild 8. Kragträger, gestützt neben dem Untergrundbahntunnel in der Barstraße, zur Aufnahme der Stützen des vorspringenden Bauteils.

Die statische und konstruktive Bearbeitung erfolgte im Bauingenieurbüro des Verfassers. — Die Lieferung der 1860 t Stahlkonstruktionen geschah durch drei Firmen unter Führung der Werkhandelsfirma des Peiner Walzwerkes, von der auch die Montage durchgeführt wurde.

Alle Rechte vorbehalten.

Zur Berechnung der Formänderungen vollwandiger Tragwerke mit veränderlichem Querschnitt.

Von Ing. Dr. J. Wanke, o. ö. Professor, Prag.

Die Formänderungen vollwandiger Tragwerke sind von den Querschnittsverhältnissen abhängig. Ist der Querschnitt gleichbleibend, so lassen sich für die Formänderungsgrößen in der Regel verhältnismäßig einfache Ausdrücke aufstellen. Auch für eine gesetzmäßige Veränderlichkeit des Trägheitsmoments sind Formeln entwickelt worden, die es ermöglichen, die Veränderlichkeit des Querschnitts ohne allzu großen Rechenaufwand zu berücksichtigen¹⁾. Ist eine solche Gesetzmäßigkeit nicht gegeben oder sind Unstetigkeiten vorhanden, so empfiehlt es sich, bei der Berechnung der EJ_c -fachen Formänderungen das

$$\int M \bar{M} \cdot \frac{J_c}{J} \cdot dx \text{ bzw. } \int N \bar{N} \cdot \frac{J_c}{F} \cdot dx$$

durch entsprechende Summenausdrücke zu ersetzen. Auch wenn sich bei gesetzmäßiger Veränderlichkeit des Querschnitts unbequeme Formeln ergeben, ist die Berechnung mit Summen vorzuziehen.

Dabei kann es vorteilhaft sein, die reduzierte Momentenfläche $-M \cdot \frac{J_c}{J}$ in zwei Teile zu zerlegen mit M und $\left(\frac{J_c}{J} - 1\right)M$ als Ordinaten. Hat die M -Linie einen gesetzmäßigen Verlauf, so läßt sich für den dem ersten Teil entsprechenden Wert der Formänderung in der Regel ein geschlossener Ausdruck angeben; der zweite Teil mit den Ordinaten $\left(\frac{J_c}{J} - 1\right)M$ liefert dann dazu die Verbesserung, bei deren Berechnung das $\int M \bar{M} \left(\frac{J_c}{J} - 1\right) dx$ durch eine Summe ersetzt werden kann. Es empfiehlt sich meist, als Vergleichsträgheitsmoment den Größtwert zu wählen.

Das gleiche gilt sinngemäß für die Auswertung des $\int N \bar{N} \cdot \frac{J_c}{F} \cdot dx$ und $\frac{E}{G} \int Q \bar{Q} \cdot \frac{J_c}{F} \cdot dx$. Die folgenden Betrachtungen beschränken sich deshalb auf die Berechnung des von den Momenten herrührenden Teiles der Formänderungen $\int \mu \bar{M} dx$, wenn μ entweder das vollständige reduzierte Moment

$$(1) \quad \mu = M \cdot \frac{J_c}{J}$$

oder einen Teil desselben

$$(1a) \quad \mu = M \left(\frac{J_c}{J} - 1 \right)$$

bezeichnet.

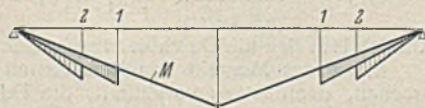


Bild 1.

¹⁾ Vgl. Schadek u. Demel, Hilfsmittel zur Berechnung von Formänderungen; Beyer, Die Statik im Eisenbetonbau, 1. Band, u. a.

in manchen Fällen lassen sich, wenn das Trägheitsmoment absatzweise veränderlich, also in gewissen Teilstrecken gleichbleibend ist, bei der Berechnung von $\int \left(\frac{J_c}{J} - 1\right) M \bar{M} dx$ durch weitere Zerlegung dieser Fläche Vereinfachungen erzielen. So wird man in Bild 1 den außerhalb der M -Linie liegenden Teil der reduzierten Momentenfläche in zwei Dreiecke unterteilen, wie es im Bilde durch Schraffierung angedeutet ist: das eine Dreieck mit seiner größten Ordinate $\left(\frac{J_c}{J} - 1\right)M$ im Punkte 1 und das andere mit $\left(\frac{J_c}{J_2} - \frac{J_c}{J_1}\right)M$ im Punkte 2.

Ist beim Balken auf zwei Stützen die Funktion $\mu = \frac{J_c}{J} \cdot M$ bzw.

$\mu = \left(\frac{J_c}{J} - 1\right)M$ stetig und \bar{M} konstant, so wird

$$(2) \quad \int \mu \bar{M} dx = \bar{M} \int \mu dx = \bar{M} F.$$

F bedeutet dabei den Inhalt der μ -Fläche.

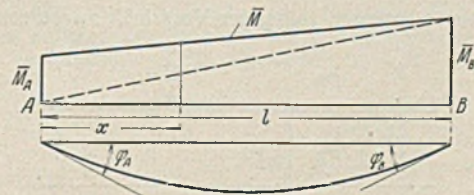


Bild 2.

Ist beim Balken auf zwei Stützen \bar{M} eine Gerade, die durch die Gleichung $\bar{M} = \bar{M}_A \cdot \frac{l-x}{l} + \bar{M}_B \cdot \frac{x}{l}$ (Bild 2) dargestellt werden kann, so wird

$$\int \bar{M} \mu dx = \frac{\bar{M}_A}{l} \int \mu (l-x) dx + \frac{\bar{M}_B}{l} \int \mu x dx$$

$$(3) \quad \int \bar{M} \mu dx = \frac{\bar{M}_A}{l} \cdot S_B + \frac{\bar{M}_B}{l} \cdot S_A,$$

wobei S_A und S_B die auf die Stützen A und B bezogenen statischen Momente der μ -Fläche bedeuten. Für $\mu = M \cdot \frac{J_c}{J}$ stellen $\frac{S_A}{l}$ und $\frac{S_B}{l}$ die EJ_c -fachen Endtangentialwinkel φ_B und φ_A dar.

Beim Kragträger (Freitragger) bedeuten $F = \int M \cdot \frac{J_c}{J} \cdot dx$ den EJ_c -fachen Endtangentialwinkel φ und $S = \int M \cdot \frac{J_c}{J} \cdot x \cdot dx$ die EJ_c -fache

Durchbiegung δ (Bild 3). Dieselben Ausdrücke kommen auch beim Rahmen, Bogen und anderen statisch unbestimmten Systemen vor.

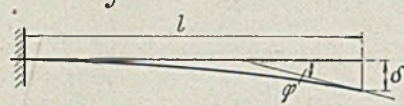


Bild 3.

