**Zeitschrift:** IABSE publications = Mémoires AIPC = IVBH Abhandlungen

**Band:** 3 (1935)

**Artikel:** Die Auswertung von Dauerfestigkeitsversuchen mit geschweissten Verbindungen

**Autor:** Kommerell

**DOI:** https://doi.org/10.5169/seals-4152

**Nutzungsbedingungen**

Die ETH-Bibliothek ist die Anbieterin der digitalisierten Zeitschriften auf E-Periodica. Sie besitzt keine Urheberrechte an den Zeitschriften und ist nicht verantwortlich für deren Inhalte. Die Rechte liegen in der Regel bei den Herausgebern beziehungsweise den externen Rechteinhabern. Das Veröffentlichen von Bildern in Print- und Online-Publikationen sowie auf Social Media-Kanälen oder Webseiten ist nur mit vorheriger Genehmigung der Rechteinhaber erlaubt. Mehr erfahren

**Conditions d'utilisation**

L'ETH Library est le fournisseur des revues numérisées. Elle ne détient aucun droit d'auteur sur les revues et n'est pas responsable de leur contenu. En règle générale, les droits sont détenus par les éditeurs ou les détenteurs de droits externes. La reproduction d'images dans des publications imprimées ou en ligne ainsi que sur des canaux de médias sociaux ou des sites web n'est autorisée qu'avec l'accord préalable des détenteurs des droits. En savoir plus

**Terms of use**

The ETH Library is the provider of the digitised journals. It does not own any copyrights to the journals and is not responsible for their content. The rights usually lie with the publishers or the external rights holders. Publishing images in print and online publications, as well as on social media channels or websites, is only permitted with the prior consent of the rights holders. Find out more

**Download PDF:** 16.07.2025

**ETH-Bibliothek Zürich, E-Periodica, https://www.e-periodica.ch**

# DIE AUSWERTUNG VON DAUERFESTIGKEITSVERSUCHEN MIT GESCHWEISSTEN VERBINDUNGEN

## RÉSULTATS D'ESSAIS DE FATIGUE SUR ASSEMBLAGES SOUDÉS

## RESULTS OF FATIGUE STRENGTH TESTS ON WELDED CONNECTIONS

Dr. Ing. KOMMERELL, Direktor bei der Reichsbahn im Reichsbahn-Zentralamt für Bau- und Betriebstechnik in Berlin.

### 1. Allgemeines.

1. Im Jahre 1931 ist in Deutschland das 1. Normenblatt DIN 4100 über „Vorschriften für geschweißte Stahlbauten" (Hochbau und Brücken) erschienen. Dieses Normenblatt stützte sich zunächst nur auf rein statische Versuche. Man war sich aber klar darüber, daß bei Brücken die wechselnde Belastung zu berücksichtigen ist. Für die Querschnittsbemessung geschweißter Brücken wurden dieselben Formeln wie bei genieteten Brücken vorgeschrieben. Ist z. B. max $M_I$ der zahlenmäßig größte Grenzwert der Biegemomente, min $M_I$ der zahlenmäßig kleinste Grenzwert der Biegemomente, so wurde bei Wechselbiegemomenten der Berechnung der Spannungen ein Biegemoment

$$M_I = \max M_I - 0{,}3 \min M_I \tag{1}$$

zu Grunde gelegt. Dabei waren positive Biegemomente mit +, negative mit — in die Rechnung einzuführen. Da bei Wechselbiegemomenten max $M_I$ und min $M_I$ verschiedene Vorzeichen haben, so wurde $M_I$ rechnerisch stets größer als max $M_I$. Die Spannung errechnete sich also mit dem Widerstandsmoment $W_n$ aus

$$\sigma_I = \frac{M_I}{W_n} = \frac{\max M_I - 0{,}3 \min M_I}{W_n} \tag{2}$$

Die Biegemomente max $M_I$ und min $M_I$ setzen sich zusammen aus dem Einfluß des Eigengewichts und dem Einfluß der mit einer Stoßzahl[1]) $\varphi$ vervielfachten Verkehrslast. Sind $\sigma_{II}$ die ohne Berücksichtigung der wechselnden Belastung errechneten Spannungen aus den sonstigen als Hauptkräfte geltenden Einflüssen (Seitenkräfte bei oben offenen Brücken, Wärmewirkung, außermittige Anschlüsse u. dgl.), so muß

$$\sigma_I + \sigma_{II} \leqq \sigma_{zul} \text{ sein, wo } \sigma_{zul} \tag{3}$$

[1]) Siehe Deutsche Reichsbahn. Berechnungsgrundlagen für stählerne Eisenbahnbrücken. Berlin 1934.

die zulässige Spannung, also z. B. $\sigma_{zul} = 1400$ kg/cm² bei St 37 ist. Der Einfachheit halber soll im folgenden $\sigma_{II}$ außer Acht gelassen werden und der Zeiger $I$ überall wegbleiben. Es muß also sein

$$\sigma = \frac{\max M - 0{,}3 \min M}{W_n} \leqq \sigma_{zul} \qquad \begin{pmatrix} 1400 \text{ bei St } 37 \\ 2100 \quad „ \quad „ \ 52 \end{pmatrix} \tag{4}$$

Bei der Bemessung der Schweißnähte selbst wurden die Biegemomente nicht nur erhöht, wenn Biegemomente wechselnden Vorzeichens zu berücksichtigen waren, sondern auch, wenn sie gleiches Vorzeichen hatten (schwellender Bereich) und zwar nach der aus Amerika übernommenen Formel.

$$M = \max M + \tfrac{1}{2} (\max M - \min M) \tag{5}$$

Diese Formel führte zu verhältnismäßig dicken Schweißnähten. Man war also damals der Auffassung, daß namentlich bei vollwandigen Brücken alles in Ordnung war, wenn die Querschnitte so kräftig wie bei genieteten Brücken und wenn die Schweißnähte selbst auch genügend tragfähig ausgeführt wurden. An geschweißte Fachwerkbrücken wollte man in Deutschland mangels Dauerfestigkeitsversuchen noch nicht herangehen.

2. Schon bei der Bearbeitung des Normenblattes DIN 4100 im Jahre 1931 war man sich klar darüber, daß nur groß angelegte Dauerfestigkeitsversuche mittels Pulsatormaschinen und unter Verwendung von Schwingbrücken Licht in die völlig ungeklärten Verhältnisse bringen konnten [2]). Es bildete sich am 4. Juni 1931 unter Leitung von Reichsbahndirektor Geh. Baurat Dr. Ing. ehr. Schaper ein Kuratorium für Dauerfestigkeitsversuche, das unter Aufwendung von nahezu 50 000 RM seine Arbeiten im Jahre 1934 abschloß. Der Bericht [2]) ist im April 1935 erschienen; er ist für die weitere Entwicklung, insbesondere für die Berechnung und bauliche Durchbildung geschweißter Stahlbauten richtunggebend und so wichtig, daß sein Studium dringend empfohlen werden kann.

3. Schon ehe der Kuratoriumsbericht herauskam, ergab sich auf Grund der inzwischen gewonnenen Erkenntnisse im Jahre 1934 die Notwendigkeit einer Neubearbeitung des Normalblattes DIN 4100. Während 1931 und 1933 in diesem Normenblatt Hochbau und Brückenbau in einer Vorschrift behandelt wurden, hielt man es für zweckmäßig, Hochbau und Brückenbau nunmehr zu trennen. Es erschien 1934 zunächst das neue Normenblatt für Hochbauten. Die Vorschriften für Brückenbauten wurden alsbald nach Erscheinen des Kuratoriumsberichts in Angriff genommen.

Zu diesem Zweck berief Geh. Baurat Schaper einen 18gliedrigen Arbeitsausschuß zum 21./22. Juni 1935 nach Goslar ein. Neben Vertretern des Reichverkehrsministeriums, der Reichsbahn, der staatlichen Materialprüfungsanstalten Dahlem, Dresden und Stuttgart waren auch Vertreter der Technischen Hochschulen und des Deutschen Stahlbauverbandes eingeladen.

Nachdem bereits vollwandige Eisenbahnbrücken von 52 m Stützweite (Ziegelgrabenbrücke im Rügendamm) in geschweißter Bauweise ausgeführt wurden, hielt es der Arbeitsausschuß für zweckmäßig, zunächst nur neue Vorschriften für die vordringlichsten Arbeiten, nämlich für geschweißte Vollwandbrücken aufzustellen, die Bearbeitung der Vorschriften für geschweißte

[2]) „Dauerfestigkeitsversuche mit Schweißverbindungen". Berlin 1935, VDI. Verlag und Commerell, „Erläuterungen zu den Vorschriften für geschweißte Stahlbauten", I. Teil: Hochbauten, Berlin 1934; II. Teil: Vollwandige geschweißte Eisenbahnbrücken, Berlin 1935. Verlag Wilhelm Ernst u. Sohn.

Fachwerkbrücken soll — wenn überhaupt notwendig — der Zukunft überlassen bleiben. Auch sollten sich die neuen Vorschriften nicht auf Straßenbrücken, sondern zunächst nur auf die ungünstiger beanspruchten Eisenbahnbrücken beziehen. Die endgültigen Vorschriften konnten Anfang August 1935 in Friedrichshafen a. B. verabschiedet werden und erscheinen als Normenblatt 4101 a/1935 mit dem Titel: „Vorschriften für geschweißte, vollwandige Eisenbahnbrücken".

## 2. Begriffe.

Bei Dauerfestigkeitsversuchen will man feststellen, wie groß die Festigkeit eines Prüfstabs bei oftmals wiederholten Belastungen ist. Es ist

$\sigma_u$ die untere Spannung,
$\sigma_0$ die obere Spannung, Dauerfestigkeit genannt.
Bei Zug + Zeichen,
Bei Druck — Zeichen.

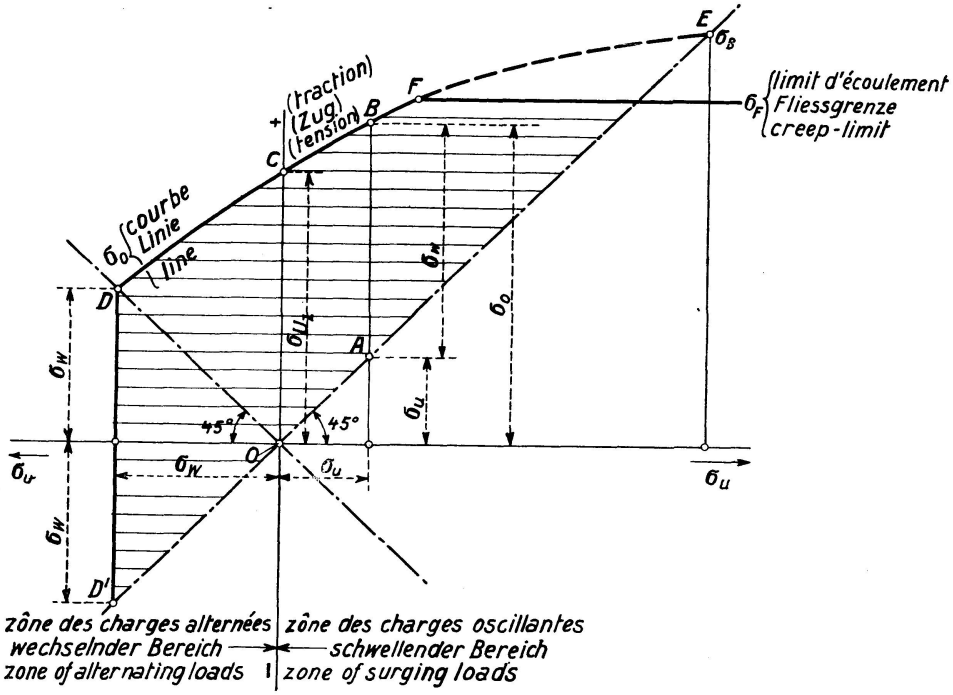



Fig. 1.

Haben $\sigma_u$ und $\sigma_0$ dasselbe Vorzeichen, so spricht man von schwellender Belastung.

Haben $\sigma_u$ und $\sigma_0$ verschiedene Vorzeichen, so spricht man von wechselnder Belastung.

Will man besonders kennzeichnen, daß es sich um Zug (+) handelt, so setzt man noch den Zeiger $z$, bei Druck (—) den Zeiger $d$, also z. B.

$\sigma_{0z}$ obere Spannung Zug,
$\sigma_{ud}$ untere Spannung Druck.

Um die Verhältnisse leicht übersehen zu können, hat sich die schon von Weyrauch[3]) verwendete Darstellung in Deutschland eingebürgert.

[3]) Weyrauch, Die Festigkeitseigenschaften und Methoden der Dimensionenberechnung von Eisen- und Stahlkonstruktionen. Leipzig 1889, Verlag Teubner. Tafel IV, Fig. 66.

Auf der Abszissenachse trägt man die untere Spannung $\sigma_u$ auf. Zieht man durch den Ursprung 0 Linien unter 45°, so ist die Ordinate z. B. des Punktes $A$ ebenfalls gleich der unteren Spannung $\sigma_u$.

Die Ordinaten werden bei Zug (+) nach oben, bei Druck (—) nach unten aufgetragen. Die Ordinate des Punktes $B$ stellt die obere Spannung $\sigma_0$ (Dauerfestigkeit) dar.

Die dick ausgezogene Linie ($\sigma_0$-Linie) ist bei $2 \cdot 10^6$ Lastwechseln die Linie der Dauerfestigkeit.

Am Ursprung 0 ist die untere Spannung $\sigma_u = 0$, in diesem Fall ist die Ordinate der $\sigma_0$-Linie die Ursprungsfestigkeit $\sigma_U$. (Bei Zug $\sigma_{Uz}$).

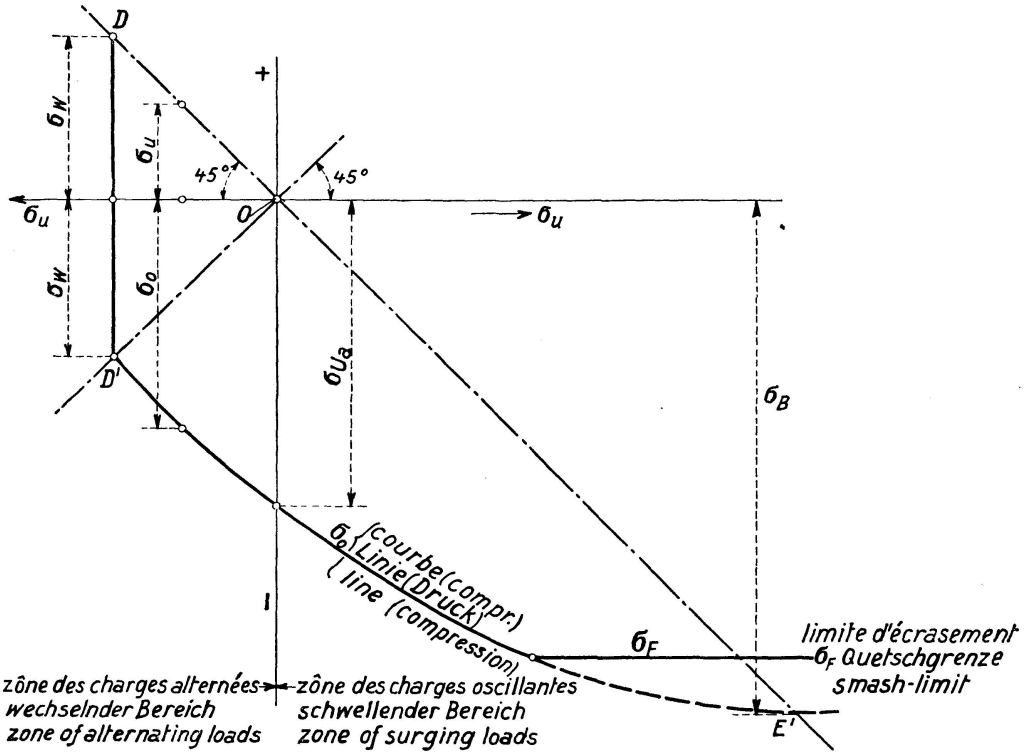



Fig. 2.

Links vom Ursprung ist die untere Spannung negativ (—) (Druck) und wird nach unten aufgetragen, wenn die rechnungsmäßig größere Spannung $\sigma_0$ Zug ist (Fig. 1); umgekehrt wird die untere Spannung $\sigma_u$ als Zug (+) nach oben aufgetragen, wenn die rechnungsmäßig größere Spannung $\sigma_0$ Druck ist (Fig. 2).

Beim Punkt $D^1$ ist die untere Spannung (Druck) so groß wie die obere Spannung (Zug). Man spricht dann von der

Wechselfestigkeit $\sigma_W$.

Man hat es also links vom Ursprung 0 mit dem Wechselbereich, rechts davon mit dem schwellenden Bereich zu tun.

Der Unterschied zwischen der oberen Spannung und der unteren Spannung heißt Schwingungsweite $\sigma_w$, es ist also

$$\sigma_w = \sigma_o - \sigma_u \tag{5}$$

Die $\sigma_0$-Linie trifft die Linien unter 45° bei $E$ und $E'$. Dort ist die Schwingungsweite = 0, man hat es hier mit der Dauerstandsfestigkeit zu tun, die praktisch gleich der statischen Festigkeit $\sigma_B$ gesetzt

werden kann. Ausgenützt kann der Werkstoff nur bis zur Fließgrenze $\sigma_F$ werden. Man erhält also in den Fig. 1 und 2 die schraffierten Flächen als denjenigen Bereich, der für die zulässigen Spannungen maßgebend ist.

Gut erforscht bei geschweißten Verbindungen ist z. Zt. nur der Bereich für schwellende Belastung im Zuggebiet. Aus der Auswertung der Versuchsergebnisse ergab sich, daß man mit ausreichender Genauigkeit die $\sigma_0$-Linie als eine Gerade annehmen darf, die unter dem $\sphericalangle \alpha$ gegen die Abszisse geneigt ist. Der $\sphericalangle \alpha$ ist im allgemeinen im schwellenden Zuggebiet (kleiner) $< 45^0$. Die Schwingungsweite nimmt also nach der Fließgrenze zu etwas ab. Nach den bis jetzt im Wechselbereich vorliegenden Versuchen bewegt man sich auf der sicheren Seite, wenn man

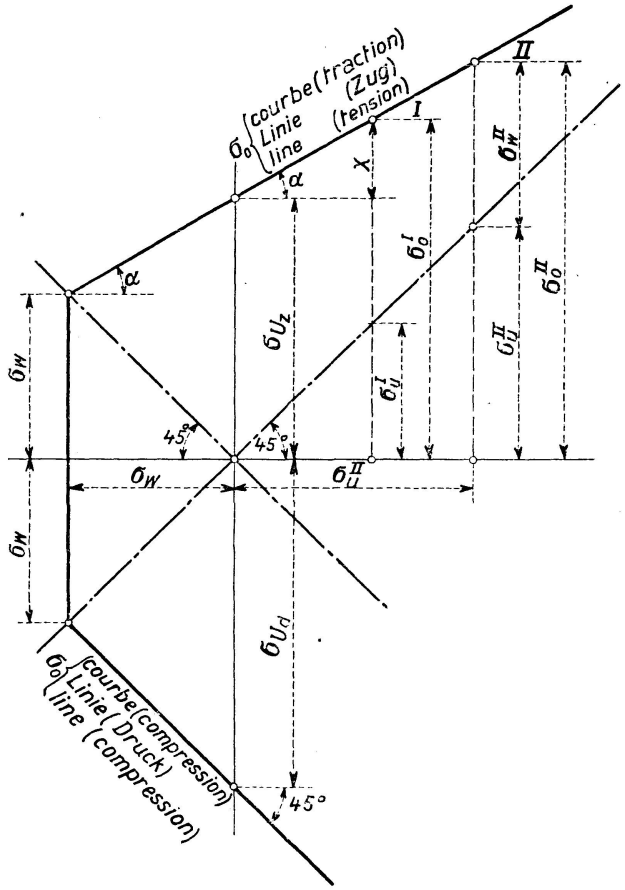



Fig. 3.

auch im Wechselbereich die $\sigma_0$-Linie als eine unter dem $\sphericalangle \alpha$ geneigte Gerade annimmt. Der $\sphericalangle \alpha$ ergab sich für verschiedene Schweißnahtarten und Werkstoffe verschieden.

