

DER STAHLBAU

Schriftleitung:

Dr.-Ing. A. Hertwig, Geh. Regierungsrat, Professor an der Technischen Hochschule Berlin, Berlin-Charlottenburg 2, Technische Hochschule
Fernsprecher: C 1 Steinplatz 0011
Professor W. Rein, Breslau, Technische Hochschule. — Fernsprecher: Breslau 421 61

Beilage
zur Zeitschrift

DIE BAUTECHNIK

Fachschrift für das ge-
samte Bauingenieurwesen

Preis des Jahrganges 10 RM und Postgeld

6. Jahrgang

BERLIN, 31. März 1933

Heft 7

Ermittlung des Einflusses ungleichförmiger Spannungen und Querschnitte auf die Streckgrenze.

Alle Rechte vorbehalten.

Von W. Kuntze.¹⁾

(Mitteilung aus dem Staatlichen Materialprüfungsamt Berlin-Dahlem.)

Eine ungleichmäßige Spannungsverteilung bewirkt einerseits die vorzeitige Überwindung des Materialwiderstandes an der Spannungsspitze. Andererseits hat die Erfahrung gelehrt, daß der Eintritt der plastischen Verformung an der Spannungsspitze von den benachbarten und weniger beanspruchten Werkstoffteilen behindert wird, wodurch der Widerstand an der Spannungsspitze scheinbar steigt. Es folgt daraus die Erkenntnis, daß der Eintritt der Plastizität an der Spannungsspitze nicht an die Überwindung der am Zugstab ermittelten Streckgrenze, sondern an einen höheren Spannungswert gebunden ist. Oder man könnte auch sagen, daß die elastische Spannungsspitze sich für den Eintritt der Plastizität nicht in ihrer vollen Höhe auswirkt, wobei aber nicht etwa an den Spannungsausgleich infolge der Plastizität gedacht ist.

Für die praktische Auswertung dieser Tatsache in der Konstruktionslehre ist es wichtig, das Maß dieser scheinbaren Widerstandserhöhung oder dieser Herabminderung der Spitzenwirkung zahlenmäßig zu kennen und zu wissen, ob dieses Maß eine besondere Werkstoffprüfzahl erforderlich macht oder etwa unter Zugrundelegung der Streckgrenze am Zugstabe errechnet werden könnte.

Bisher huldigte man der Anschauung, daß diese Festigkeitserhöhung eine besondere Angelegenheit der Werkstoffprüfung ist; denn Begriffe wie „Biegefestigkeit“, „Verdrehfestigkeit“ verdanken ihr Bestehen dem mit ihnen verbundenen ungleichmäßigen Spannungsfeld. Mit den folgenden Beispielen soll aber gezeigt werden, daß die veränderliche Festigkeit bei ungleichmäßiger Spannungsverteilung rechnerisch auf die Streckgrenzenkennziffer zurückgeführt werden kann.

A. Einachsiger Spannungszustand.

1. Gleichmäßige Querschnittsform (Rechteck).

1. Reine Biegung.

Gehen wir von der geläufigen Annahme aus, daß die weniger beanspruchten Zonen den Fließbeginn verzögern helfen, so wird man zweckmäßig versuchen, die Fließbedingung durch eine aus dem ungleichförmigen Spannungsfeld zu ermittelnde mittlere Anspannung, die gleich der Streckgrenze des Zugstabes ist, auszudrücken. Damit ist die Frage aufgeworfen, ob es ein geometrisches Gesetz gibt, das die wirkliche mittlere Anspannung regelt, nach dem sich also diejenigen Stellen eines gegebenen Querschnitts berechnen lassen, die beim Fließbeginn entsprechend der Streckgrenze beim Zugversuch gespannt sind.

Wir setzen zunächst versuchsweise die Fließbedingung so an, daß in der Zugzone der Anteil der Spannungen, welcher die Streckgrenze übersteigt (an der Außenzone), das Gleichgewicht halten muß demjenigen Anteil, der unter der Streckgrenze bleibt, und erhalten nach Abb. 1

$$(1) \quad b \int_0^{x_M} \sigma \cdot dx = b \int_{x_M}^a \sigma \cdot dx = \frac{1}{2} \cdot b \int_0^a \sigma \cdot dx.$$

¹⁾ Die graphische Auswertung wurde von Herrn F. Roennburg im Rahmen des Freiwilligen Arbeitsdienstes durchgeführt.

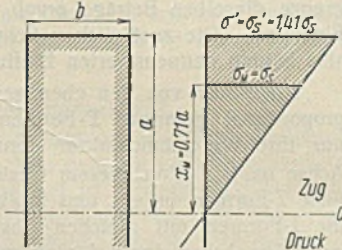


Abb. 1. Biegung bei rechteckigem Querschnittsprofil.

Beim Fließbeginn ist das Widerstandsmittel σ_M gleich der Streckgrenze des Zugstabes σ_S .

Die Breite b bleibt beim rechteckigen Querschnitt mit veränderlichem x konstant. Bei dem dreieckigen Spannungsfeld folgt daraus, daß $x_M = a/\sqrt{2} = 0,71 a$ oder $\sigma'_S/\sigma_S = \sqrt{2} = 1,41$ ist oder die Erhöhung des Widerstandes an der Spannungsspitze 41% der Streckgrenze beträgt. Nach neueren Biegeversuchen von Thum und Wunderlich²⁾ beträgt beim quadratischen Querschnitt die Erhöhung der Streckgrenze 36 bis 45%, also im Mittel 40,5%. Die Übereinstimmung der Versuchswerte mit obigem Ansatz ist mithin gut.