Es handelt sich also darum, die Integrale $F = \int \mu \cdot dx$ und $S = \int \mu \cdot x \cdot dx$, die sich bei beliebigem, aber stetigem Verlauf der μ -Linie nicht berechnen lassen, durch Summenausdrücke zu ersetzen. Die einfache Simpsonsche Summenbildung ist in der Regel zu ungenau; besser ist es, wie der Verfasser bereits 1920 in einem Aufsatz gezeigt hat²⁾, durch je drei im Abstände Δx aufeinanderfolgende Punkte eine Kurve zweiten Grades zu legen und die diesem Kurvenverlauf entsprechenden Einzelgewichte zu addieren. Bezeichnen 0 und n die Endpunkte bei einer Teilung in n gleiche Teile Δx , so sind die Einzelgewichte durch folgende Ausdrücke gegeben:

$$(4) \quad \begin{cases} w_0 = \frac{\Delta x}{24} (7\mu_0 + 6\mu_1 - \mu_2) \\ w_i = \frac{\Delta x}{12} (\mu_{i-1} + 10\mu_i + \mu_{i+1}) \\ w_n = \frac{\Delta x}{24} (7\mu_n + 6\mu_{n-1} - \mu_{n-2}) \end{cases}$$

Damit kann die Fläche $F = \int \mu \cdot dx$ mit großer Genauigkeit durch folgende Summe dargestellt werden:

$$(5) \quad F = \sum_0^n w_i = \Delta x \left[\frac{3}{8} (\mu_0 + \mu_n) + \sum_1^{n-1} \mu_i + \frac{1}{6} (\mu_1 + \mu_{n-1}) - \frac{1}{24} (\mu_2 + \mu_{n-2}) \right]$$

Somit kann man, wenn es sich nur um die Ermittlung der Fläche F handelt, die Berechnung der Einzelgewichte (4) umgehen und F unmittelbar aus den μ_i (1) bzw. (1a) bestimmen.

Ähnlich verhält es sich auch mit dem Ausdruck $S = \int \mu \cdot x \cdot dx$ (Bild 4). Man könnte mit $\mu'_i = \mu_i \cdot x_i$ die Summenbildung nach (5) vornehmen. Einfacher aber ist es, die Summe $\sum_1^n w_i \cdot x_i$ zu bilden. Der dadurch entstehende

geringe Fehler kann, ebenso wie bei der Berechnung von F nach (5), auf der positiven oder negativen Seite liegen. Mit $x_i = i \Delta x$ ist mit großer Genauigkeit

$$(6) \quad S = \sum_1^n w_i \cdot x_i = \Delta x \sum_1^n w_i \cdot i$$

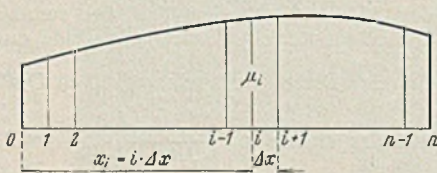


Bild 4.

Werden für die Gewichte w die μ -Werte nach (4) eingesetzt, so erhält man nach Zusammenziehung gleicher Größen

$$(7) \quad S = \Delta x^2 \left[\frac{1}{12} (\mu_0 - \mu_n) + \sum_1^n \sum_k \mu_i - \frac{n}{24} (\mu_{n-2} - 4\mu_{n-1} + 15\mu_n) \right]$$

Auch hier kann man also die Summen unmittelbar aus den μ_i bilden. Die Doppelsumme ist leicht nach folgender Vorschrift zu berechnen:

| | | | |
|-----|-------|-------------|---|
| (8) | k | μ_k | $\sum_k^n \mu_i$ |
| | n | μ_n | $\mu_n = \sum_n^n \mu_i$ |
| | $n-1$ | μ_{n-1} | $\frac{n}{n-1} \sum \mu_i + \mu_{n-1} = \sum_{n-1}^n \mu_i$ |
| | $n-2$ | μ_{n-2} | $\frac{n}{n-1} \sum \mu_i + \mu_{n-2} = \sum_{n-2}^n \mu_i$ |
| | 1 | 1 | $\frac{n}{2} \sum \mu_i + \mu_1 = \sum_1^n \mu_i$ |
| | | | $\sum_{1 \ k}^n \mu_i$ |

²⁾ Die günstigste Form des eingespannten Gewölbes und die Bestimmung seiner Eigengewichtsspannungen. Technische Blätter, Prag. Siehe auch Melan, Der Brückenbau, II. Bd., 3. Auflage, S. 85.

Fällt der Bezugspunkt für das statische Moment S nicht mit dem Nullpunkt zusammen (Abstand a), so ist $x_i = a + i \Delta x$ und

$$(9) \quad S_a = a \sum_0^n w_i + \Delta x \sum_1^n i w_i = aF + S$$

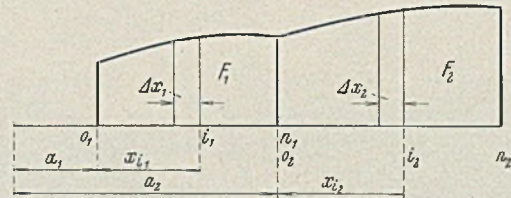


Bild 5.

Ist in dem Verlauf der μ -Linie eine Unstetigkeit vorhanden (Bild 5), so ist die μ -Fläche an der Unstetigkeitsstelle zu zerlegen; die Einzelteile sind getrennt zu berechnen:

$$(10) \quad \begin{cases} F = F_1 + F_2 \\ S_a = a_1 F_1 + a_2 F_2 + S_1 + S_2 \end{cases}$$

Dabei ist $\mu_{n_1} = \mu_{0_2}$ einzuführen.

Das Verfahren soll zunächst an zwei Beispielen von Trägern mit absatzweise veränderlichem Trägheitsmoment gezeigt werden.

a) Parallelgurtiger Blechträger mit abgesetzten Gurtplatten. Bestimmung der Durchbiegung in der Trägermitte.

Für gleichmäßig verteilte Vollbelastung mit p t/m ist die Momentenlinie eine Parabel mit der Gleichung

$$M = \frac{1}{2} \cdot p \cdot x \cdot (l - x)$$

Die reduzierte Momentenfläche (Bild 6a) kann in drei Teilflächen zerlegt werden: die Momentenfläche und die Flächen der Bilder 6b u. 6c, die Teile von Parabelflächen sind mit den Ordinaten

$$\eta_1 = \left(\frac{J_c}{J} - 1 \right) M = \alpha_1 M, \quad \eta_2 = \left(\frac{J_c}{J_2} - \frac{J_c}{J_1} \right) M = \alpha_2 M$$

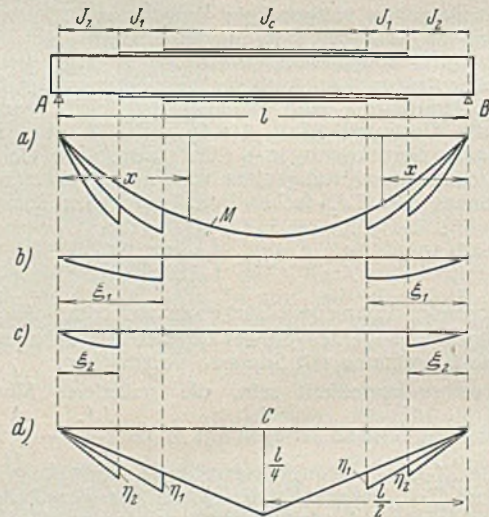


Bild 6.