Hat man z. B. zwei Versuchswerte *I* und *II* gefunden, so ist

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{\sigma_o^{II} - \sigma_o^{I}}{\sigma_u^{II} - \sigma_u^{I}}. \tag{6}$$

Für die Versuche in der Pulsatormaschine erwies es sich als zweckmäßig, zur Bestimmung der Ursprungsfestigkeit $\sigma_{Uz}$ mit einer kleinen Vorspannung $\sigma_u$ (meist 0,5 bis 2 kg/mm²) zu arbeiten. Die Ursprungsfestigkeit $\sigma_{Uz}$ berechnet sich dann aus

$$\sigma_{Uz} = \sigma_o^{I} - x = \sigma_o^{I} - \sigma_u^{I} \cdot \operatorname{tg} \alpha; \tag{7}$$

ferner ist $\operatorname{tg} \alpha = \dfrac{\sigma_{Uz} - \sigma_W}{\sigma_W}$, hieraus

$$\sigma_W = \frac{\sigma_{Uz}}{1 + \operatorname{tg} \alpha} \tag{8}$$

Das Ziel unserer Auswertung ist mit Hilfe der Formeln (6), (7) und (8), die Werte $\operatorname{tg} \alpha$, die Ursprungsfestigkeit $\sigma_{Uz}$ und die Wechselfestigkeit $\sigma_W$ zu ermitteln.

Im Druckgebiet kann nach Versuchen von Graf die Schwingungsweite $\sigma_w$ überall gleich groß angenommen werden. Es wird hier also $\alpha = 45^0$. Damit $\sigma_{Ud} = 2 \cdot \sigma_W$.

## 3. Pulsatorversuche.[4])

Für die Pulsatorversuche wurden Maschinen von der Firma Losenhausen, Düsseldorf-Grafenberg und der Firma Mohr & Federhaff, Mannheim, verwendet. Die Frequenz (Zahl der Schwingungen in der Sekunde) betrug 6 bis 11 Hertz. Eine Beeinflussung aus der größeren sekundlichen Lastwechselzahl ist nach dem Stand der heutigen Erkenntnisse nicht zu erwarten.

## 4. Versuche mittelst Schwingbrücken.[5])

Um sich ein Bild zu machen, wie sich geschweißte Verbindungen verhalten, wenn sie als Versuchsstäbe in Fachwerkbrücken eingebaut werden,

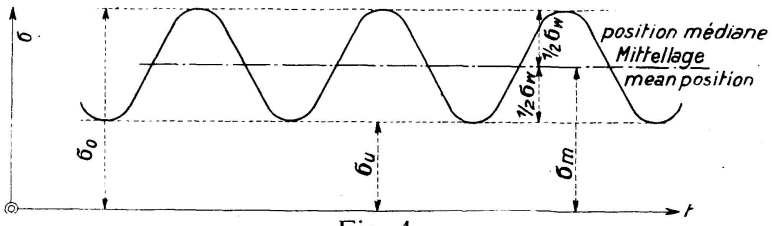



Fig. 4.

bediente man sich als Versuchsanlage[5]) einer Fachwerkbrücke von 15 m Stützweite, der sog. Schwingbrücke.

Im Untergurt in den mittleren Feldern wurden die beiden Untergurtstäbe durch den geschweißten Probestab ersetzt, der in der Mitte zwischen beiden Hauptträgern zwischen Klemmbacken eingespannt war. Auf dem Obergurt in Brückenmitte wurde ein Schwinger (Bauart Späth, Losenhausen) befestigt, der durch zwei außermittig gelagerte, gegenläufig sich drehende Schwungmassen von je 600 kg Gewicht, lotrechte Fliehkräfte erzeugte. Bei 12 Umdrehungen in der Sekunde traten abwechselnd nach oben und unten wirkende Fliehkräfte von 10 t auf. Durch diese Anordnung schwangen die Spannungen im Probestab um eine Mittellage. Die Mittellage dieser Spannungen ergab sich bei der Ruhelage durch das Eigengewicht der Brücke, das Gewicht des Schwingers und einer Zusatzlast, die notwendig war, um die gewünschte mittlere Spannung $\sigma_m$ zu erzeugen.

Man erhält also

$$\sigma_o = \sigma_m + \frac{\sigma_w}{2} \tag{9}$$

$$\sigma_u = \sigma_m - \frac{\sigma_w}{2} \tag{10}$$

$$\sigma_o - \sigma_u = \sigma_w \text{ (Schwingungsweite)} \tag{11}$$

[4]) Siehe Kuratoriumsbericht, S. 7.
[5]) Genaue Beschreibung der Versuchsanordnung siehe Kuratoriumsbericht, S. 6.

Bei den Schwingbrücken war $\sigma_m$ meist etwa 12 kg/mm² und $\frac{\sigma_W}{2} = \pm 4$ bis 6 kg/mm².

Die Versuche liefen Tag und Nacht; beim Bruch des Probestabes setzte eine selbsttätige Ausschaltvorrichtung den Schwinger außer Betrieb.

## 5. Wöhlerlinien.

Bei den Dauerfestigkeitsversuchen mit Pulsatormaschinen oder Schwingbrücken kann man nicht im voraus sagen, wie viele Lastwechsel eine Versuchsverbindung aushält. Bei den Versuchen begnügt man sich meist mit einer Lastwechselzahl $n = 2 \cdot 10^6$. Um sich ein ungefähres Bild zu machen, was diese Zahl bei einer Eisenbahnbrücke bedeutet, nehmen wir zum Beispiel an, es handle sich um eine eingleisige Strecke mit 25 Zügen täglich. Dabei kommt es beim Befahren der Brücke nur auf die größte Beanspruchung an, die ein Bauteil bei jeder Zugfahrt erfährt. Maßgebend ist dabei im all-

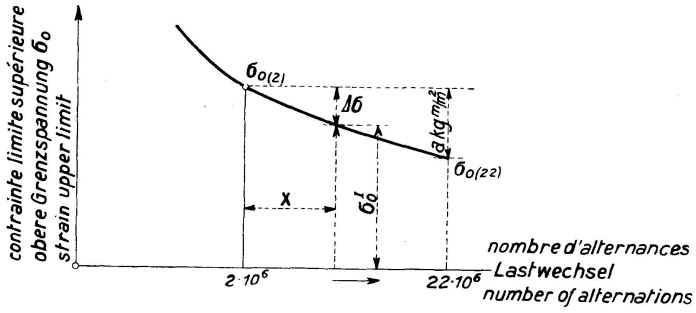



Fig. 5.

gemeinen nur eine Laststellung des Zuges — nämlich die ungünstigste. Um $2 \cdot 10^6$ Lastwechsel zu erzeugen, sind dann

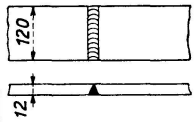
$$\frac{2\,000\,000}{25 \cdot 365} = \sim 220 \text{ Jahre erforderlich.}$$

(Dabei ist aber zu berücksichtigen, daß die Brücken im gewöhnlichen Betrieb i. a. von leichteren Zügen befahren werden, als in der Festigkeitsberechnung beim Entwurf der Brücke angenommen wurde.) Da die Lebensdauer einer solchen Brücke aus anderen Gründen (Rostgefahr, bedeutende Erhöhung der Verkehrslasten) wesentlich niedriger ist, so bewegt man sich i. a. auf der sicheren Seite, wenn man sich damit zufrieden gibt, wenn die Brücke diese $2 \cdot 10^6$ Lastwechsel bei der ungünstigsten Belastung aushält. Dies trifft besonders bei zweigleisigen Eisenbahnbrücken zu, wo die gleichzeitige Belastung beider Geleise in ungünstiger Laststellung nur sehr selten vorkommt. Dieselben Verhältnisse liegen auch bei Straßenbrücken vor. Man kann diese Überlegungen besonders dann anstellen, wenn man vor der Frage von Verstärkungen solcher Brücken steht.

Den Brückenberechnungen werden also diejenigen (aus den Versuchen abgeleiteten) Werte der Ursprungsfestigkeit $\sigma_U$ und der Wechselfestigkeit $\sigma_W$ zu Grunde gelegt, die sich bei $2 \cdot 10^6$ Lastwechseln ergeben.

Oft brechen nun die Versuchsverbindungen wegen zu hoher oberer Grenzspannung $\sigma_0$, ehe $2 \cdot 10^6$ Lastwechsel erreicht sind. Manchmal brechen sie erst viel später. Um nun die verschiedenen Versuchsergebnisse auf den einheitlichen Maßstab — nämlich $2 \cdot 10^6$ Lastwechsel — zu bringen, bedient

Tafel 1.

| 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | 7 | 8 | 9 | 10 |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| Lfd. No.<br>Numéro<br>Number | Art des geschweißten Stoßes<br>Nature du joint soudé<br>Nature of welded butt | Statische Festigkeit<br>Résistance statique<br>Static strength<br>$\sigma_B$<br>kg/mm² | $n$<br>Zahl der Lastwechsel in $10^6$<br>Nombre des alternance de charge (millions)<br>Number of load-alternations | Spannung im Stab beim Versuch bei $n \cdot 10^6$ Lastwechseln<br>Tension dans l'élément au cours de l'essai à $n \cdot 10^6$ alternances<br>Bar stress at test with $n \cdot 10^6$ load-alternations<br>untere Inférieure lower<br>$\sigma'_u$<br>kg/mm² | obere Supérieure upper<br>$\sigma'_o$<br>kg/mm² | Abgeleitete Spannung im Stab bei $2 \cdot 10^6$ Lastwechseln<br>Tension déduite dans l'élément pour $2 \cdot 10^6$ alternances<br>Derived stress in bar with $2 \cdot 10^6$ load-alternations<br>untere Inférieure lower<br>$\sigma_u$<br>kg/mm² | obere Superieure upper<br>$\sigma''_o$<br>kg/mm² | Dauerfestigkeit bei 2 $10^6$ Lastw. und mit $\sigma_u = 8$<br>Résistance à la fatigue pour $2 \cdot 10^6$ alternances et avec $\sigma_u = 8$<br>Fatigue-strength with $2 \cdot 10^6$ load-alternations and with $\sigma_u = 8$<br>$\sigma_o$<br>kg/mm² | Bermerkungen<br>Observations<br>Remarks |
| 1 | | 38,6 | > 10,13 | 8,3 | 16,3 | — | — | — | Nicht berücksichtigt, da nicht gebrochen<br>Non considéré, en l'absence de fracture<br>Not included, since no failure |
| 2 | | 42,1 | 5,01 | 7,9 | 15,9 | 1,9 | 16,1 | 16,2 | Dasselbe<br>Dito<br>do. |
| 3 |  | | > 10,25 | 7,6 | 15,6 | — | — | — | |
| 4 | | 40,9 | 9,80 | 8,0 | 16,0 | 8,0 | 16,4 | 16,4 | * Die Abnahme der $\sigma_0$-Werte bei $0{,}66 \cdot 10^6$ auf $2 \cdot 10^6$ Lastwechsel ist rd. 3 kg/mm² (nach dem Verlauf der Wöhlerlinie, die hier nicht mehr geradlinig angenommen werden darf). |
| 5 | Fig. a. | | 5,65 | 6,0 | 18,0 | 6,0 | 18,2 | 20,2 | |
| 6 | | | 22,41 | 8,0 | 16,0 | 8,0 | 17,0 | 17,0 | * La diminution de la valeur de $\sigma_0$ pour $0{,}66 \cdot 10^6$ alternances est d'environ 3 kg/mm² (d'après l'allure de la courbe de Wöhler, qui ici ne peut plus être considérée comme une ligne droite). |
| 7 | | | 3,40 | 6,0 | 18,0 | 6,0 | 18,1 | 20,1 | |
| 8 | | 38,6 | 22,40 | 8,0 | 16,0 | 8,0 | 17,0 | 17,0 | * The decrease of the $\sigma_0$ = values with $0{,}66 \cdot 10^6$ load-alternations is $\sim$ 3 kg/mm² (according to the run of the Wöhler curve which here no longer may be assumed as being rectilineal). |
| 9 | | | 0,66 | 6,0 | 18,0 | 6,0 | 15,0* | 17,0 | |

$$\Sigma \sigma_0 = 123{,}9$$

$$\left.\begin{array}{l}\text{Mittel}\\ \text{Moyenne de}\\ \text{Mean}\end{array}\right\} \sigma_0 = \frac{123{,}9}{7} = \sim 18 \text{ kg/mm}^2$$

man sich der Wöhlerlinie. In der Regel werden die Abszissen mit der Lastwechselzahl in logarithmischem Maßstab aufgetragen. Auf der Ordinatenachse werden die $\sigma_0$-Werte angegeben. Mit ausreichender Genauigkeit kann man geradlinig einschalten. Fällt z. B., wie aus Fig. 5 ersichtlich, die Wöhlerlinie zwischen $2 \cdot 10^6$ Lastwechseln und $22 \cdot 10^6$ Lastwechseln um $a = \sigma_{0(2)} - \sigma_{0(22)}$ kg/mm² ab, und ergab sich bei $(2 + x) \cdot 10^6$ Lastwechseln der Versuchswert $\sigma_0^I$, so wäre die Berichtigung $\Delta\sigma$

$$\Delta\sigma = \frac{a \cdot x}{22 - 2} \quad \text{kg/mm}^2. \tag{12}$$

Bei $2 \cdot 10^6$ Lastwechseln wäre also statt $\sigma_0^I$ der Wert $\sigma_0^I + \Delta\sigma$ anzunehmen.

## 6. Beispiel zur Berechnung des Neigungswinkels $\alpha$ der $\sigma_0$-Linie.

In Tafel 1 sind 9 Versuchswerte aufgeführt von einer Stumpfnahtverbindung entsprechend der Skizze in Spalte 2. Spalte 3 gibt die statische

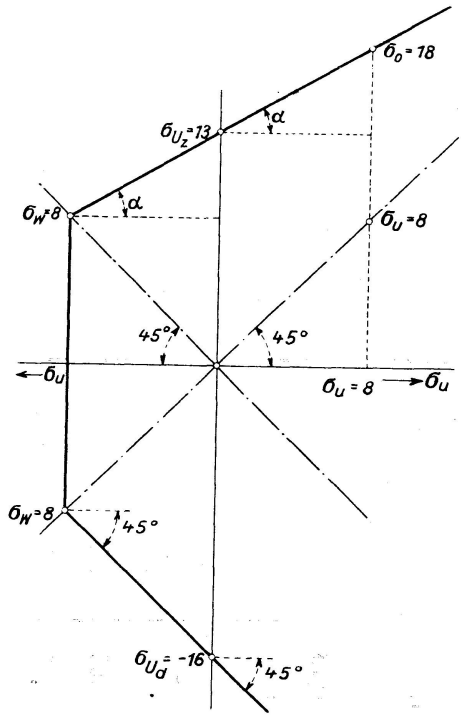



Fig. 6.

Festigkeit $\sigma_B$ an. Die Stabverbindungen wurden in die Schwingbrücke eingespannt, wobei sich nach den Gl. (10) und (9) die Stabspannungen $\sigma_u'$ und $\sigma_0'$ ermittelten, wie sie sich beim Versuch bei der Lastwechselzahl $n$ der Spalte 4 ergaben. Spalte 8 ist mit Hilfe der Formel (12) aus Spalte 6 abgeleitet worden, wobei entsprechend dem Verlauf der Wöhlerlinie für $a$ ein Spannungsabfall von 1 kg bei $2 \cdot 10^6$ auf $22 \cdot 10^6$ Lastwechseln in die Rechnung eingesetzt wurde. Wie aus Spalte 7 ersichtlich, war die untere Spannung $\sigma_u$ nicht überall gleich. In Spalte 9 wurden schließlich die Dauerfestigkeitswerte $\sigma_0$ eingetragen, die sich unter der Voraussetzung ergeben hätten, daß die Vorspannung $\sigma_u$ überall = 8 kg/mm² gewesen wäre. Da innerhalb des kleinen Bereichs angenommen werden kann, daß die Schwingungsweite $\sigma_w$ dieselbe bleibt, so wurde zu den $\sigma_0''$-Werten einfach noch der Unterschied der $\sigma_u$-Werte in Spalte 7 und 8 kg/mm² hinzugeschlagen.

Die Proben Nr. 1 und 3 sind nicht gebrochen, sie wurden bei der Bildung des Mittels nicht berücksichtigt. Sie hätten das Durchschnittsergebnis von $\sigma_0 = 18$ kg/mm² bei $\sigma_u = 8$ kg/mm² Vorspannung noch verbessert.

Bei diesen Proben hat es sich durchweg um V-Nähte gehandelt, die in der Wurzel nicht nachgeschweißt wurden.

In ähnlicher Weise wurden die auf der Pulsatormaschine gefundenen Werte benützt, um die Ursprungsfestigkeit $\sigma_{Uz}$ bei $2 \cdot 10^6$ Lastwechseln und der Vorspannung $\sigma_u = 0$ abzuleiten. Es fand sich aus 6 Versuchen ein Mittelwert

$$\sigma_{Uz} = \frac{77{,}3}{6} = \sim 13 \text{ kg/mm}^2$$

bei in der Wurzel nicht nachgeschweißten V-Nähten.

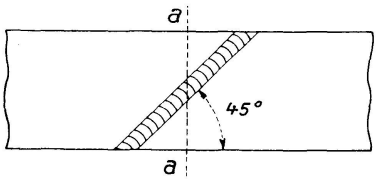



Fig. 7.

Nach der Formel (6) und der Fig. 6 berechnet sich bei Stumpfnähten, Nahtwurzel nicht nachgeschweißt, mit den gefundenen Werten:

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{\sigma_o - \sigma_{Uz}}{\sigma_u} = \frac{18 - 13}{8} = \frac{5}{8}$$

und mit Gl. (8) $$\sigma_W = \frac{\sigma_{Uz}}{1 + \operatorname{tg} \alpha} = \frac{13}{1 + \frac{5}{8}} = 8 \text{ kg/mm}^2$$

Nimmt man (nach S. 234) im Bereich, in dem die Druckspannungen größer als die Zugspannungen $\sigma_u$ sind, überall dieselbe Schwingungsweite $\sigma_W = 2 \cdot 8 = 16$ kg/mm² an, so wird $\sigma_{Ud} = -16$ kg/mm².

Da die Versuchsergebnisse naturgemäß ziemlich viel streuen, so ist es zwecklos, mit größerer Genauigkeit zu rechnen. Solange weitere Versuchsergebnisse nicht vorliegen, kann man annehmen, daß der $\sphericalangle \alpha$ bei demselben Werkstoff derselbe bleibt, auch wenn die Nähte durch Nachschweißen, Abschleifen des Wulstes, schiefe Lage der Naht ... verbessert werden. Man braucht dann nur die Ursprungsfestigkeiten $\sigma_{Uz}$ zu kennen, um alle weiteren Werte daraus ableiten zu können.

## 7. Zahlenwerte der Dauerfestigkeit.

Die Ergebnisse der Kuratoriums-Versuche sind in den Tafeln 2 und 3 zusammengestellt.

## 8. Zusammenfassung der hauptsächlichsten Ergebnisse [6]) der Kuratoriumsversuche.

a) Schweißverbindungen, die rein statisch beansprucht wurden, erreichten Zugfestigkeiten, die denjenigen des Mutterwerkstoffes entsprachen

[6]) Vgl. Kommerell, Erläuterungen zu den Vorschriften für geschweißte Stahlbauten. I. Teil Hochbauten. 4. Auflage, S. 28. Berlin 1934, Wilhelm Ernst & Sohn. Dort sind auch die wichtigsten Abbildungen zu finden.

Tafel 2.

Dauerfestigkeit von Stumpfnähten in Bauteilen aus St 37.

| 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | 7 |
|---|---|---|---|---|---|---|
| Ld. Nr.<br>Numéro<br>Number | Art und Beschaffenheit der Naht<br>Nature et disposition du cordon<br>Nature of seam | tg $\alpha$ | Ursprungsfestigkeit<br>Résistance aux contraintes répétées s'annulant sans devenir négatives<br>Surge-load strength<br>$\sigma_{Uz}$<br>kg/mm² | Abgeleitete Wechselfestigkeit<br>Résistance aux efforts altenrés (déduité)<br>Derived surge-load strength of alternations<br>$\sigma_W$<br>kg mm² | Abgeleitete Ursprungsfestigkeit bei Druck<br>Résistance aux efforts répétées s'annulant sans devenir négatifs (déduite) pour la compression<br>Derived surge-load strength ad compression<br>$\sigma_{Ud}$<br>kg/mm² | Bemerkungen<br>Observations<br>Remarks |
| 1 | Fig. b.<br>Nahtwurzel, *nicht* nachgeschweißt.<br>*Pas* de reprise à l'envers.<br>Seam-root *not* rewelded. | 5/8 | 13 | 8 | — 16 | |
| 2 | Fig. c.<br>Nahtwurzel, nachgeschweißt.<br>Avec reprise à l'envers.<br>Seam-root rewelded. | | 18 | 11 | — 22 | |
| 3 | Fig. d.<br>Stumpfnaht unter 45°<br>Nahtwurzel nachgeschweißt.<br>Soudure bout à bout à 45° avec reprise.<br>45° — butt-weld. | | 22 | 13 | — 26 | |
| 4 | *Stumpfnaht;* Nahtwurzel nachgeschweißt. Raupen durch Hobeln u. Schlichten gleichlaufend zur Zugrichtung abgearbeitet. Oberflächen glatt und porenarm.<br>Soudure bout à bout avec reprise; arrondis usinés par rabotage suivant la direction de la traction et travail à la lime; surface lisse et peu porouse.<br>*Butt-weld;* seam-root welded over. Welds planed and filed in direction of tensile forces. Smooth surface, few pores. | | 24 | 15 | — 30 | Naht ⊥ zur Zugrichtung<br>Cordon perpendiculaire à la direction de la traction<br>Seam ⊥ to direction of tensions |

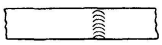


Fig b.

Fig. c.

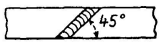



Fig. d.

($\sigma_B = 37$ bis 42 kg/mm²). Es zeigte sich bei den Versuchen die übliche Einschnürung.

b) Dieselben Schweißverbindungen in den Pulsatormaschinen oder in den Schwingbrücken geprüft, ergaben bei 2 Millionen Lastwechseln Ursprungsfestigkeiten von nur

$\sigma_{Uz} = 15$ bis 18 kg/mm² bei Stumpfnähten,
$\sigma_{Uz} = 6{,}5$ „ 10,3 „ „ Stirnkehlnähten,
$\sigma_{Uz} = 8$ „ 12 „ „ Flankenkehlnähten.

## Tafel 3.
## Dauerfestigkeit von Kehlnähten in Bauteilen aus St 37.

| 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | 7 |
|---|---|---|---|---|---|---|
| Lfd. Nr.<br>Numéro<br>Number | Art und Beschaffenheit der Naht<br>Nature et disposition du cordon<br>Nature of seam | tg $\alpha$ | $\sigma_{U_z}$<br>kg/mm² | $\sigma_W$<br>kg/mm² | $\sigma_{U_d}$<br>kg/mm² | Bemerkungen<br>Observations<br>Remarks |
| 1 | Fig. e.<br>*Volle* Stirnkehlnaht.<br>Cordons frontaux pleins.<br>*Full* head seam. | 9/10 | 8,3 | 4,4 | —8,8 | |
| 2 | *Leichte* Stirnkehlnaht. Raupen mit allmählichem Uebergang zum Blech.<br>Cordons frontaux légers avec raccordement progressif sur la tôle.<br>*Light* head seam with smooth transition. | | 10,3 | 5,4 | —10,8 | Fig. i. |
| 3 | Fig. f.<br>*Volle* Stirnkehlnaht am Kreuzstoß.<br>Cordons frontaux pleins en croix.<br>*Full* head-seam at cross-butt. | | 6,5 | 3,4 | —6,8 | * durch Anfräsen der Nahtenden mit $r = 35$ mm erhöhte sich die Dauerfestigkeit um rd. 1 kg/mm². |
| 4 | Fig. g.<br>*Leichte* Stirnkehlnaht am Kreuzstoß.<br>Cordons frontaux légers en croix.<br>*Light* head-seam at cross-butt. | | 8,5 | 4,5 | —9,0 | * par fraisage des extrémités à $r = 35$ mm, on a élevé la résistance à la fatigue d'environ 1 kg/mm². |
| 5 | Fig. h.<br>*Volle* Flankenkehlnaht ohne Anfräsen.<br>Cordons latéraux pleins sans fraisage.<br>*Full* lateral seam withouth taking away material. | | 8,0<br>(9,0)* | 4,2<br>(4,7) | —8,4<br>(—9,4) | * by reducing the seam-ends with $r = 35$ mm the fatigue-strength was raised $\sim$ 1 kg/mm². |
| 6 | *Leichte* Flankenkehlnaht mit glatter Oberfläche, porenarm ohne Anfräsen.<br>Cordons latéraux légers avec surface lisse, exempte de porosités et sans fraisage.<br>*Light* lateral seam of smooth surface, few poves, no reducing of cross-section. | | 11,0<br>(12,0)* | 5,8<br>(6,3) | —11,6<br>(—12,6) | |

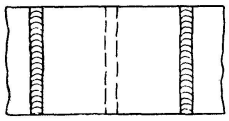


Fig. e.

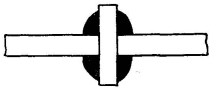


Fig. f.

Fig. g.

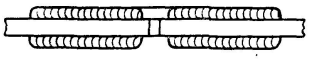


Fig. h.

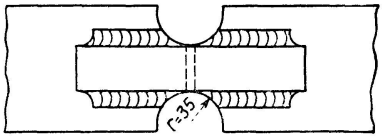



Fig. i.

Es trat der bekannte Dauerbruch ein. Es haben sich also Stumpfnähte erheblich besser erwiesen als Kehlnähte.

c) Die Dauerbrüche gingen meist durch den Mutterwerkstoff hindurch und nahmen häufig ihren Ausgang von kleinen Oberflächenvertiefungen am Übergang der Schweißraupen zum Blech (Kerbwirkung).

d) Bei Stumpfnähten, die in der Wurzel nicht nachgeschweißt wurden, sank die Ursprungsfestigkeit auf etwa das 0,7fache der Verbindungen mit Nachschweißen der Wurzeln.

e) Werden beste Stumpfnähte in gezogenen Bauteilen unter 45° angeordnet, dann steigt bei St. 37 die Ursprungsfestigkeit von $\sigma_{Uz} = 18$ kg/mm² auf $\sigma_{Uz} = 22$ kg/mm². Die Proben sind in der Mitte bei *a a* gebrochen (Fig. 7).

f) Bei einem Versuch, bei dem eine Stumpfnaht zusätzlich durch Laschen mit Kehlnähten gedeckt wurde, sank sogar die Ursprungsfestigkeit, die bei der (allerdings wenig guten) Stumpfnaht $\sigma_U = 13$ kg/mm² war, auf $\sigma_U = 10$ kg/mm². Die Verbindung brach am Beginn der Kehlnähte in der Nähe der Decklaschen.

g) Bei allen Kehlnähten sank die Dauerfestigkeit erheblich, wenn nicht bis in die Wurzel geschweißt wurde.

h) Bei Stirnkehlnähten haben sich im Gegensatze zu früheren Anschauungen leichte Kehlnähte mit allmählichem Übergang der Schweiße zum Blech als besser erwiesen als volle Kehlnähte.

i) An Stellen, an denen Stirnkehlnähte angeordnet sind, oder da wo Bauteile durch Flankenkehlnähte an durchgehende Bauteile angeschlossen sind, also überall da, wo Flankenkehlnähte beginnen oder endigen, muß die zulässige Spannung im Bauteil selbst auf $\sigma = \alpha\sigma_{zul}$ (z. B. $0{,}65 \cdot 1400 = 910$ kg/cm²) herabgesetzt werden. Der Wert $\alpha$ ist abhängig vom Verhältnis $\frac{\min M}{\max M}$, bezgsw. $\frac{\min Q}{\max Q}$ (vgl. Tafel 4).

k) Wird an Stellen, an denen Kehlnähte beginnen oder endigen, der Übergang der Schweiße zum Blech und der neu angeschlossenen Bauteile sanft auslaufend gestaltet, so ergibt sich eine wesentlich höhere Ursprungsfestigkeit.

l) Die Form der Naht, insbesondere am Übergang der Schweiße zum Blech, spielt eine ausschlaggebende Rolle; sie ist viel wichtiger als die Wahl des verwendeten Schweißguts.

m) Die Ergebnisse der Dauerfestigkeitsversuche in den Schwingbrücken stimmten im wesentlichen mit denen in den Pulsatormaschinen überein.

n) Ein wesentlicher Unterschied zwischen den Bauteilen aus St 37 und denen aus St 52 wurde bei den Dauerfestigkeitsversuchen nicht gefunden. Erst bei größerer Vorspannung kommen die höherwertigen Baustähle mehr zur Geltung.

o) Da nach den Dauerfestigkeitsversuchen die Ursprungsfestigkeiten oft sehr niedrig waren, während die rein statischen Versuche mit denselben Proben hohe, dem Mutterwerkstoff entsprechende Werte für die Zugfestigkeit $\sigma_B$ ergaben, so kommen für die Prüfung der Schweißdrähte für Brücken Dauerfestigkeitsversuche in Frage.

p) In letzter Zeit nach dem Erscheinen des Kuratoriumsberichts durchgeführte Dauerfestigkeitsversuche mit durchlaufenden Kehlnähten, die in der Längsrichtung auf Zug beansprucht sind, ergaben ebenso hohe Ursprungsfestigkeiten wie bei Stumpfnähten. ($\sigma_U = 16$ bis 18 kg/mm²).

q) Während man früher namentlich bei dynamisch beanspruchten, gezogenen Bauteilen rein gefühlsmäßig Kehlnähte für die zuverlässigere Bauweise hielt, erwiesen sich bei den Dauerfestigkeitsversuchen richtig ausgeführte Stumpfnähte als wesentlich besser. Es rührt dies daher, daß bei den Stumpfnähten der Kraftfluß viel natürlicher ist, während bei Kehlnahtanschlüssen die Kräfte oft aus ihrer ursprünglichen Richtung abgelenkt werden müssen, wobei schon durch die plötzlichen Querschnittsänderungen Spannungsspitzen entstehen. Ganz besonders ist eben die Bedeutung eines ungestörten Kraftflusses bei dynamisch beanspruchten Schweißverbindungen hervorgetreten. Wenn also die zulässigen Spannungen bei Stumpfnähten wesentlich höher sein können als bei Kehlnähten und sich dies — wie später gezeigt wird — auf die Abmessungen der zu verbindenden Bauteile auswirken wird, so muß dies schon aus wirtschaftlichen Gründen dazu führen, bei dynamisch beanspruchten Bauwerken — wo irgend möglich — Stumpfnähte anzuordnen. Dies hat zugleich den Vorteil, daß ausgeführte Stumpfnähte leichter auf ihre Güte untersucht werden können (Röntgenverfahren) als Kehlnähte.

r) Während man bei der Berechnung geschweißter Brücken früher — wie schon unter 1. Allgemeines ausgeführt ist — glaubte, daß man nur die Schweißraupen ausreichend bemessen müsse, um die Bauwerke einwandfrei ausführen zu können, wird man nach den Ergebnissen der Dauerfestigkeitsversuche sein Augenmerk ebenso sehr auf den Bauteil selbst, der verschweißt werden soll, lenken müssen. Denn bei den Versuchen sind vielfach nicht die Schweißen gerissen, sondern die Bauteile und zwar meist im Übergangsgebiet.

s) Aus den Versuchen hat sich auch ergeben, daß die Lichtbogen- und Gasschmelzschweißung bei dynamisch beanspruchten Bauteilen im allgemeinen als gleichwertig anzusehen ist. Wenn auch die unteren Werte der Ursprungsfestigkeiten in Stumpfnähten bei den gasgeschweißten Proben etwas höher lagen, so wurden doch bei beiden Schweißarten dieselben Höchstwerte, z. B. $\sigma_U = 18$ kg/mm² erreicht. Dasselbe trifft für Kehlnähte zu. Bei beiden Schweißverfahren brachen die Versuchskörper ausgehend von den Enden der Flankenkehlnähte. Das günstigere Verhalten der gasgeschweißten Stirnkehlnähte ist auf die günstigere Querschnittsform der Nähte — allmählicher Übergang der Nahtoberfläche zum Blech — zurückzuführen. Bei gleicher Gestaltung der Nahtoberfläche wurden gleich gute Ergebnisse bei der Lichtbogenschweißung erzielt.

## 9. $\gamma$-Verfahren. [7])

Nach den „Berechnungsgrundlagen [8]) für stählerne Eisenbahnbrücken der Deutschen Reichsbahn ($BE$)“ „ist anzustreben, allen Einzelteilen eines

[7]) Siehe KOMMERELL, $\gamma$-Verfahren zur Berechnung von Fachwerkstäben und auf Biegung beanspruchten Trägern bei wechselnder Belastung. „Bautechnik“ 1933, S. 114.

[8]) Berlin 1934, erhältlich im Reichsbahn-Zentralamt Berlin, Halle'sches Ufer.

Überbaues den gleichen Sicherheitsgrad zu geben". Dieser Grundsatz läßt sich am einfachsten und übersichtlichsten durchführen, wenn alle Spannungen auf den Wert $\sigma_{zul}$ (zulässige Biegespannung ungestoßen durchgehender Bauteile) zurückgeführt werden. (Beispielsweise soll bei der Berechnung von Druckstäben der Wert

$$\sigma = \omega \cdot \frac{S}{F} \leqq \sigma_{zul}$$

sein; $\omega$ ist diejenige, die Knickverhältnisse berücksichtigende Zahl, mit der bei mittigem Kraftangriff die Druckkraft $S$ zu vervielfältigen ist, damit der Stab hinsichtlich der zulässigen Spannung wie ein Zugstab behandelt werden kann).

Ein ähnliches Verfahren ($\gamma$-Verfahren) wurde bei der Deutschen Reichsbahn sowohl bei genieteten, als auch bei geschweißten Brücken eingeführt, um die Dauerfestigkeit $\sigma_D$ des Werkstoffs bei Teilen, die wechselnden oder schwellenden Spannungen unterliegen, zu berücksichtigen.

Ist $\sigma_{Dzul}$ die zulässige Spannung bei Berücksichtigung der Dauerfestigkeit (im allgemeinen kleiner als $\sigma_{zul}$), so setzen wir bei vollwandigen Brücken

$$\sigma_{D\,zul} = \frac{\max M}{W} = \frac{\sigma_{zul}}{\gamma}, \tag{13}$$

daraus

$$\sigma = \gamma \cdot \frac{\max M}{W} = \sigma_{zul}. \tag{14}$$

Wenn also der Wert $\gamma \cdot \frac{\max M}{W}$ dem Werte $\sigma_{zul}$ gegenübergestellt wird, so stellt $\gamma$ diejenige Zahl ($\geqq 1$) vor, mit der das größte Biegemoment vervielfacht werden muß, damit der Träger so berechnet werden kann, wie wenn er nur ein Biegemoment $\max M$ herrührend von sich stets gleichbleibender Belastung (wie z. B. im Hochbau) aufzunehmen hätte.

Sind unter Berücksichtigung der Stoßzahl $\varphi$ (s. 1. Allgemeines S. 230) $\begin{matrix}\min M\\ \max M\end{matrix}$ die Grenzwerte der Biegemomente — also die ungünstigsten Grenzwerte, die bei einer Zugfahrt auftreten können — und ist $\min M$ das zahlenmäßig kleinste, $\max M$ das zahlenmäßig größte Biegemoment, so ergibt sich folgendes:

Bei Trägern mit stets gleich bleibender Belastung wäre

$$\sigma = \frac{\max M}{W} \leqq \sigma_{zul} \quad \text{zu machen.} \tag{15}$$

Dagegen wäre bei Brücken, wo unter dem Einfluß der Verkehrslast wechselnde Spannungen (Grenzspannungen mit verschiedenen Vorzeichen), oder schwellende Spannungen (Grenzspannungen mit gleichen Vorzeichen) hervorgerufen werden, nicht nur das größte Biegemoment $\max M$, sondern auch noch ein Teil des kleinsten Biegemoments zu berücksichtigen. Das Maß des Einflusses soll durch die noch zu bestimmenden Beiwerte $a$ und $b$ nach folgender Formel festgelegt werden:

$$\sigma = \frac{a \cdot \max M + b \cdot \min M}{W} = \left(a + b \cdot \frac{\min M}{\max M}\right) \cdot \frac{\max M}{W} \leqq \sigma_{zul} \tag{16}$$

Der Klammerausdruck ist nichts anderes als der $\gamma$-Wert der Formel (14),

d. h. es ist

$$\gamma = a + b \cdot \frac{\min M}{\max M} \tag{17}$$

als geradlinige Funktion von $\frac{\min M}{\max M}$ angenommen worden.