Den drei Teilflächen entsprechen Durchbiegungen in Trägermitte δ_0 , δ_1 und δ_2 :

$$EJ_c \delta_0 = \frac{5}{384} \cdot p \cdot l^4$$

$$EJ_c \delta_1 = \alpha_1 \cdot 2 \cdot \frac{p}{4} \int_0^{\xi_1} x^2 (l-x) dx = \alpha_1 \cdot \frac{p}{24} \cdot \xi_1^3 (4l - 3\xi_1)$$

$$EJ_c \delta_2 = \alpha_2 \cdot 2 \cdot \frac{p}{4} \int_0^{\xi_2} x^2 (l-x) dx = \alpha_2 \cdot \frac{p}{24} \cdot \xi_2^3 (4l - 3\xi_2)$$

Die Gesamtdurchbiegung ist

$$EJ_c \delta = \frac{p}{24} \left[\frac{5}{16} \cdot l^4 + \alpha_1 \xi_1^3 (4l - 3\xi_1) + \alpha_2 \xi_2^3 (4l - 3\xi_2) \right]$$

Ähnlich läßt sich die Durchbiegung in einem beliebigen Punkte bestimmen.

Rührt das Moment von Einzellasten her, ist also die M -Linie gebrochen, dann ist es vorteilhaft, die Durchbiegung in einem Punkte C aus ihrer Einflußlinie zu ermitteln. Diese ist bekanntlich die Momentenlinie des Trägers, der mit einer reduzierten Momentenfläche belastet ist, die zur Last 1 im Punkte C gehört. Den Teilen dieser Belastungsfläche entsprechen Einflußlinien-Teilwerte δ_0 , δ_1 und δ_2 , die mit den Bezeichnungen von Bild 6d für C in Trägermitte durch folgende Ausdrücke dargestellt werden können:

$$EJ_c \delta_0 = \frac{x}{48} (3l^2 - 4x^2) \dots \dots \dots x = 0 \text{ bis } \frac{1}{2} l$$

$$EJ_c \delta_1 \begin{cases} = \frac{x \eta_1}{6 \xi_1} [3 \xi_1^2 - x^2] \dots \dots \dots x = 0 \text{ bis } \xi_1 \\ = \frac{\xi_1^2 \eta_1}{3} \dots \dots \dots x = \xi_1 \text{ bis } \frac{1}{2} l \end{cases}$$

$$EJ_c \delta_2 \begin{cases} = \frac{x \eta_2}{6 \xi_2} [3 \xi_2^2 - x^2] \dots \dots \dots x = 0 \text{ bis } \xi_2 \\ = \frac{\xi_2^2 \eta_2}{3} \dots \dots \dots x = \xi_2 \text{ bis } \frac{1}{2} l \end{cases}$$

Die Gesamtdurchbiegung ist $EJ_c \delta = EJ_c (\delta_0 + \delta_1 + \delta_2)$. Dabei ist einzusetzen

$$\eta_1 = \left(\frac{J_c}{J} - 1 \right) \frac{1}{2} \xi_1$$

$$\eta_2 = \left(\frac{J_c}{J_2} - \frac{J_c}{J_1} \right) \frac{1}{2} \xi_2$$

b) Kragträger (Freitragger) mit absatzweise veränderlichem Trägheitsmoment (abgesetzter Rohrmast). Bestimmung der Durchbiegung am Trägerende (Mastspitze).

Bei einer Belastung durch $P=1$ am Trägerende ist die Durchbiegung an der gleichen Stelle (Bild 7 bis 7b)

$$EJ_c \delta = \frac{1}{3} [l^3 + \eta_1 \lambda_1^2 + \eta_2 \lambda_2^2]$$

oder mit

$$\eta_1 = \left(\frac{J_c}{J_1} - 1 \right) \lambda_1 = \alpha_1 \lambda_1$$

$$\eta_2 = \left(\frac{J_c}{J_2} - \frac{J_c}{J_1} \right) \lambda_2 = \alpha_2 \lambda_2$$

$$EJ_c \delta = \frac{1}{3} [l^3 + \alpha_1 \lambda_1^3 + \alpha_2 \lambda_2^3]$$

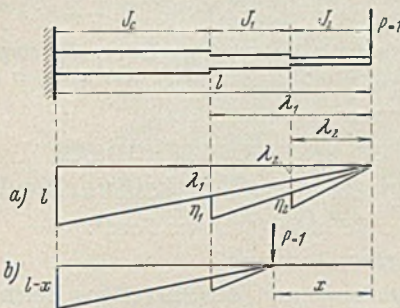


Bild 7.

Für $P=1$ im Abstände x vom Trägerende ist die Durchbiegung an der Trägerspitze (Bild 7c)

$$EJ_c \delta = \frac{1}{6} (l-x)^2 (2l+x) + \frac{1}{6} (\lambda_1-x) \eta_1 (2\lambda_1+x)$$

Die folgenden Beispiele zeigen die Verwendung der Summen F und S .

c) Vollwandträger auf zwei Stützen mit sattelförmigem Obergurt, Gurtflächen gleichbleibend (Bild 8). Bestimmung der Durchbiegung in Trägermitte bei Vollbelastung.

Als Vergleichsträgheitsmoment J_c wird vorteilhaft das in dem Trägerenteil $C-D$ vorhandene größte Trägheitsmoment eingeführt. Damit ist die Durchbiegung in Trägermitte

$$EJ_c \delta = 2 \int_0^{\frac{l}{2}} M' x dx,$$

wenn mit $M' = M \cdot \frac{J_c}{J}$ das reduzierte Trägheitsmoment bezeichnet wird.

Infolge der Unstetigkeit der M' -Linie bei C und D müßte das Integral nach (7) bzw. (10) durch zwei Summen ersetzt werden. Es empfiehlt sich aber, statt dessen die M' -Fläche in die M - und die in Bild 8b gesondert

dargestellte μ -Fläche zu zerlegen mit $\mu = \left(\frac{J_c}{J} - 1 \right) M$. Dem ersten Teil entspricht der bekannte Ausdruck für die Durchbiegung des Trägers mit gleichbleibendem Querschnitt $EJ_c \delta_0 = \frac{5}{384} \cdot pl^4$; der zweite Teil ist

$$EJ_c \delta_1 = 2 \int_0^{\frac{l}{2}} \mu x dx = 2S. \text{ Somit ist die Gesamtdurchbiegung}$$

$$EJ_c \delta = \frac{5}{384} \cdot pl^4 + 2S.$$

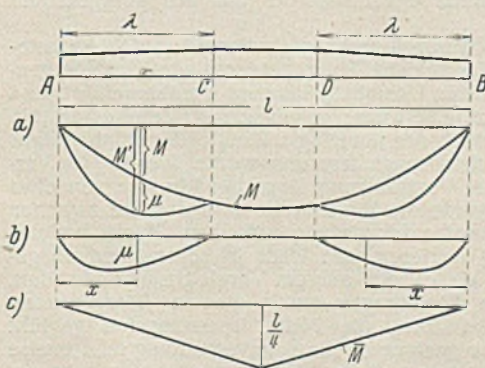


Bild 8.

d) Durchlaufender Träger über drei Felder mit sattelförmigem Obergurt (Bild 9). Bestimmung der Formänderungsgrößen in den Gleichungen der Unbekannten.

Das Vergleichsträgheitsmoment J_c sei im Mittelfeld gleichbleibend. Für die unbekannt Stützennomente M_I und M_{II} sind die Selbstspannungszustände $M_I=1$ und $M_{II}=1$ bzw. die entsprechenden reduzierten Momentenflächen in Bild 9a dargestellt. Im Mittelfeld ist $\mu=0$, in den Seitenfeldern $\mu = \left(\frac{J_c}{J} - 1 \right) M$. Damit ergeben sich die Formänderungsgrößen

$$EJ_c \delta_{11} = \frac{1}{3} (l_1 + l_2) + S = EJ_c \delta_{22}$$

$$EJ_c \delta_{12} = \frac{1}{6} \cdot l_2 = EJ_c \delta_{21}.$$

e) Eingespannter Kragträger mit stetig veränderlichem Querschnitt. Bestimmung der Durchbiegung am Trägerende unter der Last P (Bild 10).