(Bemerkung: Die Formel (4), Seite 231, läßt sich auch schreiben

$$\sigma = \frac{\max M - 0{,}3 \min M}{W} = \left(1 - 0{,}3 \cdot \frac{\min M}{\max M}\right) \cdot \frac{\max M}{W} \leqq \sigma_{zul}, \tag{18}$$

es ist also bei genieteten Brücken

$$\gamma = 1 - 0{,}3 \cdot \frac{\min M}{\max M} \tag{19}$$

und aus (5), Seite 231, ergibt sich zur Berechnung der Schweißnähte nach DIN 4100/33

$$M = \max M + \tfrac{1}{2}(\max M - \min M) = \max M\left(1{,}5 - 0{,}5 \frac{\min M}{\max M}\right), \tag{20}$$

daraus

$$\gamma = 1{,}5 - 0{,}5 \frac{\min M}{\max M}. \tag{21}$$

Vgl. auch Fußnote 3.)

Bei Stabkräften von Fachwerkbrücken ist statt $\frac{\min M}{\max M}$ sinngemäß $\frac{\min S}{\max S}$ und statt $W$ ist die Querschnittsfläche $F$ zu setzen. Die $\gamma$-Werte lassen sich nun einfach aus den zulässigen Spannungen $\sigma_{U\,zul}$ und $\sigma_{Wzul}$ berechnen wie später S. 246 gezeigt wird.

## 10. Zulässige Spannungen.

Es ist klar, daß man mit den zulässigen Spannungen nicht bis an die Dauerfestigkeitswerte der Zahlentafeln 2 und 3 herankommen darf, wenn auch die schwingenden Belastungen der Festigkeitsberechnungen nur selten erreicht werden. Es können im Innern der Werkstoffe und in den Schweißnähten Ungleichmäßigkeiten vorkommen, die auch bei gründlichster Abnahme nicht gefunden werden. Bei stählernen, genieteten Eisenbahnbrücken aus St 37 ist nach den *BE* bei Berücksichtigung der Hauptkräfte $\sigma_{zul} =$ 1400 kg/cm² als Spannung zugelassen. Mit Wind- und Zusatzkräften ist $\sigma_{zul} =$ 1600 kg/cm². Die Wind- und Zusatzkräfte treten nicht bei jeder Zugfahrt auf, sie wirken vielmehr ähnlich wie die ruhende Last. Bei Berücksichtigung der Wind- und Zusatzkräfte ist es also etwa so, wie wenn die ruhende Belastung von vornherein um 200 kg/cm² höher wäre. Die schwingende Belastung wird nur durch die Verkehrslast hervorgerufen. (Vgl. Fig. 1 und 2.) Da aber die Schwingungsweite $\sigma_w$ innerhalb des in Frage kommenden Bereichs als gleich groß angenommen werden darf, so folgt, daß die Dauerfestigkeit bei Berücksichtigung von Wind- und Zusatzkräften ebenfalls um 200 kg/cm² höher sein wird. Es genügt also, die Verhältnisse bei Berücksichtigung nur der Hauptkräfte zu klären. Zum Vergleich sollen Dauerfestigkeitsversuche mit genieteten Versuchsstäben herangezogen werden. Nach der Wöhlerlinie Abb. 34, S. 16 des Kuratoriumsberichts betrug die Ursprungsfestigkeit der Nietverbindungen bei $2 \cdot 10^6$ Lastwechseln $\sigma_{Uz} =$ 15 kg/mm². Solche Werte und manchmal noch niedrigere wurden in

Pulsatormaschinen öfters festgestellt, namentlich wenn die sich überdeckenden Flächen vorher einen Grundanstrich mit Bleimennige erhielten.

Die Spanne ist also $\sigma_{Uz} - \sigma_{zul} = 15 - 14 = 1$ kg/mm².

Richtig hergestellte Schweißverbindungen sind den genieteten Verbindungen durchaus gleichwertig, oft sogar überlegen. Es liegt also kein Grund vor, bei geschweißten Brücken ungünstigere Verhältnisse als bei genieteten Brücken anzunehmen.

Die $\sigma_{zul}$-Werte können also durchweg um die Spanne von 1 kg/mm² niedriger als die Dauerfestigkeiten angenommen werden.

Es ist also bei Stumpfnähten nach Zahlentafel 2, Zeile 2

$$\sigma_{W\,zul} = 11 - 1 = 10 \text{ kg/mm}^2$$
$$\sigma_{U\,zul} = 18 - 1 = 17 \text{ kg/mm}^2.$$

## 11. Bestimmung der $\gamma$-Werte bei Brücken aus St 37 und St 52.

Nach Gl. (13), S. 244, ist

$$\gamma = \frac{\sigma_{zul}}{\sigma_{D\,zul}}. \tag{22}$$

Für $\min M = -\max M$ ist $\sigma_{D\,zul} = \sigma_{W\,zul} = 10$ kg/mm².

Ferner ist bei Brücken aus St 37 $\sigma_{zul} = 14$ kg/mm², also wird

$$\gamma_{-1} = \frac{14}{10} = 1{,}4.$$

Für $\min M = 0$ wäre $\sigma_{D\,zul} = \sigma_{U\,zul} = 17$ kg/mm²; da man aber mit $\sigma_{D\,zul}$ bei Brücken aus St 37 nicht über $\sigma_{zul} = 14$ kg/mm² hinausgehen will, so wird für $\min M = 0$

$$\gamma_0 = \frac{14}{14} = 1.$$

Dieser Wert bleibt im ganzen schwellenden Bereich gleich.

Damit lassen sich die Beiwerte $a$ und $b$ der Formel (17)

$$\gamma = a + b \cdot \frac{\min M}{\max M} \quad \text{bestimmen. Es ist}$$

für $\min M = 0$ $\quad \gamma_0 = a = 1$

„ $\min M = -\max M$ $\quad \gamma_{-1} = 1{,}4 = 1 + b(-1)$, woraus $b = 1 - 1{,}4 = -0{,}4$;

also allgemein

$$\gamma = 1 - 0{,}4 \cdot \frac{\min M}{\max M} \tag{23}$$

für Brücken aus St 37. Die Werte von $\min M$ und $\max M$ müssen mit ihrem Vorzeichen in die Formel (23) eingesetzt werden. Es muß stets $\gamma \geqq 1$ sein.

Nach Formel (19) ist bei genieteten Brücken aus St 37 $\gamma = 1 - 0{,}3 \frac{\min M}{\max M}$. Die $\gamma$-Werte sind im Wechselbereich bei geschweißten Brücken nur wenig höher als bei genieteten Brücken; im schwellenden Bereich ist in beiden Fällen $\gamma = 1$. Zum Vergleich sind in Fig. 8 die Werte für beide Bauarten und für die Berechnung der Schweißnähte nach DIN 4100/1933 nach Formel (21) eingetragen. Man sieht, bei Stumpfnähten (und auch bei

durchgehenden Kehlnähten) lagen die $\gamma$-Werte nach DIN 4100/33 viel zu hoch.

Bei Brücken aus St 52 ist $\sigma_{zul} = 21$ kg/mm².

Da nach den Dauerfestigkeitsversuchen die Dauerfestigkeiten bei St 37 und St 52 etwa gleich hoch waren, so ist

$$\sigma_{W\,zul} = 11 - 1 = 10 \text{ kg/mm}^2, \text{ also}$$

$$\gamma_{-1} = \frac{21}{10} = 2{,}1\,.$$

Die Ursprungsfestigkeit ist $\sigma_{Uz} = 18$ kg/mm², also

$$\sigma_{U\,zul} = 18 - 1 = 17 \text{ kg/mm}^2, \text{ also}$$

$$\gamma_0 = \frac{21}{17} = 1{,}235 \quad \text{und allgemein}$$

$$\gamma = 1{,}235 - 0{,}865 \cdot \frac{\min M}{\max M} \quad \text{(Brücken aus St 52 starker Verkehr).} \qquad (24)$$

Für $\frac{\min M}{\max M} = 0{,}272$ wird $\gamma = 1$; stets muß $\gamma \geqq$ sein.

Wie in den *BE* bei genieteten Brücken, so soll auch bei geschweißten Brücken zwischen Strecken mit starkem und schwachem Verkehr unterschieden werden. Der Berechnung der $\gamma$-Werte bei starkem Verkehr sind $2 \cdot 10^6$ Lastwechsel zugrunde gelegt. Nimmt man bei schwachem Verkehr nur die Hälfte, also $1 \cdot 10^6$ Lastwechsel, so zeigt der Verlauf der Wöhlerlinie nach S. 16 des Kuratoriumsberichts, daß die zulässigen Ursprungsfestigkeiten etwa 1 kg/mm² höher angenommen werden können. Man hätte also

$$\sigma_{W\,zul} = 10 + 1 = 11 \text{ kg/mm}^2, \text{ also}$$

$$\gamma_{-1} = \frac{21}{11} = 1{,}91\,;$$

$$\sigma_{U\,zul} = 17 + 1 = 18, \quad \text{also}$$

$$\gamma_0 = \frac{21}{18} = 1{,}167 \quad \text{oder allgemein}$$

$$\gamma = 1{,}167 - 0{,}743 \frac{\min M}{\max M} \quad \text{(Brücken aus St 52 schwacher Verkehr)} \qquad (25)$$

Mit $\frac{\min M}{\max M} = 0{,}225$ wird $\gamma = 1$.

Die $\gamma$-Linie für genietete Eisenbahnbrücken aus St 52 mit starkem Verkehr (*BE* Tafel 17, Sp. 3) fällt nahezu mit der ..... Linie zusammen, denn für genietete Brücken ist

$$\gamma_{-1} = 1{,}944\,,$$
$$\gamma_0 = 1{,}167\,.$$

Die Fig. 8 und 9 zeigen die $\gamma$-Linien.

Eine vernünftige und ungekünstelte Bauweise ist nur möglich, wenn die Stumpfnähte im Druckgurt ebenso hoch beansprucht werden dürfen wie die ungestoßen durchgehenden Bauteile selbst. Die $\gamma$-Werte wurden daher auf beste Stumpfnähte gemäß Tafel 2, Zeile 2 abgestellt. Da die $\gamma$-Werte für die Querschnittsermittlung maßgebend sind, so wird man darauf abzielen, die $\gamma$-Werte möglichst klein zu bekommen. Dies ist der Fall, wenn

# Tafel 4.

## $\alpha$-Werte für die zulässigen Spannungen in den Bauteilen und in den Schweißnähten.

| 1 | 2 | | 3 | 4 | 5 | 6 | 7 | 8 |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| Lfd. Nr.<br>Numéro<br>Number | Bauteile und Nahtart<br>Nature des pièces et des cordons de soudure<br>Struct. parts & nature of seams | | Art der Beanpruchung<br>Nature des contraintes<br>Nature of stress | $\alpha$-Werte bei — Valeurs de $\alpha$ pour aciers — $\alpha$-values<br>*St 37* | | *St 52* | | Bemerkungen<br>Observations<br>Remarks |
| 1 | Ungestoßen durchgehende Bauteile und Decklaschen.*<br>Pièces et semelles sans joints et continues *<br>Struct. parts & cover-straps continuous and integral.* | | Zug — traction<br>Tension | 1,0 | | 1,0 | | * nicht die durchschießenden Platten der Fahrbahnlängsträger,<br>* Il ne s'agit pas de plaques d'espacement des poutres longitudinales du tablier.<br>* Not the through-going plates of longit'l deck-girders. |
| 2 | | | Druck<br>compression<br>Compr. | 1,0 | | 1,0 | | |
| 3 | | | Abscheren<br>cisaillement<br>Shear | 0,8 | | 0,8 | | |
| 4 | Gestoßene Bauteile da, wo Stumpfnähte angeordnet sind, wenn ein Nachschweißen d. Wurzel<br>Piéces soudées, aux endroits où sont placées les soudures bout à bout, lorsque la reprise du cordon à l'envers<br>Joined struct. parts where there are butt-welds, if rewelding the root | möglich ist<br>est possible<br>is possible | größte Spannung Zug (+)<br>contrainte max. de traction (+)<br>Max. stress tension (+) | 0,8 | | *Wechselbereich*<br>zône des charges alternées<br>Zone of alternations<br>$\alpha = 0{,}7 - 0{,}1 \frac{\min M}{\max M}$ | *schwellender Bereich*<br>zône des charges oscillantes<br>Zone of surges<br>für $\frac{\min M}{\max M}$<br>$\geqq 0 \leqq 0{,}34$: $\alpha = 0{,}7 + 03 \cdot \frac{\min M}{\max M}$<br>$\geqq 0{,}34$: $\alpha = 0{,}8$ | |
| 5 | | | größte Spannung Druck (—)<br>contrainte max. de compression (—)<br>Max. stress compr. (—) | *Wechselbereich*<br>zône des charges alternées<br>Zone of alternations<br>$\alpha = 1 + 0{,}2 \frac{\min M}{\max M}$ | *schwellender Bereich*<br>zône des charges oscillantes<br>Zone of surges<br>$\alpha = 1{,}0$ | *Wechselbereich*<br>zône des charges alternées<br>Zone of alternations<br>$\alpha = 1{,}0 + 0{,}2 \frac{\min M}{\max M}$ | *schwellender Bereich*<br>zône des charges oscillantes<br>Zone of surges<br>$\alpha = 1{,}0$ | Es empfiehlt sich, die Stumpfstöße an Stellen zu legen, an denen nicht die höchst zulässige Spannung auftritt. |
| 6 | | nicht möglich ist<br>est impossible<br>is not possible | größte Spannung Zug (+)<br>contrainte max. de traction (+)<br>Max. stress tension (+) | *Wechselbereich*<br>zône des charges alternées<br>Zone of alternations<br>$\alpha = 0{,}56$ | *schwellender Bereich*<br>zône des charges oscillantes<br>Zone of surges<br>bei $\frac{\min M}{\max M} \leqq 0{,}3$<br>$\alpha = 0{,}56 + 0{,}8 \frac{\min M}{\max M}$<br>$\frac{\min M}{\max M} \geqq 0{,}3$: $\alpha = 0{,}8$ | *Wechselbereich*<br>zône des charges alternées<br>Zone of alternations<br>$\alpha = 0{,}50 - 0{,}06 \frac{\min M}{\max M}$ | *schwellender Bereich*<br>zône des charges oscillantes<br>Zone of surges<br>für $\frac{\min M}{\max M}$<br>$\geqq 0 \leqq 0{,}6$: $\alpha = 0{,}50 + 0{,}50 \cdot \frac{\min M}{\max M}$<br>$\geqq 0{,}6$: $\alpha = 0{,}80$ | Il est à recommander de disposer les joints à des endroits où ne se manifestent pas les contraintes admissibles maxima.<br>It is recommended to place the buttjoints where the max. permissible stress does not occur. |
| 7 | | | größte Spannung Druck (—)<br>con.rainte max. de compression (—)<br>Max. stress compr. (—) | *Wechselbereich*<br>zône des charges alternées<br>Zone of alternations<br>$\alpha = 0{,}80 + 0{,}24 \frac{\min M}{\max M}$ | *schwellender Bereich*<br>zône des charges oscillantes<br>Zone of surges<br>$\alpha = 0{,}8$ | *Wechselbereich*<br>zône des charges alternées<br>Zone of alternations<br>$\alpha = 0{,}70 + 0{,}14 \frac{\min M}{\max M}$ | *schwellender Bereich*<br>zône des charges oscillantes<br>Zone ot surges<br>für $\frac{\min M}{\max M}$<br>$\geqq 0 \leqq 0{,}34$: $\alpha = 0{,}70 + 0{,}30 \cdot \frac{\min M}{\max M}$<br>$\geqq 0{,}34$: $\alpha = 0{,}80$ | |

| | | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 8 | Durchlaufende Stumpf- oder Kehlnähte zur Verbindung des Stegbleches mit den Gurtungen, an Stellen, an denen das Stegblech nicht gestoßen ist.<br>Soudures bout à bout ou d'angle continues pour assemblages d'âmes et de membrures, aux endroits où il n'y a pas de joints sur l'âme.<br>Continuous butt-or angular welds for connecting web to flanges at places where web is integral. | Hauptspannung<br>contrainte principale<br>Main stress<br>$\sigma = \sigma_{\frac{I}{2}} + \frac{1}{2}\sqrt{\sigma_I^2 + 4\tau^2}$<br>im Stegblech und in den Nähten.<br>dans l'âme et dans les cordons.<br>in web and in seams. | *Wechselbereich*<br>zône des charges alternées<br>Zone of alternations<br>$\alpha = 1{,}1 + 0{,}1 \cdot \frac{\min M}{\max M}$ | *schwellender Bereich*<br>zône des charges oscillantes<br>Zone of surges<br>$\alpha = 1{,}1$ | $\alpha = 1{,}0$ | | |
| 9 | dasselbe am Stegblechstoß.<br>di o, mais aux joints d'âme.<br>do., but at web-junction. | dasselbe<br>dito<br>do. | $\alpha = 1{,}0$ | | wie bei Nr. 8<br>comme pour No. 8<br>as for Nr. 8 | | |
| 10 | Schweißnähte und Stegblech am Anschluß der Gnrtung.<br>Cordons de soudure et tôles d'âme aux raccordements des membrures.<br>Welds and web at flange-connection. | Scherspannung<br>contrainte de cisaillement<br>shear-stress<br>$\tau = \frac{\gamma \cdot \max Q \cdot S}{J \cdot t}$ | $\alpha = 0{,}65$ | | $\alpha = 0{,}55$ | | |
| 11 | Stumpfnaht am Stegblechstoß u. Kehlnähte zum Anschluß eines Stegs an Träger oder Stützen.<br>Cordons de soudure bout à bout sur joints d'âme et cordons de soudures d'angle au raccordement d'une âme sur une poutre ou sur une pièce d'appui.<br>Butt-weld at web-junction and angular seams for connecting a web to beams or struts. | Scherspannung<br>contrainte de cisaillement<br>shear-stress<br>$\tau = \frac{\gamma \cdot \max Q}{\Sigma a \cdot l}$ | $\alpha = 0{,}65$ | | $\alpha = 0{,}55$ | | |
| 12 | Bauteile in der Nähe von Stirnkehlnähten and an Stellen, an denen Flankenkehlnähte beginnen oder endigen und die Nähte selbst.<br>Parties situées au voisinage de cordons de soudure d'angle frontaux, ou aux endroits où commencent les cordons latéraux, où ils finissent, ou bien ces cordons eux-mêmes.<br>Struct. parts near angular head-seams and at places where lateral seams start or stop and the seams themselves. | jede Beanspruchungsart<br>toute sorte de contrainte<br>All kinds of stresses | *Wechselbereich*<br>zône des charges alternées<br>Zone of alternations<br>$\alpha = 0{,}7 + 0{,}1 \frac{\min M}{\max M}$ | *schwellender Bereich*<br>zône des charges oscillantes<br>Zone of surges<br>für $\frac{\min M}{\max M}$<br>$\geqq 0 \leqq 0{,}285$: $\alpha = 0{,}7 + 1{,}05 \cdot \frac{\min M}{\max M}$<br>$\geqq 0{,}285$: $\alpha = 1{,}0$ | *Wechselbereich*<br>zône des charges alternées<br>Zone of alternations<br>$\alpha = 0{,}60$ | *schwellender Bereich*<br>zône des charges oscillantes<br>Zone of surges<br>für $\frac{\min M}{\max M}$<br>$\geqq 0 \leqq 0{,}525$: $\alpha = 0{,}60 + 0{,}76 \cdot \frac{\min M}{\max M}$<br>$\geqq 0{,}525$: $\alpha = 1{,}0$ | dies gilt auch für die Aussteifungen der Stegbleche und die Anschlüsse von Trägern. (Normalspannung im Stegblech)<br>ceci est également valable pour les renforcements des âmes et les raccordements de poutres (tension longitudinale daus l'âme).<br>This also holds true for web-stiffeners and beam-connections (Normal stress in web). |
| 13 | durchschießende Platten an den Fahrbahnlängsträgern.<br>Plaques d'espacement sur poutres de tablier.<br>Through-going plates at longit'l deck girders. | Biegespannung<br>contrainte de flexion<br>Bending stress | wie bei 12<br>comme pour 12<br>as for 12 | | wie bei 12<br>comme pour 12<br>as for 12 | | |

Die Stegblechstumpfstöße sollen geröntgt werden, sie müssen in denjenigen Teilen bearbeitet werden, (daß ein allmählicher Übergang vom Blech zur Raupe besteht), in denen der Unterschied der oberen und unteren Spannung (bei St 37 und St 52) — Les joints d'âme doivent être examinés aux rayons X; ils doivent être usinés aux endroits où la différence entre les tensions supérieure et inférieure (aciers St 37 et St 52) répond à la relation (afin de réaliser un passage progressif de la tôle au cordon): — The butt-joints of webs shall be X-rayed; they shall be treated in those parts (so that a smooth transition from web to weld is effected) in which the difference of upper and lower stress (with St 37 & St 52) is:

$$\sigma_0 - \sigma_u \geqq 0{,}8 \cdot 14 \geqq 11{,}2 \text{ kg/mm}^2 \text{ ist.}$$

$\sigma_0$ und $\sigma_u$ sind ohne $\gamma$-Werte zu berechnen. — $\sigma_0$ et $\sigma_u$ doivent être calculés sans les valeurs de $\gamma$, — $\sigma_0$ and $\sigma_u$ shall be calculated withoud $\gamma$-values.

Im Falle lfd. Nr. 12 und 13 müssen die Stirnkehlnähte und die Enden der Flankenkehlnähte besonders bearbeitet werden. — Pour les cas des n° 12 et 13, les cordons d'angle frontaux et les extrémités des cordons d'angle latéraux doivent être particulièrement usinés. — In the case of Nr. 12 and 13 the head seams and the ends of the lateral seams shall be specially worked on.

möglichst gute Stumpfnähte mit hoher Dauerfestigkeit verwendet werden. (Überall Nahtwurzel gut nachschweißen, Herstellen eines allmählichen Übergangs von der Schweiße zum Blech, keine Löcher im Blech in der Übergangszone).

## 12. $\alpha$-Werte für die zulässigen Spannungen.

Die Fig. 10 und 11 zeigen nun in der üblichen Darstellung die Linien der zulässigen Spannungen, wie sie vom Arbeitsausschuß in Goslar (Juni

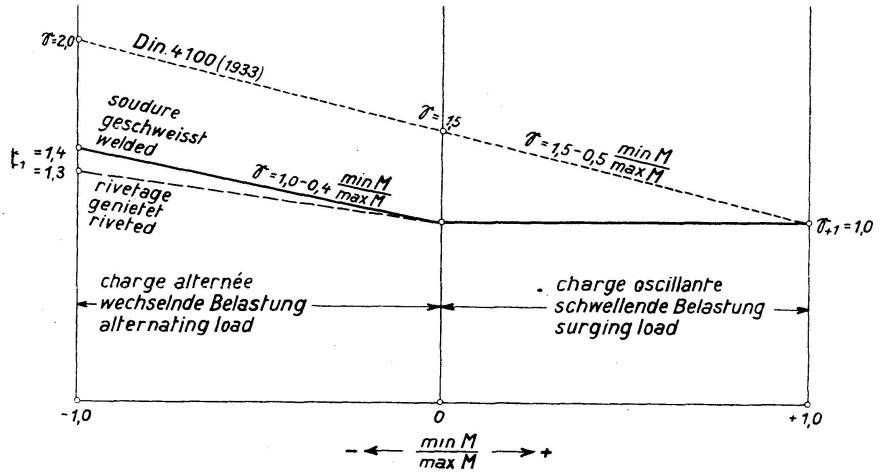



Fig. 8

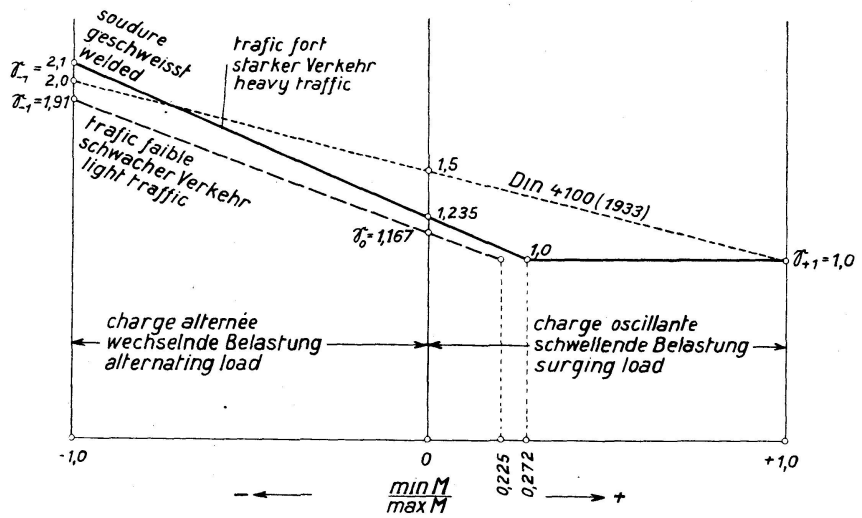



Fig. 9

1935) festgelegt wurden. Diese Linien stützen sich auf die Ergebnisse der Dauerfestigkeitsversuche. Man erkennt, daß in vielen Fällen die zulässigen Spannungen niedrigen sein müssen, als sie oben für beste Stumpfnähte berechnet wurden.

Die zulässigen Spannungen dürfen dann nur

$$\sigma = \alpha \cdot \sigma_{zul} \quad \text{sein.} \tag{26}$$

Die $\alpha$-Werte gehen aus der Tafel 4 hervor.

Die Linien $I^a$, $I^b$ in den Fig. 10 und 11 geben die zulässigen Spannungen ungestoßener Bauteile im Zug- und Druckgebiet, sie dienten zur Bestimmung der $\gamma$-Werte. Es ergab sich allgemein bei Brücken aus St 37

$$\gamma = 1{,}0 - 0{,}4 \frac{\min M}{\max M}$$

Diese Linien sind maßgebend für die Querschnittsermittlung vollwandiger Eisenbahnbrücken aus St 37. Man erkennt, daß für

$\min M = -\max M$ $\quad \sigma_{W\,zul} = 10$ kg/mm² $(\gamma_{-1} = 1{,}4)$

$\min M = 0$ $\quad \sigma_{U\,zul} = 14$ kg/mm² $(\gamma_0 = 1)$ wird.

Müssen die Gurtplatten gestoßen werden, so sind zwei Fälle zu unterscheiden:

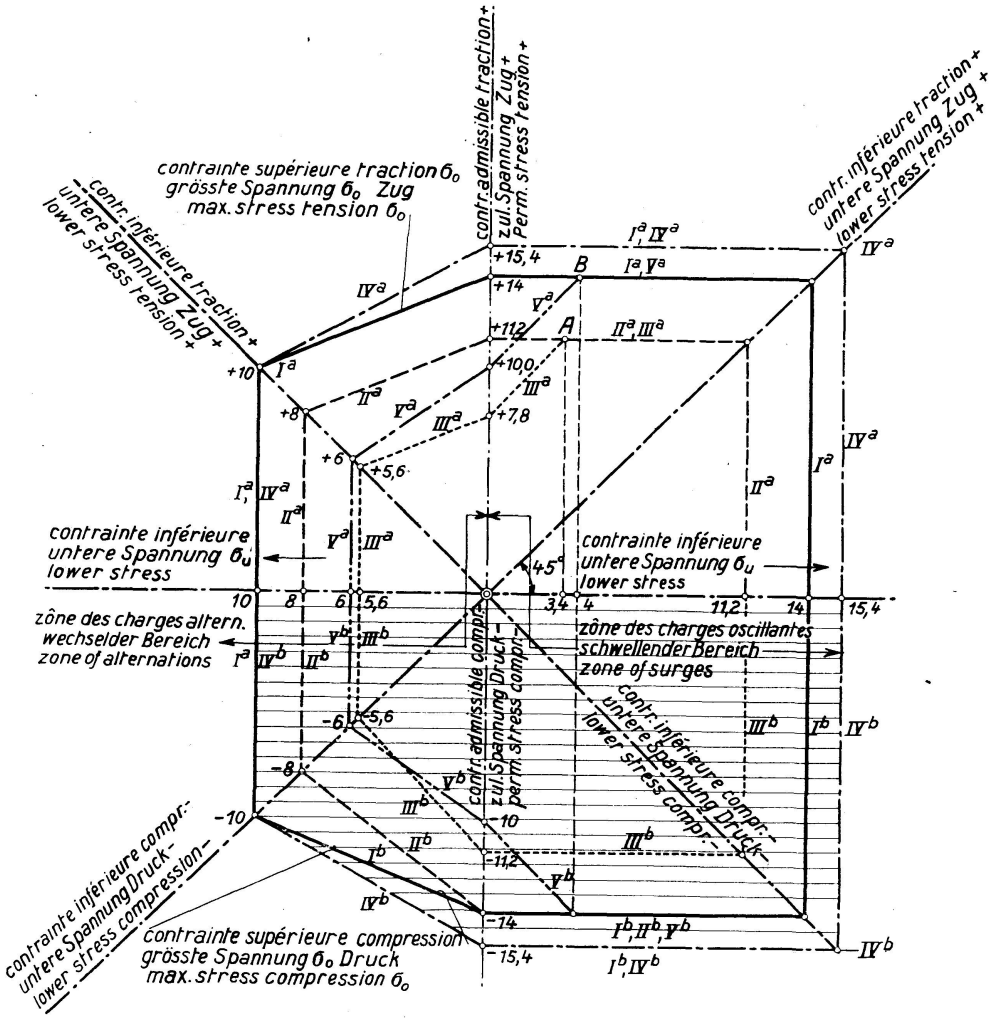



Fig. 10.

A. Die Stumpfnähte können in der Wurzel sorgfältig nachgeschweißt werden.

a) Die größten Spannungen sind Zugspannungen (Linie $II^a$).

Die seitherigen Vorschriften verlangten unter allen Umständen auch dann eine zusätzliche Laschendeckung im Zuggurt, wenn die Gurtplatten stumpf gestoßen sind. Die Laschen konnten entweder durch Kehlnähte oder durch Niete angeschlossen werden. Da, wie aus den Tafeln 3 und 2 hervorgeht, sowohl bei Stirnkehlnähten als auch bei beginnenden oder endigenden Flankenkehlnähten die Dauerfestigkeiten erheblich niedriger (fast nur

die Hälfte) als bei Stumpfnähten sind, und da die Gurtungen selbst am Beginn der Laschen auch nicht höher beansprucht werden dürfen als die Kehlnähte, so ergeben sich, namentlich bei statisch unbestimmten Trägern sehr ungünstige und unwirtschaftliche Bauweisen. Aber auch beim Nieten ergeben sich keine befriedigenden Lösungen wegen der zu berücksichtigen-

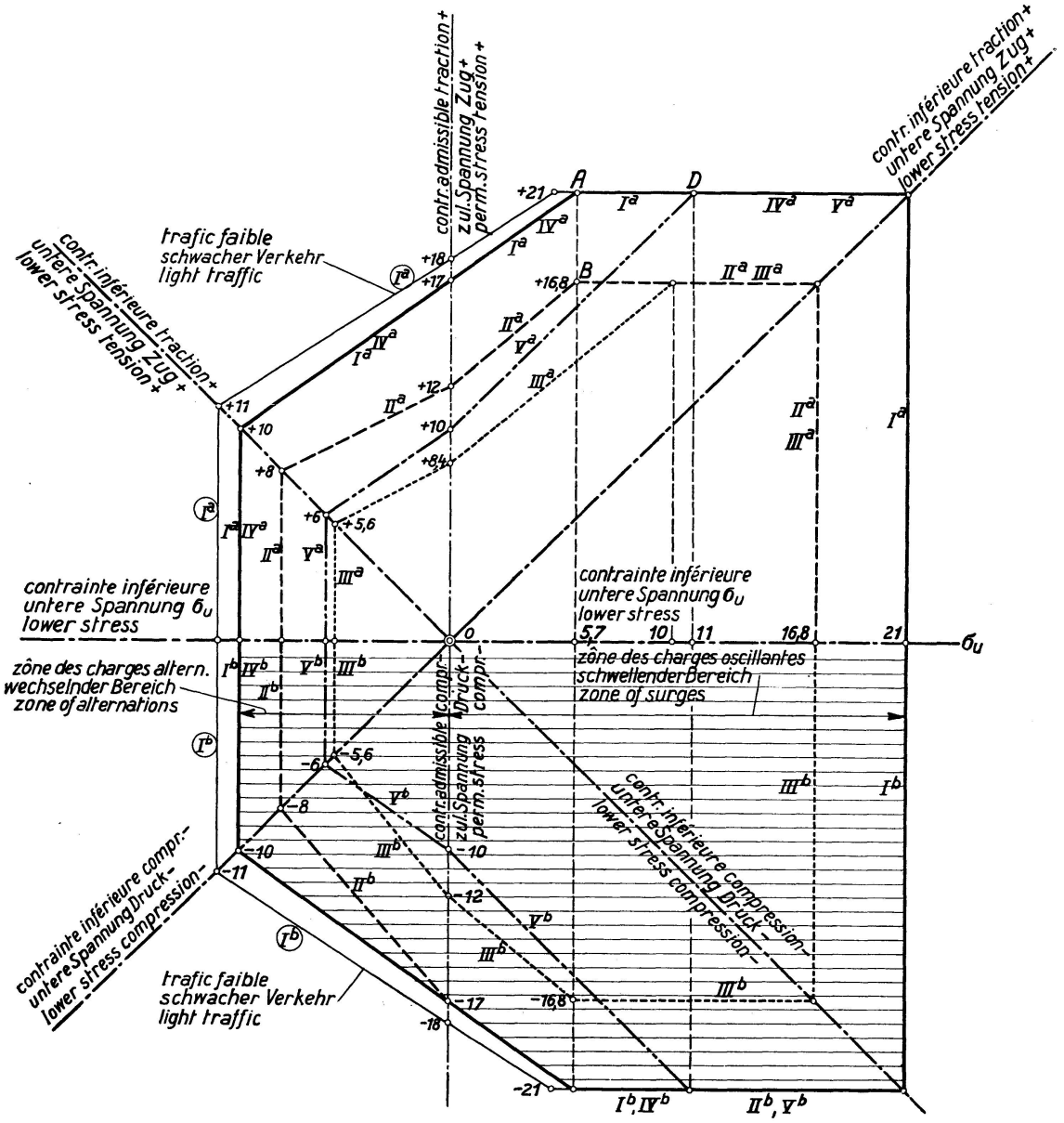



Fig. 11.

den Lochschwächung. Man entschloß sich daher zu einer Lösung, die einen ungeheuren Fortschritt bedeutet: Stumpfstoß auch im Zuggurt ohne jede Laschendeckung. Selbstverständlich kommen hier nur beste Stumpfnähte in Betracht: wenn irgend möglich, Nachschweißen der Wurzeln und sorgfältiges Bearbeiten des Übergangs von der Schweißraupe zum Blech, so daß ein allmählicher Übergang entsteht. (Die Raupen dürfen auch ganz abgearbeitet werden.) Löcher an der Oberfläche dürfen nicht geduldet werden. Die Gesamtschwächung des Blechs (beim Abschmirgeln) darf nicht mehr als 5 % der Blechdicke betragen. Da, wie aus Tafel 2,

Zeile 3 hervorgeht, die Dauerfestigkeit bei Lage der Stumpfnaht unter 45° wesentlich höher liegt ($\sigma_{Uz} = 22$ kg/mm² gegen 18 kg/mm²), so sollen die Stumpfnähte im Zuggurt grundsätzlich unter 45° gelegt werden. Außerdem soll die zulässige Spannung an der Stoßstelle bei $A$ höchstens

$$\sigma = 0{,}8 \cdot \sigma_{zul} \text{ also } \leqq 0{,}8 \cdot 14 \leqq 11{,}20 \text{ kg/mm}^2 \text{ bei St 37 sein.}$$

(Siehe Fig. 12.)

Es ist also (ohne $\gamma$)

$$\text{bei A} \quad \left.\begin{aligned} \sigma_{W\,zul} &= 0{,}8 \cdot 10 = 8 \text{ kg/mm}^2 \\ \sigma'_{U\,zul} &= 0{,}8 \cdot 14 = 11{,}2 \text{ kg/mm}^2 \end{aligned}\right\} \text{ Fig. 10.}$$

Da bei Brücken aus St 37 mit $\gamma_{-1} = 1{,}4$ gerechnet wird, so ergibt sich, wenn die Biegemomente ohne $\gamma$ in die Rechnung eingeführt werden, eine

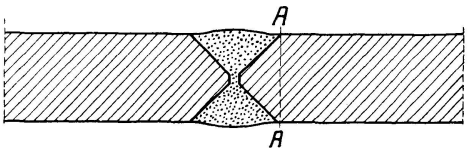



Fig. 12.

rechnungsmäßige Spannung im Gurt, wenn $\min M = -\max M$ und die Gurtung nicht gestoßen ist,

$$\sigma'_{W\,zul} = \frac{\max M}{W} = \frac{14}{\gamma} = \frac{14}{1{,}4} = 10 \text{ kg/mm}^2.$$

Der Stoß muß an eine Stelle $A$ gelegt werden, an der

$$\sigma' = \frac{\max M_A}{W} \leqq 8 \text{ kg/mm}^2 \text{ ist, d. h. es muß sein}$$

$$\sigma' \leqq \alpha \cdot \sigma'_{W\,zul} \leqq \alpha \cdot 10 \leqq 8 \quad \text{oder} \quad \alpha = \frac{8}{10} = 0{,}8\,.$$

Werden die Biegemomente, wie vorgeschrieben, mit $\gamma$ vervielfacht, so muß im ungestoßenen Gurt

$$\sigma = \frac{\gamma \max M}{W} \leqq \sigma_{zul} \leqq 14 \text{ kg/mm}^2$$

sein und an der Stoßstelle

$$\sigma_A = \gamma \cdot \sigma' = \frac{\gamma \cdot \max M_A}{W} \leqq 1{,}4 \cdot 8 \leqq \alpha \cdot \sigma_{zul} \leqq \alpha \cdot 14 \leqq 0{,}8 \cdot 14 \leqq 11{,}2 \text{ kg/mm}^2.$$

Ist $\min M = 0$, so ist an der Stoßstelle

$$\sigma_A = \gamma \cdot \sigma' = \frac{\gamma \max A}{W} \leqq \gamma \cdot 11{,}2 \leqq 1 \cdot 11{,}2 \leqq \alpha \cdot \sigma_{zul} \leqq 0{,}8 \cdot 14 \leqq 11{,}2 \text{ kg/mm}^2.$$

Es ist also in beiden Bereichen $\alpha = 0{,}8$, und der Stumpfstoß ist so zu legen, daß bei $A$ (Fig. 12) die Spannung aus dem mit $\gamma$ vervielfachten Biegemoment

$$\sigma_A \leqq \alpha \cdot \sigma_{zul} \leqq \alpha \cdot 14 \leqq 0{,}8 \cdot 14 \leqq 11{,}2 \text{ kg/mm}^2 \text{ wird.}$$

b) Die größten Spannungen sind Druckspannungen (Linie $II^b$).