Mit $M = Px$ und $\mu = \left(\frac{J_c}{J} - 1 \right) M$ ist die Durchbiegung

$$EJ_c \delta = \int_0^l M' x dx = \int_0^l M x dx + \int_0^l \mu x dx = \frac{1}{3} \cdot Pl^3 + S.$$

Eine Unterteilung der Länge l in vier Teile Δx ergibt meist bereits genügende Genauigkeit des nach (7) berechneten Summenausdrucks S .

f) Eingespannter symmetrischer Bogen (Bild 11). Berechnung der Einflußlinien der Unbekannten.

Den im Schwerpunkt der elastischen Gewichte $\frac{1}{J}$ angreifenden Unbekannten M, V, H von der Größe 1 entsprechen im Bogen für Teile gleicher Abszissenlänge Δx folgende stetig verteilte Gewichte:

$$M \dots \dots \mu'' = \frac{dx}{J \cdot \cos \varphi}$$

$$V \dots \dots \mu' = \frac{x dx}{J \cdot \cos \varphi}$$

$$H \dots \dots \mu = \frac{y dx}{J \cdot \cos \varphi}$$

Wird der Bogen in n Teile gleicher Abszissenlänge Δx zerlegt, so entsprechen den Teilungspunkten i bestimmte Werte μ_i'', μ_i' und μ_i , aus denen nach (4) Einzelgewichte w_i'', w_i' und w_i berechnet werden können. Mit diesen erhalten bei Vernachlässigung kleiner Glieder die Ausdrücke für die Unbekannten die bekannte Form:

$$M = - \frac{\sum \mathfrak{M} w''}{\sum w''}$$

$$V = - \frac{\sum \mathfrak{M} w'}{\sum w' x}$$

$$H = - \frac{\sum \mathfrak{M} w}{\sum w y + \sum \frac{\cos \varphi}{F} \cdot \Delta x}$$

Die Nenner können nach (5) als Inhalt der μ'' -, $x \mu'$ - und $y \mu$ -Flächen ermittelt werden, wozu in dem Ausdruck für H noch die $\frac{\cos \varphi}{F}$ -Fläche kommt. Die Zähler sind anzusehen als Momente des mit μ'' (μ', μ) belasteten frei aufliegenden Trägers. Bezeichnen wir allgemein die diesen Belastungen entsprechenden Einzelgewichte mit w , so kann mit den

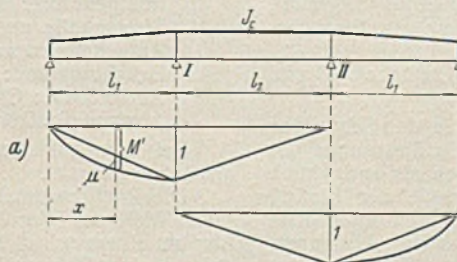


Bild 9.

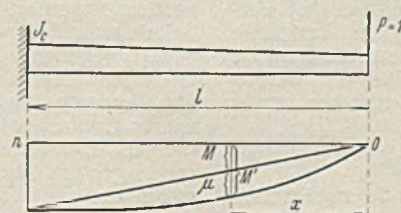


Bild 10.

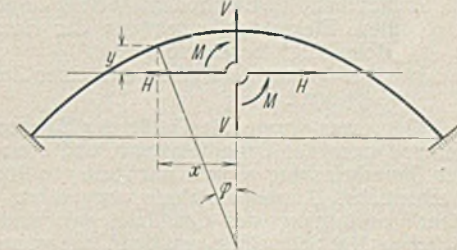


Bild 11.

Bezeichnungen von Bild 11a das Moment des mit w belasteten Balkens — der Zähler in den Ausdrücken für die Unbekannten — wie folgt dargestellt werden:

$$M_w = \frac{r'}{n} \sum_1^r w_i x_i + \frac{r'}{n} \sum_1^{r-1} w_i' x_i'$$

$$= \frac{\mathcal{J}x}{n} \left[r' \sum_1^r i w_i + r' \sum_1^{r-1} i' w_i' \right]$$

$$= \frac{\mathcal{J}x}{n} \left[r' \sum_1^{r-1} i w_i + r' \sum_1^r i' w_i' \right]$$

Setzt man statt der nach einer Kurve zweiten Grades verglichenen Einzelgewichte w nach (4) die μ -Werte in den Teilungspunkten ein, so erhält man für die Summe

$$\sum_1^r i w_i = \mathcal{J}x \left[\frac{1}{12} \cdot u_0 + \sum_1^r \sum_k^r \mu_i - \frac{(r+1)\mu_r - r\mu_{r+1}}{12} \right]$$

Bei symmetrischem Bogen braucht man, um die Einflußwerte in den Teilungspunkten zu erhalten, die Summen nur für $r=1$ bis $n-1$ zu bestimmen, da die r' -Summen den spiegelbildlich gleich bezeichneten r -Summen gleich sind. In diesem Falle wird dann

$$M_w = \frac{\mathcal{J}x}{n} \left[(n-r) \sum_1^r i w_i + r \sum_1^{n-r-1} i w_i \right]$$

Da $\sum_1^r \sum_k^r \mu_i = \sum_1^{r-1} \sum_k^{r-1} \mu_i + r\mu_r$ ist, ergibt sich, wenn die Doppelsumme $\sum_1^r \sum_k^r \mu_i$ bezeichnet wird, folgende Rechenvorschrift:

| r | μ_r | $r\mu_r$ | \sum_r |
|---------|---------|----------|--------------------------------|
| 1 | μ_1 | $1\mu_1$ | $\mu_1 = \sum_1$ |
| 2 | μ_2 | $2\mu_2$ | $\sum_1 + 2\mu_2 = \sum_2$ |
| \dots | \dots | \dots | \dots |
| r | μ_r | $r\mu_r$ | $\sum_{r-1} + r\mu_r = \sum_r$ |

Dazu kommen im Ausdruck für $\sum_1^r i w_i$ in der Klammer noch jeweils die Glieder vor und nach der Doppelsumme.

Soll die Doppelsumme $\sum_1^r \sum_k^r \mu_i$ nur für einen bestimmten Wert r als Kontrolle verwendet werden, so empfiehlt sich ihre Berechnung nach der Vorschrift (8), wenn dort n durch r ersetzt wird.

Alle Rechte vorbehalten.

Beitrag zur Beurteilung der Wärmespannungen und ihr Einfluß auf die Dauerfestigkeit von Schweißverbindungen.

Auszug eines Berichts zum „Norges Tekniske Høiskoles Fond“.

Von R. Flack-Tønnessen, Norwegen.

Bei Stahl erniedrigen Kerbwirkungen, scharfe Querschnittübergänge, Korrosion usw. die Widerstandsfähigkeit gegenüber wiederholten Belastungen. Diese verschiedenen Wirkungen sind zur Zeit gut erforscht und allgemein bekannt.