Eine Deckung des Stumpfstoßes durch besondere Decklaschen ist nicht erforderlich. Im schwellenden Bereich ist überall $\alpha = 1$, d. h. an der Stelle $A$

(Fig. 12) darf die Spannung so hoch wie in den ungestoßenen Bauteilen, also $\sigma_{zul} = 14$ kg/mm² sein.

Da, wo die Grenzspannungen für Zug und Druck gleich groß sind, also für $\min M = -\max M$, soll

$\alpha = 0{,}8$ (wie bei Zug) sein, also

$\sigma_{Wzul}$ (mit $\gamma$) $\leqq 0{,}8 \cdot 14$ sein. Allgemein ist

$$\alpha = a + b \cdot \frac{\min M}{\max M};$$

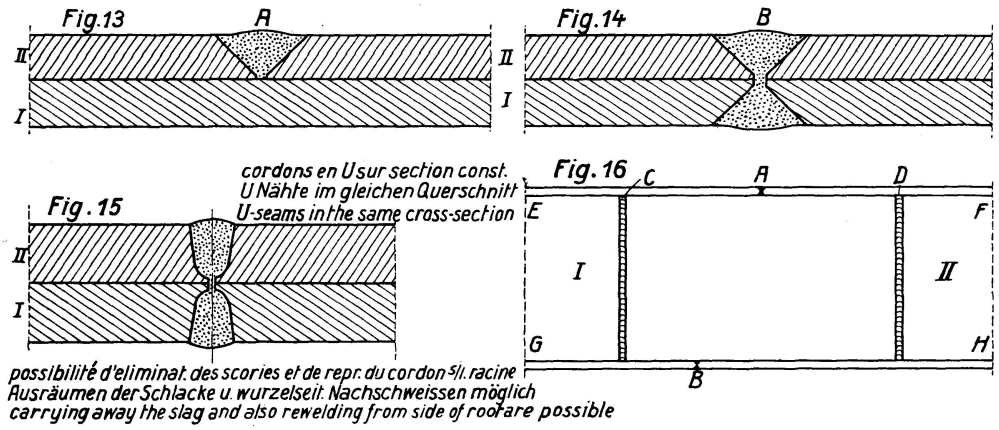
für $\min M = 0$ ist $\alpha = 1$, also $a = 1$

für $\min M = -\max M$ ist $\alpha = 0{,}8$, also $0{,}8 = 1 + b\,(-1)$, also $b = 0{,}2$, also

$$\alpha = 1 + 0{,}2 \cdot \frac{\min M}{\max M} \tag{27}$$

B. Die Stumpfnähte können in der Wurzel nicht nachgeschweißt werden.

Wenn auch dieser Fall möglichst durch bauliche Anordnungen vermieden werden sollte, so können doch Fälle vorkommen, wo dies unmöglich ist. Wenn




z. B. bei der Herstellung der Stumpfnaht $A$ auf der Baustelle zum Stoß der Platte II wegen der durchgehenden Platte I nicht nachgeschweißt werden kann, Fig. 13, so muß die Spannung bei $A$ auf mindestens $\sigma = \alpha \cdot \sigma_{zul} = \alpha \cdot 14$ ermäßigt werden.

Unter allen Umständen ist zu vermeiden, daß beim Schweißen der V-Naht $A$ Schweißgut mit der Platte I während des Schweißens in Berührung kommt, weil durch die Kerbwirkung die Dauerfestigkeit der Platte I, ähnlich wie bei einer Stirnnaht, von $\sigma_{Uz} = 18$ kg/mm² auf $\sigma_{Uz} = 10$ kg/mm² herabgeworfen werden kann. Um dies zu verhindern, schiebt man vor dem Schweißen vorübergehend ein dünnes Kupferblech unter die Wurzel. Neuerdings hat Dr. Dörnen bei Verwendung von □ Schweißdrähten (statt ○) viel besser in der Wurzel schweißen können, da der Lichtbogen ruhiger ist.

Um diesen Unannehmlichkeiten zu entgehen, wird man, wenn angängig, statt zweier Platten I und II lieber eine dickere wählen, daß mittels Stumpfstoß an einer Stelle, wo die dünnere Platte noch ausreicht, mit der dickeren Platte verbunden wird. Kann man zwei Platten nicht entbehren, so wird man — entgegen der Gewohnheit bei der genieteten Bauweise — nicht den Stoß versetzen (Fig. 14 und 15), sondern lieber beide Platten an derselben

Stelle $B$ mittels V- oder U-Naht stoßen, damit nach dem Schweißen der einen Naht und Drehen um 180° die Wurzel mittels Schmirgelscheibe usw. ausgeräumt und nach Vorschweißen mit dünnerem Draht die zweite Naht geschweißt werden kann. (Bei dieser Gelegenheit sei noch auf folgendes hingewiesen (Fig. 16): Hat man es z. B. mit einem Baustellenstoß bei $A$ und $B$ eines Vollwandträgers zu tun, so muß man dafür sorgen, daß beim Schweißen der Stumpfnähte bei $A$ und $B$ die Teile I und II wegen der Schrumpfungen sich nähern können (besondere Lagerung). Um dies zu ermöglichen, wird man bei $C$ und $D$ Stegblechstöße anordnen und die Gurtungen bei $EFGH$ auf etwas größere Länge erst dann anschweißen, wenn das einzulegende Stegblechstück $CD$ ganz eingeschweißt ist. Man wird dieses Stegblechstück so lang machen, daß nach Schweißen der Stumpfnaht $C$ (Schrumpfung) der Spalt $D$ gerade die richtige Weite hat. Die Stegblechstumpfnähte sollen nicht im Pilgerschritt, sondern in einem Zug oder von der Mitte nach beiden Seiten durchgeschweißt werden).

a) Die größten Spannungen sind Zugspannungen (Linie $III^a$).

Wie aus der Zahlentafel 2 hervorgeht, sinkt die Dauerfestigkeit von Stumpfnähten, deren Wurzel nicht nachgeschweißt werden kann, von

$$\sigma_{Uz} = 18 \quad \text{auf} \quad \sigma_{Uz} = 13 \text{ kg/mm}^2 \quad \text{(Zeilen 2 u. 1)}$$

oder auf das etwa 0,7fache gegenüber dem Fall, daß das Nachschweißen möglich ist.

Die zulässige Spannung muß dann noch weiter auf das 0,7fache herabgesetzt werden. Es ist also

$$\left.\begin{aligned} \sigma_{W\,zul} &= 0{,}7 \cdot 8 = 5{,}6 \text{ kg/mm}^2 \\ \sigma_{U\,zul} &= 0{,}7 \cdot 11{,}2 = 7{,}8 \text{ kg/mm}^2 \end{aligned}\right\} \text{ Linie III}^a\text{, Fig. 10.}$$

Im schwellenden Bereich soll die Schwingungsweite $\sigma_w = 7{,}8$ kg/mm² so lange bleiben, bis beim Punkt $A$ (Fig. 10) die zulässige Spannung 11,2 kg/mm² erreicht wird (Linie $III^a$). Dann ist bei $A$

$$\begin{aligned} \min M &= 11{,}2 - 7{,}8 = 3{,}4 \text{ kg/mm}^2 \\ \max M &= 11{,}2 \text{ kg/mm}^2, \quad \text{also} \\ \frac{\min M}{\max M} &= \frac{3{,}4}{11{,}2} \sim 0{,}3. \end{aligned}$$

Zur Bestimmung der $\alpha$-Werte ergibt sich im Wechselbereich bei

$$\min M = -\max M \qquad \sigma_{zul} = \frac{14}{1{,}4} = 10 \text{ kg/mm}^2$$

$$\alpha_{-1} \cdot 10 = 5{,}6, \text{ also } \alpha_{-1} = 0{,}56$$

bei $\min M = 0$ wird $\alpha_0 \cdot 14 = 7{,}8$, also $\alpha_0 = \frac{7{,}8}{14} = 0{,}56.$

Im Wechselbereich ist also überall $\alpha = 0{,}56$,

und bei $\frac{\min M}{\max M} = \frac{3{,}4}{11{,}2} \sim 0{,}3 \qquad \alpha_{+0,3} = 0{,}8$, also

ür $\frac{\min M}{\max M} > 0 \leqq 0{,}3 \qquad \alpha_{0,3} = 0{,}56 + x \cdot 0{,}3 = 0{,}80$

$$x = 0{,}8, \quad \text{also}$$

$$\alpha = 0{,}56 + 0{,}8 \cdot \frac{\min M}{\max M} \tag{28}$$

b) Die größten Spannungen sind Druckspannungen (Linie $III^b$).

Im ganzen schwellenden Bereich soll, wenn die Wurzel nicht nachgeschweißt werden kann, die Spannung auf $\sigma = 0{,}8 \cdot 14 = 11{,}2$ kg/mm² herabgesetzt werden. Es ist also hier überall $\alpha = 0{,}8$.

Bei $\min M = -\max M$ ist $\sigma'_{Wzul} = +5{,}6$ kg/mm², also $\alpha_{-1} = \frac{5{,}6}{10} = 0{,}56$.

Im wechselnden Bereich ist also allgemein

$$\alpha = 0{,}80 + 0{,}24 \cdot \frac{\min M}{\max M}. \tag{29}$$

$\alpha$-Werte für die Hauptspannungen.

Bei vollwandigen, geschweißten Trägern ist nachzuweisen an der Stelle $x$, wo neben einem Biegemoment $\max M_x$ die zugehörige Querkraft $Q_x$ zu übertragen ist:

a) Die Scherspannung $\tau$ des Stegblechs am Übergang vom Steg zur Gurtung bei $AA$ (Fig. 17 bis 21). Es muß sein

$$\tau = \frac{\gamma\, Q_x \cdot S}{J \cdot t} \leqq \alpha\, \sigma_{zul} \leqq \alpha \cdot 14 \text{ kg/mm}^2 \text{ bei St 37.} \tag{30}$$

hierin ist nach Formel (23) $\gamma = 1 - 0{,}4\, \frac{\min M}{\max M}$,

$S$ das statische Moment der Gurtung über der Linie $AA$ in Bezug auf die Neutralachse,
$J$ das Trägheitsmoment des ganzen Querschnitts und
$t$ die Dicke des Stegblechs,
$\alpha$ nach Tafel 4, Zeile 10.

Ein Nachweis für die Spannung in den Kehlnähten ist nicht erforderlich, wenn das Kehlmaß $a \geqq \frac{t}{2}$ ist.

b) Ist $c$ der Abstand des Übergangs des Stegs zur Gurtung (Schnitt $AA$) von der Neutralachse, so ist nachzuweisen mit

$$\sigma_I = \frac{\gamma \cdot \max M_x \cdot c}{J}, \quad \text{daß die Hauptspannung} \tag{31}$$

$$\sigma = \frac{\sigma_I}{2} + \frac{1}{2}\sqrt{\sigma_I^2 + 4\tau^2} \leqq \alpha \cdot \sigma_{zul} \leqq \alpha \cdot 14 \quad \text{bei St 37 ist.} \tag{32}$$

(Für $\sigma_I$ gelten nicht die Beiwerte der Tafel 4).
$\alpha$ ergibt sich aus Tafel 4, Spalte 8.

Bei Stumpfnähten (Fig. 18 und Fig. 19) muß die Wurzel nachgeschweißt werden. Bezüglich der größten Biegemomente $\max M_x$ und der dazu gehörigen Querkräfte $Q_x$ sind die ungünstigsten Verhältnisse zu berücksichtigen. Für $\frac{\min M}{\max M} = -1$ ist für die Hauptspannung bei St 37 nach Fig. 10

$$\sigma_{Wzul} = 10 \text{ kg/mm}^2, \quad \text{also} \quad \alpha_{-1} = \frac{10}{10} = 1$$

Für $\min M = 0$ ist $\sigma_{Uzul} = 15{,}4$ kg/mm², also $\sigma_0 = \frac{15{,}4}{14} = 1{,}1$,

also allgemein im Wechselbereich

$$\alpha = 1{,}1 + 0{,}1 \cdot \frac{\min M}{\max M}. \tag{33}$$

Bei St 37 konnte für die Berechnung der Hauptspannung $\sigma_{U\,zul}$ unbedenklich größer als 14 kg/mm² gewählt werden, da ja die Ursprungsfestigkeit $\sigma_U = 18$ kg/mm² ist.

Im ganzen schwellenden Bereich ist bei St 37 für die Berechnung der Hauptspannung $\alpha = 1{,}1$.

Wenn aber an der fraglichen Stelle das Stegblech gestoßen ist, dann ist in beiden Bereichen $\alpha = 1$ (Tafel 4, Zeile 9 und Linie $I^a$, $I^b$ in Fig. 10).

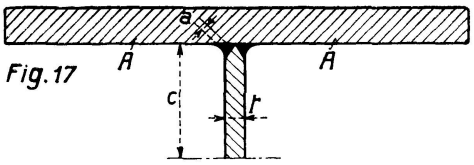


Fig. 17

Soudure type bout à bout sur membrure „Dörnen"
Stumpfnaht an einer Gurtplatte „Dörnen"
Butt-weld at a flange-plate „Dörnen"

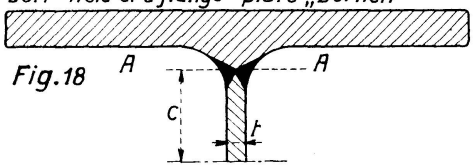


Fig. 18

Soudre type bout à bout sur membrure „Krupp"
Stumpfnaht an einer Gurtplatte „Krupp"
Butt-weld at a flange-plat „Krupp"

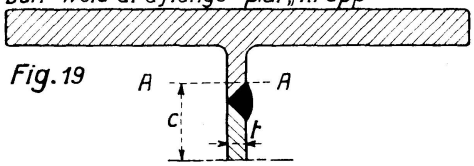


Fig. 19

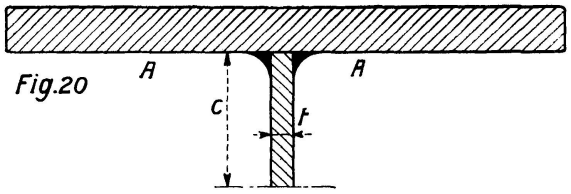


Fig. 20

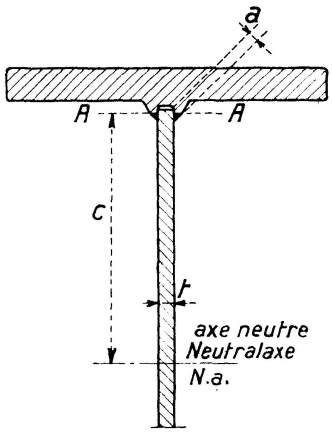


Fig. 21

$\alpha$-Werte bei leichten Stirnkehlnähten und bei beginnenden oder endigenden Flankenkehlnähten.

Bei allmählichem Übergang der Raupe zum Blech bei Stirnkehlnähten und am Ende von Flankenkehlnähten und guter Durchschweißung der Wurzel soll nach Fig. 10, Linie $V^a$, $V^b$

$$\sigma_{W\,zul} = 6{,}0 \text{ kg/mm}^2,$$
$$\sigma_{U\,zul} = 10{,}0 \quad \text{„} \quad \text{angenommen werden.}$$

Dieselben Schwingungswerte $\sigma_W = 10$ kg/mm² sollen bis zum Punkt $B$ beibehalten werden, bei dem $\sigma_0 = 14$ kg/mm², also $\sigma_u = 14 - 10 = 4$ kg/mm² ist.

Für $\min M = -\max M$ ist $\alpha_{-1} \cdot 10 = 6$, also $\alpha_{-1} = 0{,}6$

„ $\min M = 0$ ist $\alpha_0 \cdot 14 = 10$, also $\alpha_0 = \frac{10}{14} = \text{rd. } 0{,}7$,

„ $\frac{\min M}{\max M} = \frac{14-10}{14} = \frac{4}{14} = 0{,}285$, also $\alpha_{0,285} = 1$.

Es ist also im Wechselbereich

$$\alpha = 0{,}7 + 0{,}1 \cdot \frac{\min M}{\max M} \tag{34}$$

Im schwellenden Bereich ist

für $\min M = 0$ $\qquad \alpha_0 = \frac{10}{14} = \text{rd. } 0{,}7,$

„ $\frac{\min M}{\max M} = 0{,}285$ $\qquad \alpha_{0,285} = 1,$ also

$$\alpha = 0{,}7 + 1{,}05 \cdot \frac{\min M}{\max M} \quad \text{für} \quad \frac{\min M}{\max M} \geqq 0 \leqq 0{,}285 \text{ (St 37)} \tag{35}$$

für $\frac{\min M}{\max M} \geqq 0{,}285$ wird $\alpha = 1$ (Tafel 4 Zeile 12).

Da man es bei den durchschießenden Platten der Fahrbahnlängsträger stets mit beginnenden Kehlnähten zu tun hat, so gilt hier ebenfalls Tafel 4, Zeile 12. (Die durchschießenden Platten dürfen nicht an die Querträger angeschweißt werden, weil sonst im Obergurt der Querträger eine Stirnkehlnaht $\perp$ zur Kraftrichtung entstünde). Die $\alpha$-Werte bei Brücken aus St 52 wurden sinngemäß berechnet.

Es ist früher versucht worden, zur Vereinfachung auch für Stumpfnähte, die nicht nachgeschweißt werden können, ferner für Kehlnähte und alle in der Tafe 4 angegebenen Fälle besondere $\gamma$-Werte zu berechnen. Es hat sich dies aber als unzweckmäßig erwiesen, weil der ganze Rechnungsausgang mit den vielen verschiedenen $\gamma$-Werten außerordentlich unübersichtlich geworden wäre. Die Methode mit nur einem $\gamma$-Werte lehnt sich auch vollständig an die Berechnung bei genieteten Bauwerken an, auch dort kommen $\alpha$-Werte, wenn auch nicht unter dieser Bezeichnung, vor, z. B.

$$\tau_{zul} = 0{,}8\, \sigma_{zul} \text{ (Scherspannung)}$$
$$\sigma_{l_{zul}} = 2 \cdot \sigma_{zul} \text{ (Lochleitungsdruck).}$$

Die Methode mit Hilfe von $\alpha$-Werten (Formzahl $\alpha$) hat den großen Vorteil, daß bei dem Entwerfen alles auf denselben Maßstab bezogen wird, nämlich $\sigma_{zul}$, und daß dem Entwerfenden stets vor Augen geführt wird, wann und um wieviel er die zulässige Spannung herabmindern muß. Es hat dies zugleich einen erzieherischen Wert, weil der Entwerfende ganz von selbst bei niedrigen $\alpha$-Werten auf einen wirtschaftlichen Weg gedrängt wird (z. B. daß er darauf abzielen muß, an Stelle von beginnenden Kehlnähten, andere Bauweisen anzuwenden).