Auch die Eigenspannungen eines Materials beeinflussen die Dauerfestigkeit, und zwar bei St37 nach Versuchen von Thum und Erker [1] sowohl in günstigem als auch in ungünstigem Sinne, je nachdem die Eigenspannungen den Betriebsspannungen entgegenwirken bzw. sich zu diesen addieren. Bei Stählen höherer Festigkeit (etwa 65 kg/mm²) haben Schulz und Buchholz dagegen gefunden [2], daß die inneren Spannungen der Schwingungsfestigkeit nicht schaden, und daß weiter die inneren Spannungen durch die Wechselbiegebeanspruchung vollständig beseitigt werden können.

Die größte Schwierigkeit bei der Untersuchung der alleinigen Wirkung der Wärmespannungen bietet die Ausscheidung der meist gleichzeitig auftretenden Einflüsse, wie Kerbwirkung, Änderung der Materialeigenschaften durch Wärmewirkungen, Wirkung von Kaltbearbeitung usw., Nebenwirkungen, die ohne Zweifel teils zu Fehlschlüssen geführt haben. Ein anderer Mangel ist der, daß die Untersuchungen über den Einfluß der Wärmespannungen meist nicht von einer exakten Spannungsmessung begleitet sind, sei es entweder, daß man darauf verzichtet hat oder daß die Spannungsmessung bei der Versuchsanordnung nicht möglich war.

Die Wärmespannungen beim Schweißen können erstaunlich hohe Werte erreichen [3]. Daher kommt der Untersuchung der Wirkung der Wärmespannungen beim Schweißen ein besonderes Interesse zu. Die unten wiedergegebenen Versuche verfolgen den Zweck, die Einflüsse der Wärmespannungen auf die Dauerfestigkeit des Schweißgutes zu erforschen, indem auch die Größe der auftretenden Eigenspannungen auf zwei verschiedene Weisen gemessen wurde.

Untersucht wurden Schweißen, die mit drei verschiedenen Elektrodenarten hergestellt waren:

1. dick umhüllte Elektroden mit einer Zugfestigkeit von 43 bis 47 kg/mm²;
2. dick umhüllte Elektroden mit einer Zugfestigkeit von 39 bis 43 kg/mm², diese Elektroden waren von der Herstellungsfirma als besonders „dehnfähig“ bezeichnet;
3. leicht getauchte Drähte mit einer Zugfestigkeit zwischen 43 und 45 kg/mm².

Gemessen wurde die Größe der Eigenspannungen in den Schweißen vor und nach der Dauerbelastung, und zwar wurden die Messungen vor der Dauerbelastung sowohl mit Hilfe von Röntgenstrahlen als auch durch mechanisches Abtrennverfahren ausgeführt. Weiter wurde der Einfluß einer Vorwärmung des Grundmaterials und einer längeren Ruhepause zwischen dem Schweißen und den Dauerversuchen untersucht. Als Hauptproblem galt aber die Erforschung der Erniedrigung bzw. Erhöhung der Schwingungsfestigkeit des Schweißgutes durch die inneren Spannungen. Wegen der Gestalt des Versuchskörpers (siehe unten) trat bei den Versuchen keine Kerbwirkung auf. Gefügeuntersuchungen der Werkstoffe zeigten, daß die Vorwärmung keine störende Wirkung auf die normale Schweißstruktur hatte. (Die Einbrandtiefe der Schweiße war selbstverständlich eine größere.) Die Struktur der Schweiße entsprach immer der bei der betreffenden Elektrode normalen Struktur.

Anordnung und Durchführung der Versuche.

Im ganzen wurden sechs Serien Stäbe untersucht. Je zwei Serien wurden mit derselben Elektrodenart geschweißt, das eine Mal auf vorgewärmtem Grundmaterial, das andere Mal dagegen wurde das Arbeits-

stück während der Schweißung durch teilweise Einsenkung ins Wasser gekühlt. Die Abkühlung geschah, um höhere innere Spannungen zu erzielen. Die Schweißverhältnisse der Serien A bis F sind in der Tabelle I wiedergegeben.

Als Grundmaterial fanden 15 mm dicke Streifen von Flachstahl aus St 37 Verwendung. Die Walzhaut wurde zuerst entfernt und eine Rille für die Schweißbraupe eingefräst (Bild 1). Nach dem Schweißen, das mit 3,25 mm dicken Elektroden und bei 120 A geschah, wurden die Raupen abgehobelt und bearbeitet (entsprechend den Stumpfstoßen Güte I DIN 4101), und die Flachstähle der verschiedenen Serien wurden danach quer zur Schweißbraupe in Stäbe für Dauerversuche, Spannungsmessungen und mikroskopische Untersuchungen aufgeteilt. Für die Spannungsmessung durch Röntgenstrahlen wurden aus jeder Serie zwei für die Dauerversuche fertig bearbeitete Stäbe entnommen.

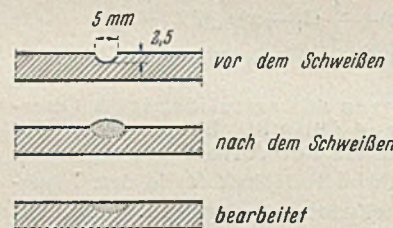


Bild 1.

die Spannungsmessung durch Röntgenstrahlen wurden aus jeder Serie zwei für die Dauerversuche fertig bearbeitete Stäbe entnommen.

Spannungsmessung durch Röntgenstrahlen.

Das Prinzip des hier verwendeten Meßverfahrens ist von Regler [4] angegeben. Als Maß für die Spannungswerte wird für diese Untersuchungen die radiale Breite der Interferenzlinien, also das Maß für die Größe der durch die Verformung hervorgerufenen Gitterstörung (Schwankung des Gitterparameters) herangezogen. Bezüglich der Ausmessung der Linienbreite wurde eine Methode verwendet, die von der von Regler angegebenen abwich, indem die Linienbreite im vorliegenden Falle mittels Photometrierens der Röntgenfilme gefunden wurde.

An experimentellen Daten bei Röntgenaufnahmen wäre zu erwähnen:

- Röntgenröhre: Jonenröhre der Haddingtype,
- Stromquelle und Stromstärke: Halbwellenapparat und 16 MA,
- Aufnahmetemperatur: 18° C,
- Belichtungszeit: etwa 10 min,
- Antikathode: Chrom,
- Abstand Prüfkörper—Film: 63,5 mm.

Bei den Aufnahmen wurde der Prüfkörper um den Röntgenstrahl als Achse gedreht.

Die Röntgenaufnahmen wurden nachher photometriert (Mikrophotometer Moll von Kipp & Zonnen). Beim Photometrieren wird der Röntgenfilm an einem scharf begrenzten Lichtstrahl langsam vorbeigeführt, und mittels einer Photozelle wird eine Kurve aufgezeichnet, deren Ordinaten durch die Schwärzungsintensität der jeweiligen Punkte des Röntgenfilms bestimmt werden. Dem Schwärzungsdiagramm wurde hierbei im Verhältnis zum Röntgenfilm eine Vergrößerung längs der Abszisse von etwa 30mal gegeben. Danach wurde die Linienbreite in 1/n Höhe zwischen Grundschwärzung und maximaler Schwärzung gemessen. Für n hat sich ein Wert von 3 als günstig erwiesen, die Wahl ist sonst innerhalb gewisser Grenzen willkürlich, da es sich nur um Vergleichswerte handelt.

Als Eichwerte für die Spannungsmessung dienten Röntgenuntersuchungen an flachen Probestäben, die vorher spannungsfrei gegläht waren und die in einer dazu geeigneten Einspannvorrichtung schrittweise durchgebogen wurden. Das System dieser Einspannvorrichtung geht aus Bild 2 hervor, und das verwendete Instrument ist weiter in Bild 3 gezeigt.

Tabelle 1.

| Elektrode | Vorgewärmt | Gekühlt |
|-----------|------------|---------|
| 1 | Serie B | Serie A |
| 2 | " D | " C |
| 3 | " F | " E |

Tabelle 2.

| Serie | Linienbreite (Mittel aus vier Photogrammen) | Spannung kg/cm ² |
|-------|---|--------------------------------|
| | mm | |
| A | 65,1 | - 2200 |
| B | 61,7 | - 1080 |
| C | 65,3 | - 2250 |
| D | 58,2 | - 100 |
| E | 67,4 | - 2000 |
| F | 64,4 | - 1050 |

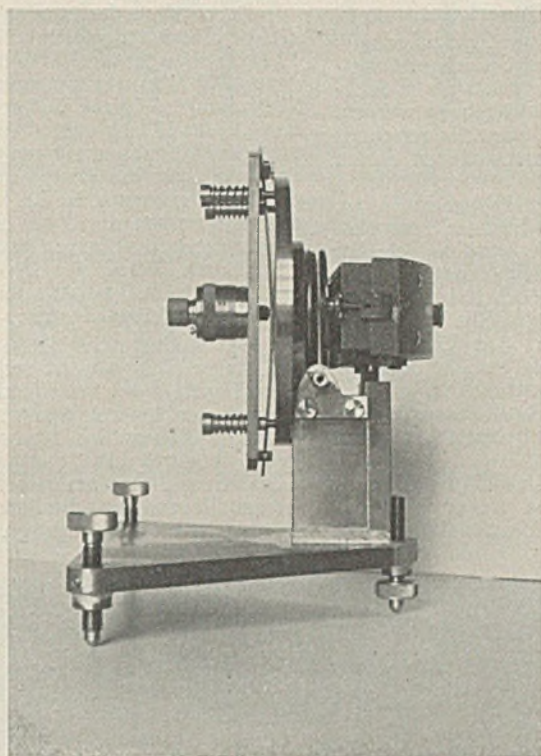


Bild 3.

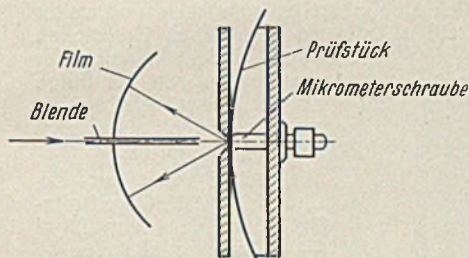


Bild 2.

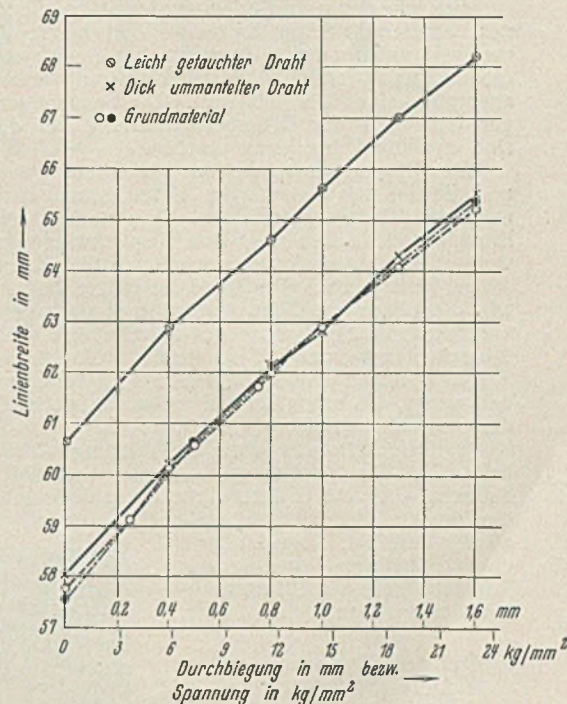


Bild 4. Abhängigkeit der Interferenzlinienbreite von der Oberflächenspannung.

Die Eichwerte mußten sowohl das Grundmaterial (St 37) als auch das Schweißgut, das mit dick ummantelten bzw. leicht getauchten Elektroden niedergeschmolzene Material umfassen. Es mußte nämlich als möglich vorausgesetzt werden, daß die stofflichen Verschiedenheiten dieser Materialien sich in der Linienbreite bemerkbar machen werden. Auf Grund der gefundenen Eichwerte sind die Kurven in Bild 4 aufgezeichnet. Die Werte bei den dick ummantelten Elektroden weichen wenig, bei den leicht getauchten Elektroden aber stark von den Werten beim Grundmaterial ab.

Wie erwähnt, wurden für jede der sechs Serien A bis F zwei Stäbe für die Spannungsmessung durch Röntgenstrahlen entnommen. In Tabelle 2 sind die Versuchswerte wiedergegeben, wobei die angegebenen Spannungen immer der betreffenden Eichkurve entnommen sind.

Aus den Spannungswerten geht u. a. hervor, daß eine Vorwärmung des Grundmaterials die inneren Spannungen vermindert, bei der Elektrodentype 2 sogar bis auf ganz kleine Restwerte.

Mechanische Spannungsmessung.

Die Prüfstäbe wurden festgespannt, wie aus Bild 5 ersichtlich, und im Querschnitt der Schweißung durchgesägt. Während der Abtrennung werden sich die inneren Spannungen allmählich auslösen, was sich als eine Hebung bzw. Senkung der Spitze geltend machen wird. Die Bewegungen der Spitze konnten an einer Meßuhr abgelesen werden, und die Werte wurden weiter, wie in Bild 6 gezeigt, aufgezeichnet. Als Beispiel sind dort die Kurven der Mittelwerte der Serien A und B benutzt.

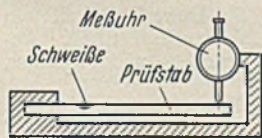


Bild 5.

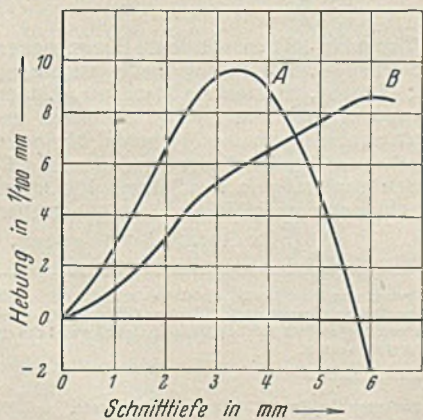


Bild 6.

Auf Grund derartiger Kurven und mittels gemessener Werte der Durchbiegung der Stäbe durch eine Einheitslast wurden die inneren Spannungen berechnet. (Diese Durchbiegungen wurden auf verschiedenen Stufen des Durchschneidens gemessen.) In Tabelle 3 sind die in der Oberfläche der Schweißungen gefundenen Spannungen wiedergegeben (Mittel aus mehreren Stäben). Die Spannungswerte entsprechen den durch Röntgenstrahlen (Tabelle 2) gefundenen Werten. Die Spannungen im Innern der Bleche gehen aus Bild 7 bis 12 hervor.