## 13. Bauliche Durchbildung.

Hier soll nur auf einige wesentliche Punkte hingewiesen werden:

1. Bei geschweißten Brücken sollen unterbrochene Nähte wegen der Kerbwirkung überhaupt nicht angewendet werden. Auch Schlitznähte sollen bei geschweißten Brücken vermieden werden.
2. Wegen der Herabminderung der Dauerfestigkeit durch Kehlnähte sollen die Aussteifungen der Stegbleche und die Trägeranschlüsse nicht unmittelbar mit den Gurtungen verschweißt werden. Wegen des Beginns der Kehlnähte bei $A$ (Fig. 22) vgl. Tafel 4, Zeile 12. (Wegen dieser Herabminderung der zulässigen Spannungen bei beginnenden Kehlnähten kann auch in Frage kommen, die Fahrbahnträger nur so weit zu schweißen, als es in der Werkstatt möglich ist und die Anschlüsse an der Baustelle zu nieten. Man sollte die Nietbauweise auch bei geschweißten Brücken da anwenden, wo sie Vorteile bietet).

3. Wo es zur Verhütung zu großer Spannungen im Stegblech am Übergang zu den Gurtungen notwendig ist, stellenweise dickere Bleche anzuordnen, soll der Übergang mittels Stumpfstoß ein allmählicher sein (Fig. 23).
4. Gurtplatten sind im allgemeinen durch Stumpfstöße zu stoßen (vgl. Tafe 4). Wenn möglich, sind die Gurtungen so auszubilden, daß an einer Stelle nur eine Gurtplatte von entsprechender Dicke verwendet wird. (Das größte Gewicht der Gurtplatten, die noch gewalzt werden können, beträgt z. Zt. rund 10 t.)

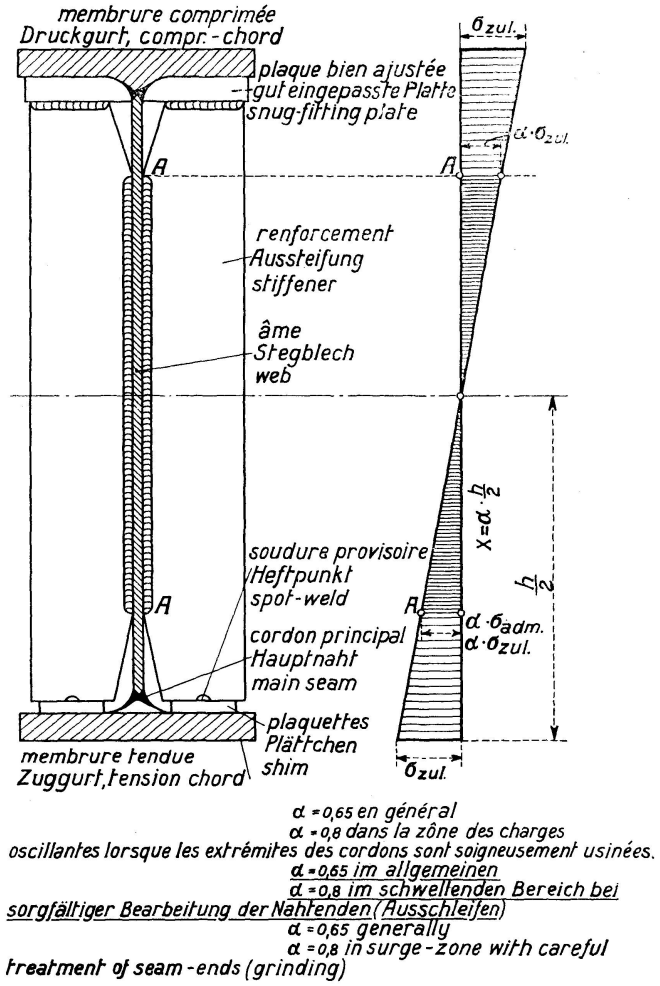



Fig. 22.

Der Übergang zur dickeren Platte soll, wie aus Fig. 24 ersichtlich ist, ein allmählicher sein. (Der Öffnungswinkel bei V-Nähten soll mindestens 90° sein.) Bei dickeren Platten können statt der V- oder X-Nähte auch U-Nähte verwendet werden, die weniger Schweißgut erfordern und bei denen demnach die Wärmezufuhr (Schrumpfung) geringer ist.

5. Müssen zwei miteinander verschweißte Gurtplatten gestoßen werden, so ist der Stoß nicht zu versetzen, weil sonst die Wurzel nicht nachgeschweißt werden kann und die untere Platte durch die Schweiße verletzt würde (Kerbwirkung!), vielmehr ist der Stoß, wie in Fig. 14 und 15 an eine Stelle zu legen.

6. Die Stumpfnähte in Gurten sollen (wegen der Gefahr der Verbiegung der Gurtplatten) zur Gurtschwerlinie möglichst symmetrischen Querschnitt haben. X-Nähte bei einer Platte, V- oder U-Nähte bei zwei Platten (Fig. 12 und 14, 15).
7. Die zu verschweißenden Bauteile sollen während des Schweißens nicht starr festgelegt werden, so daß die Bauteile während des Abkühlens der Nähte möglichst dem Schrumpfen entsprechend folgen können.
8. Alle Flächen, die zu verschweißen sind, müssen vorher metallblank sein (Beseitigen der Walzhaut). Dies gilt auch für die Schweißdrähte.

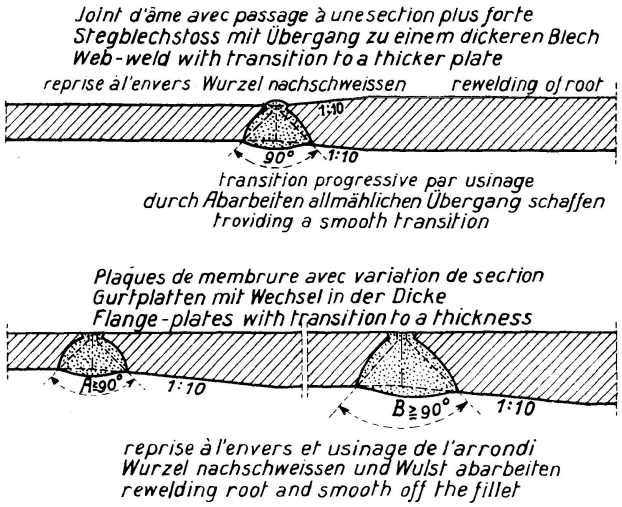



Fig. 23

Fig. 24

9. Bei beginnenden und endigenden Kehlnähten soll der Übergang zum Blech ein allmählicher sein. Auch die anzuschließenden Bleche sollen allmählich von kleinerem zum größeren Querschnitt ansteigen (Fig. 25).

## 14. Schrumpfspannungen.

Wenn sich die Bauteile beim Zusammenschweißen nicht frei bewegen können, entstehen Schrumpfspannungen [9]), die nahe an der Fließgrenze liegen können. Es ist nun schon die Anschauung vertreten worden, daß durch das Hinzutreten der Verkehrslasten so unzulässig hohe Spannungen entstehen werden, die dazu führen müßten, Schweißungen ganz zu verbieten. Diese Auffassung ist falsch.

Wie die Verhältnisse liegen, läßt sich am leichtesten an der Hand des Spannungs-Dehnungs-Diagramms erläutern.

Es handle sich z. B. nach Fig. 26 um einen Stab aus St 37 mit einer festgestellten Spannung an der Fließgrenze von $\sigma_F = 24$ kg/mm². Im Stab herrsche eine Vorspannung $\sigma_V = 16$ kg/mm². Nun werde der Stab so belastet, daß eine Spannung $\sigma_p = 14$ kg/mm² hinzutrete. Die Gesamtspannung bei der Belastung wäre dann

$$\sigma = 16 + 14 = 30 \text{ kg/mm}^2.$$

Infolge Überschreitung der Fließgrenze wird der Werkstoff kalt gereckt. Nach der Entlastung zeigt der Stab eine Verlängerung um die bleibende

[9]) Kommerell, „Über den augenblicklichen Stand des Schweißens von Stahlbauten". Der „Stahlbau", Heft 11/1933, S. 42, und Bollenrath, „Behinderte Formänderungen in Schweißnähten". „Stahl und Eisen" 54 (1934), Heft 24, S. 630/34.

Dehnung $OC$. Die Spannung ist verschwunden infolge der Verformung und Entlastung. Gleichzeitig hat sich die Fließgrenze etwas gehoben. Bringen

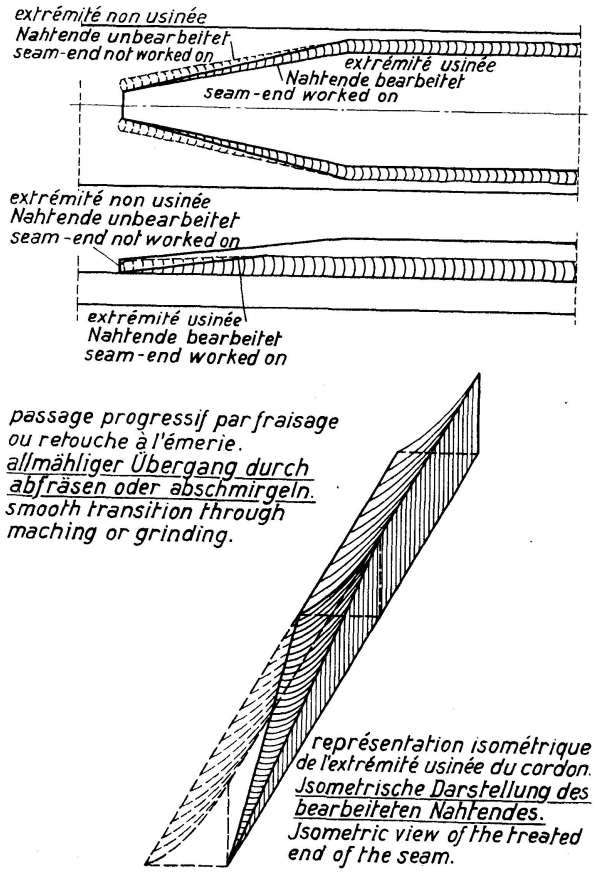



Fig. 25.

wir nun wieder die weit unter der Fließgrenze liegende Spannung $\sigma_p =$ 14 kg/mm² auf, so gibt sich eine elastische Dehnung entlang der Linie

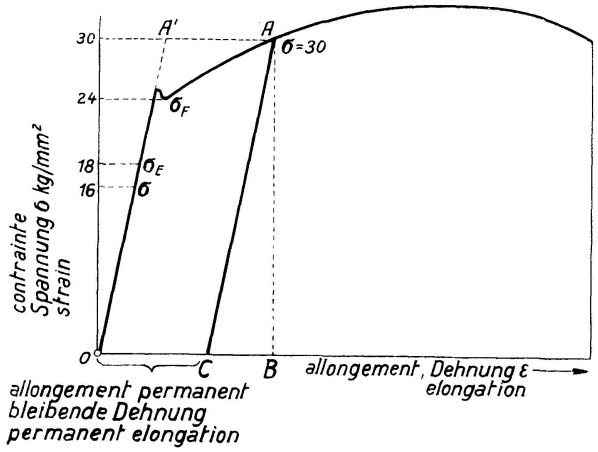



Fig. 26.

CA, die nach der zweiten Entlastung wieder vollständig verschwindet. Die Verhältnisse liegen beim Schweißen ganz ähnlich wie bei Breitflanschträgern mit oft hohen Walz- und Abkühlungsspannungen am Übergang vom

Steg zum Flansch. Es ist wie bei der 1. Probebelastung einer Brücke. Die durch die Ungenauigkeit bei der Aufstellung der Brücke unvermeidlichen Vorspannungen einzelner Bauteile werden durch Kaltreckung beseitigt. Ganz werden die Schrumpfspannungen infolge des Schweißens wegen der allseitigen Einspannung zwar nicht verschwinden, sicher findet aber bei der 1. Belastung ein Spannungsausgleich durch Kaltverformung statt. Wahrscheinlich ist es so, daß an Stellen mit örtlicher Überschreitung der Fließgrenze andere benachbarte Bauteile die durch die bleibende Verformung hervorgerufenen Spannungen aufnehmen müssen, so daß tatsächlich die örtlich stark vorbelasteten Bauteile entlastet werden. Diese von mir schon 1933 vertretene Auffassung hat sich inzwischen nicht nur an Zugstäben, sondern neuerdings auch an Druckstäben durch statische Knickversuche im Staatlichen Materialprüfungsamt in Dahlem als richtig bestätigt: Eine I-förmige Stahtstütze 200 · 200 hat bei mittiger Belastung 195,6 t getragen. Eine geschweißte Stütze in denselben Abmessungen bei der in den Gurtungen Druckspannungen infolge des Schrumpfens bis nahe an die Quetschgrenze durch Aufschneiden festgestellt wurden, hätte, wenn nicht ein Span-

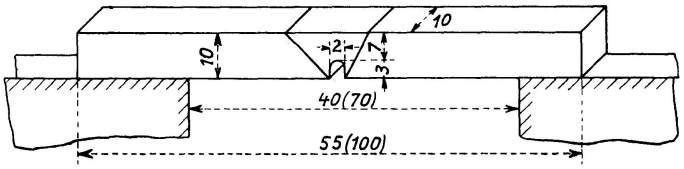



Fig. 27

nungsausgleich mit den Zugspannungen im Steg eingetreten wäre, schon beim Aufbringen kleiner Druckkräfte ausknicken müssen; dies ist aber nicht eingetreten, die geschweißte Stütze hat vielmehr fast ebensoviel, nämlich 187,0 t getragen. Dabei wurde tatsächlich eine ganz erhebliche plastische Verformung weit nach der Stegmitte zu festgestellt. Dieselbe Stütze hat ungeschweißt bei 2,6 cm außermittigem Kraftangriff eine Höchstlast von 106,4 t getragen, die geschweißte Stütze von 105,0 t. Also sogar bei außermittigem Kraftangriff war die Knicklast dieselbe. Damit aber diese plastische Verformung vor sich gehen kann, ohne daß Risse entstehen, sind folgende Anforderungen an die fertige Schweiße zu stellen:

## 15. Anforderungen an die fertigen Schweißen bei Brücken.

a) Die Schweiße darf nicht spröde, sondern muß in der Nähe der Fließgrenze möglichst bildsam sein (kein Gußgefüge).

b) Die Streckgrenze der fertigen Schweiße soll etwa ebenso wie beim zu verschweißenden Mutterwerkstoff sein.

c) Da sich ergeben hat, daß selbst (bei den Dauerversuchen) wenig gute Schweißnähte hohe Bruchfestigkeiten (z. B. $\sigma_B = 40$ kg/mm²) beim statischen Versuch hatten, während die Ursprungsfestigkeiten bei $2 \cdot 10^6$ Lastwechseln gering (z. B. $\sigma_U = 8$ kg/mm² bei Kehlnähten) waren, so folgt, daß bei der Eignungsprüfung von Schweißdrähten für Brücken auch Dauerfestigkeitsversuche verlangt werden müssen. Am einfachsten und am besten übersehbar sind Dauerfestigkeitsversuche in Pulsatormaschinen mittels Stumpfnähten, in der Wurzel nachgeschweißt, Raupen vollständig abgearbeitet. Forderung:

d) Ursprungsfestigkeit $\sigma_{Uz} \geqq 18$ kg/mm², (Dieser Wert lag der Berechnung der $\gamma$-Werte bei Brücken aus St 52 zu Grunde).
e) Die chemische Zusammensetzung der fertigen Schweiße soll sich möglichst derjenigen des zu verschweißenden Mutterwerkstoffs nähern. Der Gehalt an Phosphor und Schwefel darf nicht höher als je 0,03 % sein.
Die Schweißdrähte müssen so sein, daß beim Schweißen
f) Der Lichtbogen möglichst wenig abreißt,
g) die sich bildende Schlacke sich leicht aus dem flüssigen Bad ausscheidet und nicht in der Schweiße bleibt,
h) möglichst wenig schädliche Gase von dem flüssigen Schweißgut aufgenommen werden (geringer Abbrand),
i) sich leicht Kehlnähte mit allmählichem Übergang von der Schweiße zum Blech herstellen lassen.
k) Der Kerbschlagversuch muß verlangt werden.

Der Kerbschlagversuch soll Mindestwerte von 5 mkg/cm² für die ungeglühte, wagrecht geschweißte Schweißverbindung bei St 37 und St 52 ergeben (Fig. 27).

## Nachtrag.

In der abschließenden Sitzung des Ausschusses für die Bearbeitung der „Vorschriften für geschweißte, vollwandige Eisenbahnbrücken", im August 1935 in Friedrichshafen, konnten auf Grund neuerer Ergänzungsversuche die zulässigen Spannungen teilweise noch etwas heraufgesetzt werden. Um bei der Berechnung geschweißter Tragwerke die errechneten Spannungen auf einen einheitlichen Maßstab zu beziehen, lautet die Berechnungsformel

$$\sigma = \gamma \cdot \frac{\max M}{W} \leqq \alpha \cdot \sigma_{zul}$$

jetzt in den Vorschriften

$$\sigma = \frac{\gamma}{\alpha} \cdot \frac{\max M}{W} \leqq \sigma_{zul}.$$

Im übrigen verweise ich auf die oben genannten Vorschriften, die ab 20. 11. 1935 für den Bereich der Deutschen Reichsbahn eingeführt sind, sowie auf meine „Erläuterungen zu den Vorschriften für geschweißte Stahlbauten, Teil I. Hochbauten, Teil II. Brückenbauten", Verlag Wilhelm Ernst & Sohn, Berlin.

## Zusammenfassung.

1. Es wird zunächst dargelegt, wie man seit 1931 mit dem Erscheinen des 1. Normenblatts über geschweißte Stahlbauten DIN 4100 in Deutschland gerechnet hat. Da sich dieses Blatt nur auf statische Versuche gründete, wurden dynamische Versuche mit einem Kostenaufwand von rund 50 000 RM durchgeführt. Die Auswertung dieser Kuratoriumsversuche führte zu einer völlig neuen Art der Berechnung geschweißter Brücken.
2. Es werden die bei dynamischen Versuchen mittels Pulsatormaschinen und Schwingbrücken vorkommenden Begriffe: Ursprungsfestigkeit $\sigma_U$, Wechselfestigkeit $\sigma_W$, Schwingungsweite $\sigma_w$ an der Hand der Linie der Dauerfestigkeiten erläutert. Diese Linie kann mit ausrei-

chender Genauigkeit als eine Gerade angenommen werden, die unter dem $\sphericalangle \alpha \leqq 45^0$ gegen die Abszissenachse geneigt ist. Der $\sphericalangle \alpha$ kann aus den Versuchen für die verschiedenen Schweißnahtarten bestimmt werden. Mit Hilfe dieses Winkels läßt sich dann die Wechselfestigkeit aus der Formel.

$$\sigma_W = \frac{\sigma_{Uz}}{1 + \operatorname{tg} \alpha} \quad \text{ableiten.} \tag{8}$$

3. Mittels der Wöhlerlinie lassen sich die verschiedenen Versuchsergebnisse auf eine einheitliche Lastwechselzahl $n = 2 \cdot 10^6$ beziehen.
4. In den Tafeln 2 und 3 sind die aus den Versuchen abgeleiteten Dauerfestigkeitswerte für die wichtigsten Schweißnahtverbindungen zusammengestellt.
5. Unter Punkt 8 sind die hauptsächlichsten Ergebnisse der Kuratoriumsversuche zusammengefaßt. Es hat sich unter anderem gezeigt,
   a) daß Schweißverbindungen, die rein statisch geprüft gute Ergebnisse ihrer Festigkeit lieferten, bei Dauerbeanspruchungen schlechte Ergebnisse ergeben konnten. Daher Trennung von Hoch- und Brückenbau;
   b) daß Stumpfnähte wegen ihres natürlichen Kraftflusses wesentlich besser abgeschnitten haben, als Kehlnähte;
   c) daß der Mutterwerkstoff in der Übergangszone nicht höher beansprucht werden darf als die Schweißnaht selbst;
   d) daß bei Kehlnähten die Form der Naht wichtiger ist, als der Zusatzwerkstoff der Schweißnaht. (Volle Kehlnähte sind bei Brücken weniger gut als leichte Kehlnähte mit allmählichem Übergang von der Schweißraupe zum Blech);
   e) daß an Stellen, an denen Stirnkehlnähte angeordnet sind, oder da, wo Flankenkehlnähte beginnen oder endigen, die zulässige Spannung der Bauteile selbst erheblich herabgemindert werden muß auf

$$\sigma = \alpha \cdot \sigma_{zul}, \tag{26}$$

   wo $\alpha$ ein vom Verhältnis $\frac{\min M}{\max M}$ abhängiger Wert ist (Tafel 4, z. B. $\alpha = 0{,}60$) und $\sigma_{zul}$ die für ungestoßen durchgehende Bauteile zulässige Spannung ist (z. B. 1400 kg/cm² bei St 37);
   f) daß ein wesentlicher Unterschied in den Dauerfestigkeiten von geschweißten Bauteilen aus St 37 und St 52 nicht gefunden wurde;
   g) daß durchgehende Kehlnähte z. B. zum Anschluß der Gurtung an die Stegbleche ebenso hohe Ursprungsfestigkeiten $\sigma_{Uz}$ hatten, wie längs beanspruchte Stumpfnähte ($\sigma_{Uz} = 18$ kg/mm²).
5. $\gamma$-Verfahren.

Für die Querschnittsbemessung muß die gedachte Spannung

$$\sigma = \gamma \cdot \frac{\max M}{W} \leqq \sigma_{zul} \tag{14}$$

(z. B. 1400 kg/cm² bei St 37) nachgewiesen werden. Darin ist

$$\gamma = a + b \cdot \frac{\min M}{\max M} \geqq 1 \tag{17}$$

derjenige Beiwert, mit dem das größte Biegemoment $\max M$ verviel-

facht werden muß, damit der Träger berechnet werden kann, wie ein nur statisch beanspruchter mit dem größten Biegemoment max $M$. Die Werte $a$ und $b$ werden aus den Ursprungsfestigkeiten bester Stumpfnahtverbindungen abgeleitet. Es ergab sich

$$\gamma = 1{,}0 - 0{,}4 \cdot \frac{\min M}{\max M} \quad \text{bei geschweißten Brücken aus St 37} \tag{23}$$

$$\gamma = 1{,}235 - 0{,}865 \cdot \frac{\min M}{\max M} \quad \text{„ „ „ „ St 52 (starker Verkehr)} \tag{24}$$

$$\gamma = 1{,}167 - 0{,}743 \cdot \frac{\min M}{\max M} \quad \text{„ „ „ „ St 52 (schwacher Verkehr)} \tag{25}$$

Die $\gamma$-Werte sind bei geschweißten Brücken aus St 37 nicht wesentlich verschieden von denjenigen genieteter Brücken. Die $\gamma$-Werte wurden so bestimmt, daß im Druckgurt die zulässige Spannung

$$\sigma = \alpha \cdot \sigma_{zul}, \quad \text{mit} \quad \alpha = 1, \quad \sigma = \sigma_{zul}$$

werden kann. Im ganzen schwellenden Bereich ist bei Brücken aus St 37 $\gamma = 1$ (min $M$ und max $M$ haben dort dasselbe Vorzeichen).

6. In vielen Fällen muß, wie z. B. in dem unter 5. e) erwähnten Fall, die zulässige Spannung auf

$$\sigma = \alpha \cdot \sigma_{zul} \tag{26}$$

herabgemindert werden. Die Beiwerte $\alpha$ sind aus den Versuchsergebnissen abgeleitet und für die verschiedenen Fälle in Tafel 4 zusammengestellt.

7. Unter Punkt 13 ist die sich aus den Versuchen ergebende bauliche Durchbildung erläutert. Dabei ist als wichtigstes Ergebnis zu verzeichnen, daß jetzt sogar auf Zug beanspruchte Gurtplatten ohne jede Laschendeckung stumpf gestoßen werden dürfen, wenn die zulässige Spannung auf

$$\sigma = \alpha \cdot \sigma_{zul}$$

herabgesetzt wird, wo bei St 37 $\alpha = 0{,}8$ ist. Die Spannung darf also bei besten unter 45° angeordneten Stumpfnähten bei Brücken aus St 37 höchstens

$$\sigma = 0{,}8 \cdot 1400 = 1120 \text{ kg/cm}^2 \text{ sein.}$$

8. Unter Pkt. 14 ist auf die Schrumpfspannungen eingegangen, die auftreten, wenn bei der Abkühlung der Schweiße die Bauteile der Zusammenziehung nicht frei folgen können. Diese Spannungen können bis an die Fließ- oder Quetschgrenze heranreichen; sie werden aber bei der 1. Belastung infolge plastischer Verformung der Schweißnähte und der sich anschließenden Bauteile fast völlig abgebaut, vorausgesetzt, daß die Schweiße aus genügend bildsamem Werkstoff besteht.

9. Unter Pkt. 15 sind die Anforderungen besprochen, die an die fertigen Schweißen bei Brücken gestellt werden müssen. Hervorzuheben ist,
   a) daß die fertige Schweiße in ihren Festigkeitseigenschaften und ihrer chemischen Zusammensetzung sich möglichst dem zu verschweißenden Mutterwerkstoff angleichen soll;
   b) daß bei der Zulassung bestimmter Schweißdrahtsorten Dauerfestigkeitsversuche und Kerbschlagversuche verlangt werden müssen.

Die neuen Vorschriften für geschweißte, vollwandige Eisenbahnbrücken bilden einen bemerkenswerten Markstein im Brückenbau.

## Résumé.


1. L'article montre tout d'abord les méthodes de calcul utilisées dès 1931 avec la publication de la 1ère formule DIN 4100 concernant les constructions soudées en Allemagne. Etant donné que cette formule ne se base que sur des essais statiques on a procédé à des essais dynamiques qui ont coûté 50 000 marks. La mise en valeur de ces essais a conduit à établir une méthode de calcul entièrement nouvelle pour les ponts soudés.
2. La résistance aux efforts répétés non alternés $\sigma_U$, la résistance aux efforts alternés $\sigma_W$, l'amplitude $\sigma_w$ entrant en ligne de compte lors d'essais dynamiques au moyen de pulsateurs et d'alternateurs sont expliqués à l'aide de la ligne de résistance à la fatigue. Cette ligne peut être remplacée avec une approximation suffisante par une droite inclinée d'un angle $\alpha \leqq 45^0$ par rapport à l'axe des abscisses. Cet angle $\alpha$ peut être déterminé à l'aide d'essais sur les différentes sortes de cordons de soudure. Cet angle permet également de déterminer la résistance aux efforts répétés par la formule

$$\sigma_W = \frac{\sigma_{Uz}}{1 + \operatorname{tg} \alpha} \tag{8}$$

3. La ligne de Wöhler permet de rapporter les résultats des différents essais à un nombre de charges alternées uniforme $n = 2 \cdot 10^6$.
4. Les tableaux 2 et 3 contiennent les valeurs de résistance à la fatigue résultant des essais pour les principales attaches par cordons de soudure.
5. Le point 8 contient les principaux résultats obtenus. On a constaté que:
   a) des joints soudés pour lesquels les essais statiques ont donné de bons résultats de résistance ont par contre pu donner de mauvais résultats aux essais de fatigue. Il est donc nécessaire d'envisager séparement le bâtiment et les constructions de ponts;
   b) les soudures bout à bout ont donné des résultats sensiblement meilleurs que les cordons de soudures d'angle en suite de leur meilleurs lignes de force;
   c) la pièce dans la zone de transition ne doit pas être sollicitée davantage que le cordon de soudure;
   d) dans les cordons d'angle la forme du cordon est plus importante que le métal d'apport du cordon (les cordons d'angles pleins sont moins favorables dans les ponts que les cordons d'angles légers avec raccord adouci avec la tôle);
   e) dans les endroits où sont prévus des cordons frontaux, ou là où commencent et finissent les cordons d'angles latéraux, les tensions admissibles des pièces de construction doivent être sensiblement réduites à

$$\sigma = \alpha \cdot \sigma_{zul}. \tag{26}$$

   où $\alpha$ représente une valeur dépendant du rapport $\frac{\min M}{\max M}$ (Tableau 4

par ex. $\alpha = 0{,}60$) et $\sigma_{zul}$ la sollicitation admissible pour les pièces continues sans joint (par ex. 1400 kg/cm² pour l'acier St 37);

f) on n'a pas trouvé une différence importante entre les résistances à la fatigue de pièces de construction soudées en acier St 37 et St 52;

g) des cordons d'angle continus par ex. pour l'attache des semelles à l'âme présente des résistances aux efforts répétés non alternés $\sigma_{Uz}$ aussi grandes que pour les cordons frontaux sollicités en long ($\sigma_{Uz} = 18$ kg/mm²).

5. Procédé $\gamma$.

On doit faire la preuve de la sollicitation admise

$$\sigma = \gamma \cdot \frac{\max M}{W} \leqq \sigma_{zul} \qquad (14)$$

pour le dimensionnement de la section (par ex. 1400 kg/cm² pour acier St 37)

$$\gamma = a + b \cdot \frac{\min M}{\max M} \geqq 1 \qquad (17)$$

est donc le coefficient avec lequel il faut multiplier le plus grand moment $\max M$ afin de pouvoir calculer la poutre comme sollicitée uniquement par des forces statiques avec un moment de flexion $\max M$. Les valeurs a et b sont dérivées des résistances à la fatigue pour des joints avec cordons frontaux les meilleurs. On obtient:

$\gamma = 1.0 - 0{,}4 \cdot \frac{\min M}{\max M}$ pour des ponts soudés avec acier St 37 (23)

$\gamma = 1{,}235 - 0{,}865 \cdot \frac{\min M}{\max M}$ „ „ „ „ „ „ St 52 (circulation intense) (24)

$\gamma = 1{,}167 - 0{,}743 \cdot \frac{\min M}{\max M}$ „ „ „ „ „ „ St 52 (circulation faible) (25)

Les valeurs $\gamma$ pour les ponts soudés en acier St 37 diffèrent peu de celles obtenues pour des ponts rivés. Les valeurs de $\gamma$ ont été déterminées de façon à ce que dans la membrure comprimée la sollicitation admissible puisse être de:

$$\sigma = \alpha \cdot \sigma_{zul} \quad \text{ou pour} \quad \alpha = 1, \quad \sigma = \sigma_{zul}$$

Dans toute la zone des charges oscillantes on a, pour les ponts en acier St 37, $\gamma = 1$ ($\max M$ et $\min M$ ont le même signe).

6. Dans beaucoup de cas on doit réduire la sollicitation admissible comme par ex. pour le cas cité sous 5. e) à $\sigma = \alpha \cdot \sigma_{zul}$. Les coefficients $\alpha$ sont déduits des essais et sont contenus dans le tableau 4.

7. Le point 13 indique les dispositions constructives résultant des essais. Le résultat le plus important est que maintenant même pour des semelles travaillant à la traction on peut les souder bout à bout sans couvre joint quelconque en réduisant la sollicitation admissible à

$$\sigma = \alpha \cdot \sigma_{zul}$$

ou $\alpha = 0{,}8$ pour l'acier St 37. Les sollicitations ne doivent donc pas dépasser la valeur.

$$\sigma = 0{,}8 \cdot 1400 = 1120 \text{ kg/cm}^2$$

dans les ponts en acier St 37 et pour les meilleurs cordons frontaux disposés sous un angle de 45°.

8. Le point 14 traite les tensions de retrait qui se produisent quand lors du refroidissement du cordon les parties soudées ne peuvent pas se contracter librement. Ces sollicitations peuvent atteindre jusqu'à la limite d'écoulement ou d'écrasement; elles sont par contre presque complètement annullées lors de la première mise en charge ensuite d'une déformation plastique des cordons de soudure et des parties assemblées, à condition que le métal d'apport de la soudure soit suffisamment déformable.
9. Le point 15 traite les exigences posées aux soudures des ponts après exécution. Il faut relever:
   a) que la soudure terminée doit être aussi semblable que possible aux pièces de construction soudées au point de vue des propriétés de résistance et de leur composition chimique;
   b) qu'il faut exiger des essais à la fatigue et de résilience pour l'admission de certaines sortes de baguettes de soudure.

Les nouvelles ordonnances pour les ponts de chemin de fer en poutre à âme pleine soudés représentent une étape importante dans la construction des ponts.

## Summary.


1. It first is shown how one has computed in Germany since 1931 with the appearance of the I. Standards On Welded Structures — DIN 4100. As those Standards were based on static tests alone impact-experiments or dynamic tests were carried out with an expenditure of RM 50 000. The evaluations of the latter led up to an entirely new method of calculating welded bridges.
2. The following terms in connection with dynamic tests by means of pulsators and swing-bridges are defined: surgeload strength (resistance to repeated not alternating stresses) $\sigma_U$; surge-load strength of alternations $\sigma_W$, and amplitude $\sigma_w$ by means of the Line of Fatigue Strengths. This line with sufficient accuracy may be assumed to run straight and inclined at an angle $\alpha \leqq 45^0$ toward the axis of abscissae. The angles $\alpha$ can be ascertained from the tests for the different types of weld-seams. By aid of this angle the surge-load strength of repeated alternations then can be determined from the formula:

$$\sigma_W = \frac{\sigma_{Uz}}{1 + \operatorname{tg} \alpha} \tag{8}$$

3. By means of the "Wöhler-Line" the various test-results can be referred to a uniform number of load-reversals $n = 2 \cdot 10^6$.
4. Tables 2 and 3 contain values of fatigue-strength for the most important welded designs.
5. Under point 8 the most important results of the tests have been combined. One has found:
   a) that welded connections, which when tested in a purely static way have shown good strengths, may give bad results when subjected to fatigue-stresses. Thus we arranged for a separation of the design for plants and structures from that for bridges;

b) that butt-welds, due to their natural flux of forces, have shown substantially better results than fillets;
c) that the base-material in the zone of transition may not be stressed higher than the weld itself;
d) that with fillets the shape of the weld is more important than the added weld-material (full fillets in bridges are not as good as light fillets with smooth transition);
e) that in places with head-fillets — or in places where lateral fillets start or end — the permissible stresses for the structural elements themselves are substantially decreased to

$$\sigma = \alpha \cdot \sigma_{zul} \tag{26}$$

where $\alpha$ is a value depending on the ratio $\frac{\min M}{\max M}$ (in table 4, a. e., $\alpha = 0{,}60$) and $\sigma_{zul}$ is the permissible stress for throughgoing structural elements (a. e. 1400 kg/cm² with St 37);
f) that an essential difference in fatigue strength has not been ascertained with welded elements of St 37 and St 52;
g) that throughgoing fillets, a. e. for connecting chords or flanges to gusset-plates, had surge-load strengths $\sigma_{Uz}$ as high as longitudinally stressed butt-welds $\sigma_{Uz} = 18$ kg/mm²).

5. $\gamma$-Method.
For dimensioning cross-sections the stress

$$\sigma = \gamma \cdot \frac{\max M}{W} \leqq \sigma_{zul} \tag{14}$$

must be ascertained (a. e. 1400 kg/cm² with St 37), where

$$\gamma = a + b \cdot \frac{\min M}{\max M} \geqq 1 \tag{17}$$

is that coefficient with which the max. bending moment $\max M$ must be multiplied so that the girder can be figured as a girder but statically stressed with a max. bending moment $\max M$. The values a and b are deducted from the resistance to repeated non-alternating stresses of the best type of butt-welds. One has found:

$$\gamma = 1.0 - 0.4 \cdot \frac{\min M}{\max M} \quad \text{with welded bridges of St 37} \tag{23}$$

$$\gamma = 1.235 - 0.865 \cdot \frac{\min M}{\max M} \quad \text{„ „ „ „ St 52 (light traffic)} \tag{24}$$

$$\gamma = 1.167 - 0.743 \cdot \frac{\min M}{\max M} \quad \text{„ „ „ „ St 52 (heavy traffic)} \tag{25}$$

The $\gamma$-values with welded bridges of St 37 are not essentially different from those of riveted bridges. The $\gamma$-values were determined in such a way that the permissible stress in the pressure-chord may become

$$\sigma = \alpha \cdot \sigma_{zul}, \quad \text{with} \quad \alpha = 1, \quad \sigma = \sigma_{zul}.$$

In the entire zone of surges with bridges of St 37 ($\min M$ and $\max M$ there have the same sign).

6. In many cases, a. e. in case mentioned under 5 e), the permissible stress must be reduced to

$$\sigma = \alpha \cdot \sigma_{zul} \tag{26}$$

The coefficients $\alpha$ are deducted from test-results and combined in table 4 for the different cases.

7. Under point 13 is illustrated the structural design resulting from the tests. The most important result is that now even flange-plates subject to tension may be butt-welded without any cover provided the permissible stress is reduced to

$$\sigma = \alpha \cdot \sigma_{zul}, \text{ where}$$

with St 37 $\sigma = 0{,}8$. The stress then with best butt-welds arranged on 45° with bridges of steel St 37 maximally may amount to

$$\sigma = 0{,}8 \cdot 1400 = 1120 \text{ kg/cm}^2.$$

8. Point 14 is dealing with shrinkage-stresses occurring with welds cooling off and the structural elements not being free to follow the contraction. These stresses may reach up to the limits of creep or crush; they are, however, reduced to practically zero with the first loading due to plastic deformation of the weld-seams and of adjoining structural elements, provided that the weld consist of a sufficiently ductile material.
9. Point 15 is dealing with the requirements which must be met for finished welds in bridges. It must be emphasized:
   a) that the finished weld in its properties of strength and its chemical composition shall be identical as far as possible to the base-material to be welded;
   b) that with the admission of certain welding rods one must require fatigue strength- and notch beding tests.

The new specifications for welded plate-girder bridges form a mile stone in the art of bridge building.