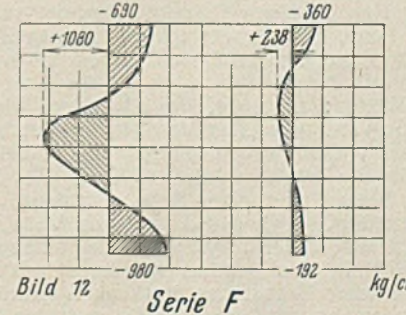
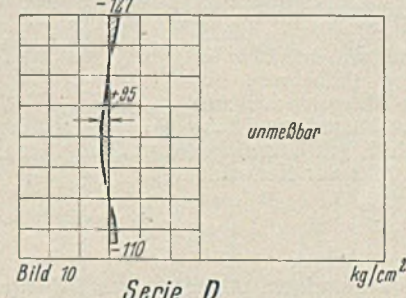
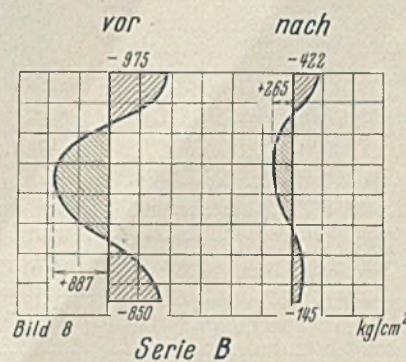
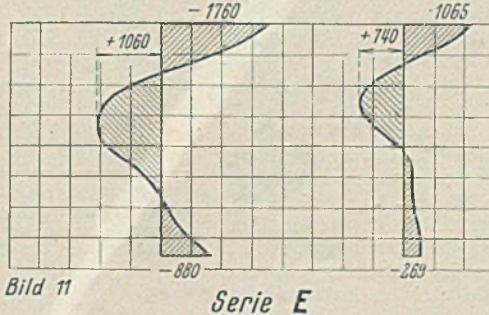
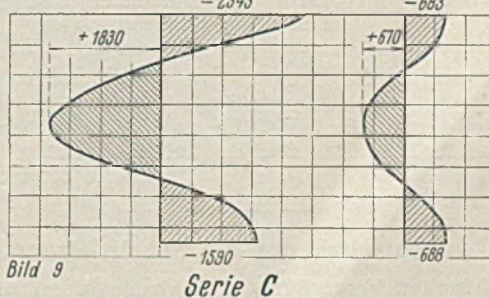
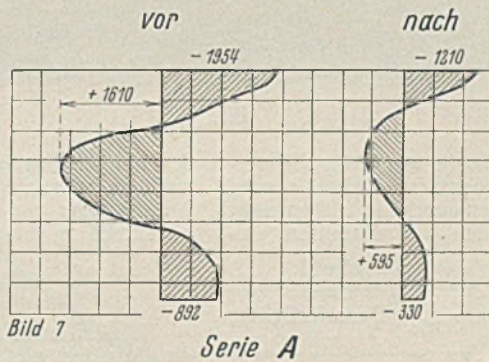


Bild 7 bis 12.

Änderung der inneren Spannungen durch die Dauerbelastung.

Für jede der sechs Serien wurden Stäbe, die $2 \cdot 10^6$ mal dicht unter $\sigma_w b$ des betreffenden Schweißgutes belastet waren, einer erneuten Spannungsmessung unterworfen. Hierdurch hat es sich erwiesen, daß die Wärmespannungen während der Dauerbelastung erheblich abgebaut werden, aber auf keinen Fall bis Null. Die Spannungen im Schweißquerschnitt vor und nach der Dauerbeanspruchung bei den verschiedenen Serien sind aus Bild 7 bis 12 zu ersehen.

Der Spannungsabbau fängt gleich bei den ersten Lastwechseln an, und die inneren Spannungen haben schon nach 20 Lastwechseln eine meßbare Minderung erfahren. Wie vorher erwähnt, wurden bei den Ermüdungsversuchen die Stäbe Biegeschwingsbeanspruchungen unterworfen. Bei Dauerbelastung zwischen Null und einem Höchstwerte (Grundschwellbeanspruchung) oder wo die untere Lastgrenze dasselbe Vorzeichen wie die obere hat (Schwellbeanspruchung), kann bei den Ermüdungsversuchen die Fließgrenze des betreffenden Werkstoffs erreicht oder gar überschritten werden [1]. In diesem Falle ist es wahrscheinlich, daß der Spannungsabbau vollständiger ist als bei der Grundwechselbeanspruchung, und weiter, daß schon bei den ersten Lastwechseln ein bedeutender Anteil des Spannungsabsinkens eintritt.

Untersucht wurde auch die Wirkung eines halbstündigen Glühens bei 680° . Die Spannungsmessungen bestätigten die früher bekannte Tatsache, daß ein Glühen dicht unter dem unteren Umwandlungspunkt die inneren Spannungen vollständig beseitigt. Dagegen hatte eine halbjährige Lagerung der Prüfstäbe keinen meßbaren Abbau der Spannungen zur Folge.

Einfluß der Wärmespannungen auf die Dauerfestigkeit.

Durch die Röntgenmessung konnten nur die Größen der Randspannungen nachgewiesen werden. Weiter war es bei dieser Art der Spannungsmessung notwendig, eine ebene Fläche zu untersuchen. Voraussetzung der Dauerversuche war es auch, daß der Bruch im Schweißquerschnitt eintraf, und weiter, daß der Dauerbruch vom Schweißgut ausging. Diese Bedingungen und die Art der zur Verfügung stehenden Ermüdungsmaschine (rotierende Biegeproben) waren maßgebend für das Ausformen der Dauerprüfstäbe, die aus Bild 13 zu ersehen sind.

Die Dauerfestigkeit bei $2 \cdot 10^6$ Mill. Lastwechseln wurde für die verschiedenen Serien festgestellt. Die Ergebnisse gehen aus Tabelle 4 hervor. Ein paar Stäbe, bei denen der Bruch im Schweißquerschnitt aber nicht vom Schweißgut selbst ausging, wurden aus den Versuchsreihen ausgeschlossen.

Die Ergebnisse der Dauerversuche zeigen, mit den Spannungsmessungen zusammengehalten, daß die Wärmespannungen die Ermüdungsfestigkeit des Schweißgutes beeinträchtigen, und zwar bei einer Probeform, wo der Übergang zwischen Grundmaterial und Schweißgut den Verhältnissen beim Stumpfstoß, DIN 4101, Güte 1, gut entspricht (Abarbeitung der Überhöhe der Schweißnähte zwecks Fortfalls der Kerbwirkung).

Tabelle 3.

| Serie | Spannung kg/cm ² |
|-------|--------------------------------|
| A | — 1954 |
| B | — 975 |
| C | — 2345 |
| D | — 127 |
| E | — 1760 |
| F | — 690 |

Tabelle 4.

| Serie | Dauerfestigkeit kg/cm ² |
|-------|---------------------------------------|
| A | 1880 |
| B | 1910 |
| C | 1790 |
| D | 1870 |
| E | 1490 |
| F | 1780 |

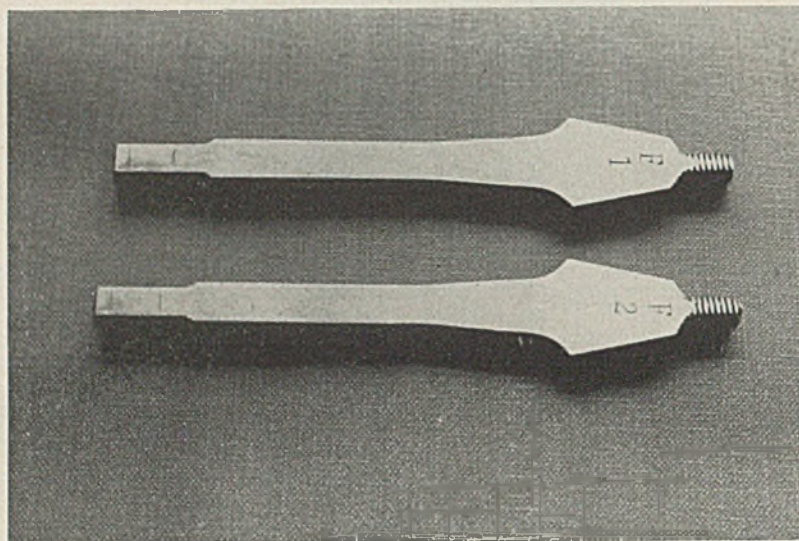


Bild 13.

Der Einfluß der inneren Spannungen ist aber bei den verschiedenen Elektrodenarten ungleich. Bei Elektrode 1 sinkt die Dauerfestigkeit von $19,1$ bis $18,8$ kg/mm² (Minderung der Schwingungsweite $0,6$ kg/mm²), wenn die Wärmespannungen in der Schweißnaht von etwa 10 bis etwa 21 kg/mm² steigen. Weiter sinkt bei Elektrode 2 die Dauerfestigkeit von $18,7$ bis $17,9$ kg/mm² ab (Minderung der Schwingungsweite $1,6$ kg/mm²), wenn die Wärmespannungen von 1 bis 23 kg/mm² steigen. Bei Elektrode 3 dagegen sinkt die Dauerfestigkeit von $17,8$ bis $14,9$ kg/mm² (Minderung der Schwingungsweite $5,8$ kg/mm²) bei einer Steigerung der Wärmespannungen von nur 9 bis etwa 19 kg/mm². Diese bei leicht getauchten Elektroden (gilt selbstverständlich in noch höherem Maße beim Blankdraht) gefundenen Werte der Minderung der Dauerfestigkeit wegen innerer Spannungen sind so bedeutend, daß sie in der Praxis nicht ohne weiteres außer acht bleiben können.

Das niedergeschmolzene Material bei Elektrode 3 war wie gewöhnlich bei dieser Elektrodenart sehr spröde. Es mag wohl denkbar sein, daß diese Eigenart des betreffenden Schweißgutes die Ursache zu dem großen Einfluß der inneren Spannungen ist. Eine zweite Erklärung ist auch denkbar: Bekanntlich ist es mit blankem oder leicht getauchtem Draht kaum möglich, eine ganz porenfreie Schweißnaht zu legen, während dies sich bei dick ummanteltem Draht ohne weiteres erreichen läßt. Es ist naheliegend, daß die Poren sich als Kerbstellen auswirken, und weiter wohl möglich, daß das gleichzeitige Auftreten von diesen Kerbstellen hier eine größere Wirkung der inneren Spannungen zur Folge hat als bei einem Falle, wo die inneren Spannungen als einzige „Schädigung“ auftreten.

Abgesehen von der Ursache der Dauerfestigkeitsminderung bei sprödem Schweißgut ist das gefundene Absinken so bedeutend, daß es in der Praxis nicht außer acht gelassen werden kann. Man muß sich ja auch weiter erinnern, daß die inneren Spannungen bei ungünstigen Einspannverhältnissen usw. noch höhere Werte erreichen können, als bei den oben wiedergegebenen Spannungsmessungen gefunden wurde.

Bei dehnfähigem Schweißgut, mit dick ummantelten Drähten abgesetzt, ist aber der Abfall der Schwingungsweite wegen der Wärmespannungen so klein, daß man wohl ohne weiteres von den Wirkungen der inneren Spannungen absehen kann. Wie die Versuche zeigen, hat man auch die Möglichkeit, an der Hand geeigneter Vorwärmung des Arbeitsstücks und Wahl geeigneter Elektroden die inneren Spannungen bedeutend zu mindern.

Schrifttum.

- [1] A. Thum u. A. Erker, Einfluß von Wärmeeigenheiten auf die Dauerfestigkeit. Z. d. VdI, Bd. 81, Nr. 9.
- [2] E. H. Schultz u. H. Buchholtz, Über die Dauerfestigkeit von genieteten und geschweißten Verbindungen aus Baustahl St 52. Abhandlungen der Internationalen Vereinigung für Brücken- und Hochbau. Zweiter Band, 1933—1934.
- [3] F. Bollenrath, Eigenspannungen in Schweißnähten. St. u. E. 1934, Nr. 34.
- [4] F. Regler, Quantitative Messungen elastischer Spannungen an technischen Werkstücken und Stahlbauten mit Hilfe von Röntgenstrahlen. Ergebnisse der technischen Röntgenkunde, Band 3.

Zuschrift an die Schriftleitung.

Zu meinem Aufsatz „Das Prinzip der virtuellen Verrückungen und die Variationsprinzipien der Elastizitätstheorie“, Stahlbau 1938, S. 185.

Herr Professor Domke, Aachen, macht mich brieflich darauf aufmerksam, daß es ein Irrtum ist, den Begriff der virtuellen Arbeit auf Lagrange zurückzuführen. Indem ich Herrn Professor Domke für diesen Hinweis danke, möchte ich für die Leser meines Aufsatzes hier folgendes feststellen: Lagrange, der als erster die gesamte Mechanik auf dem Prinzip der virtuellen Verrückungen aufbaute, bezeichnete das, was wir heute virtuelle Arbeit nennen, als „virtuelle Momente“. Die Bezeichnung „virtuelle Arbeit“ wurde von Coriolis, Mémoire sur la manière d'établir les différents principes de la mécanique, J. éc. polyt., Bd. 15, 1834, S. 95, eingeführt. (Vgl. den Artikel von Voss, Die Prinzipien der rationalen Mechanik, in der Enzyklopädie der mathematischen Wissenschaften, IV. 1., S. 67.) In den seitdem vergangenen 100 Jahren ist dieser Begriff ein klassischer Begriff der Mechanik geworden. Die meisten Autoren verwenden ihn seitdem eindeutig und klar im Sinne derjenigen Arbeit, die die im Gleichgewichtszustand wirklich vorhandenen Kräfte bei einer

virtuellen Verrückung ihrer Angriffspunkte leisten würden. Einige neuere Autoren sehen hier noch zitiert: Planck, Einführung in die allgemeine Mechanik, Leipzig 1916, S. 137 ff.; Hamel, Elementare Mechanik, Leipzig und Berlin 1912, S. 469 ff.; Föppl, Drang und Zwang, München und Berlin 1920, S. 62 ff.; Müller-Prange, Allgemeine Mechanik, Hannover 1923, S. 454 u. 455. Es sei jedoch ausdrücklich bemerkt, daß auch alle anderen wissenschaftlichen Autoren von Rang in den letzten 100 Jahren den Begriff der virtuellen Arbeit eindeutig im gleichen Sinne gebrauchen.

Dr.-Ing. A. Schleusner.

INHALT: Das Tragwerk für den Neubau der Reichsstelle für Getreide in Berlin. — Zur Berechnung der Formänderungen vollwandiger Tragwerke mit veränderlichem Querschnitt. — Beitrag zur Beurteilung der Wärmespannungen und ihr Einfluß auf die Dauerfestigkeit von Schweißverbindungen. — Zuschrift an die Schriftleitung.