2. Zug am gelochten Flachstab (Bolzenverbindung).

Das vorliegende, an einem großen Modell versuchsmäßig sehr genau durchgeführte Beispiel (Abb. 2) wurde

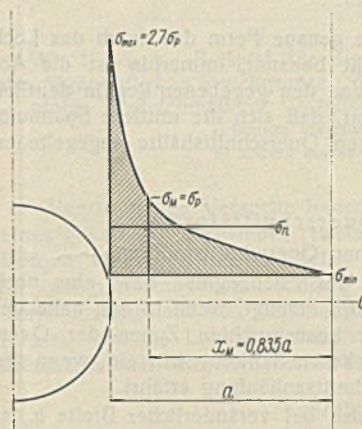


Abb. 2. Zug am gelochten Flachstab (Bolzenverbindung).

An der Proportionalitätsgrenze ist das Widerstandsmittel σ_M gleich der P -Grenze des Zugstabes σ_P .

$$(2) \quad b \int_0^{x_M} (\sigma - \sigma_{min}) dx = \frac{1}{2} \cdot b \int_0^a (\sigma - \sigma_{min}) dx.$$

Das Endergebnis wurde durch Planimetrierung des schraffierten Spannungsfeldes ermittelt. Geringe radial gerichtete Spannungen im Blechquerschnitt konnten hierbei als belanglos angesehen werden. Am Lochrand unter der Spannungsspitze bestand, wie Bierett durch eingehende Messungen nachweisen konnte, ein vollkommen linearer Spannungszustand.

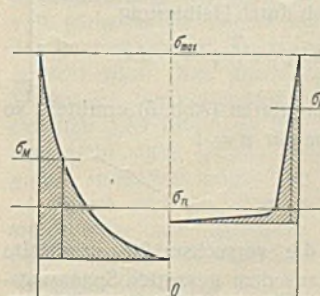


Abb. 3. Die Größe des Widerstandsmittels σ_M im Vergleich zur Nennspannung σ_n bei verschiedener Form des Spannungsfeldes.

entnommen, welcher eine Erhöhung der Proportionalitätsgrenze an der Spannungsspitze um das 2,7-fache der P -Grenze des glatten Stabes fand. Die Teilung des Spannungsfeldes nach obigem Gesichtspunkt ergab für die Spannung an der Teilungsstelle $\sigma_M = \sigma_{max}/2,7$, also genaue Übereinstimmung mit dem Experiment⁴⁾. In diesem Fall ist sinngemäß lediglich das Spannungsfeld oberhalb σ_{min} zur Halbierung herangezogen, weil das darunterliegende restliche Spannungsfeld rechteckiger Form für eine Erhöhung wirkungslos bleiben sollte. Die Bedingung lautet hier also, weil die kleinste Spannung größer als Null ist:

Aus diesem Beispiel ist zu ersehen, daß nicht, wie man neuerdings

²⁾ A. Thum und F. Wunderlich: Forschung Bd. 3 (1932), S. 261 bis 270.

³⁾ G. Bierett: Mitt. d. deutschen Mat.-Prüf.-Anst., Sonderheft XV (1931).

⁴⁾ O. Eiselin stellte außer einer Erhöhung der P -Grenze an der Spannungsspitze auch eine Erniedrigung der P -Grenze im Spannungstal durch Versuche fest (Bauing., Bd. 5, 1924, S. 247).

häufig annimmt, der Wert σ_{max}/σ_n ein Maßstab für die Gefahr ist, sondern nur noch σ_M/σ_n . Weiterhin wird aus Abb. 3 deutlich, daß bei gleichem σ_{max}/σ_n das rechts skizzierte Spannungsfeld ungünstiger ist, da σ_M/σ_n größer ausfällt, eine Annahme, die sich in der Praxis bestätigt findet.

3. Biegung mit gelochtem Vierkantstab.

In senkrechter Richtung bleibt die rechteckige Querschnittsform trotz der Bohrung gewahrt (Abb. 4). Es kann daher aus dem dreieckigen Spannungsfeld die Erhöhung zu 41% in Ansatz gebracht werden. Würde die Bohrung keinen Einfluß haben, so wäre bei einer Streckgrenze des Werkstoffes von $\sigma_S = 23,5 \text{ kg/mm}^2$ (nach Thum²⁾ für die Spannung an der Randzone der Wert $1,41 \cdot 23,5 = 33,1$ anzusetzen⁶⁾. Infolge der Bohrung entsteht in der Randzone wieder ein ungleichmäßiges Spannungsfeld, in welchem die errechnete Spannung der Randzone von 33,1 an der Stelle erscheint, in welcher entsprechend Beispiel 2 die unterschiedliche Spannungsfäche wiederum halbiert wird. Dies Spannungsfeld der Randzone erzielte dann eine versuchsmäßige mittlere Biegegrenze von $\sigma'_n = 29$, welcher bei $\sigma'_{max}/\sigma'_n = 2,2$ (nach Preuß) eine Maximalspannung von $\sigma'_{max} = 64 \text{ kg/mm}^2$ gegenübersteht. Infolge des Loches beträgt also hier die Erhöhung der wie üblich durch Rechnung gefundenen Biegegrenze nur $29/23,5 = 1,23 \sigma_S$, d. i. 23%, während aber die Maximalspannung am Lochrand eine Erhöhung von $64/23,5 = 2,76$, also 176% erlaubte, ehe das Fließen eintrat.

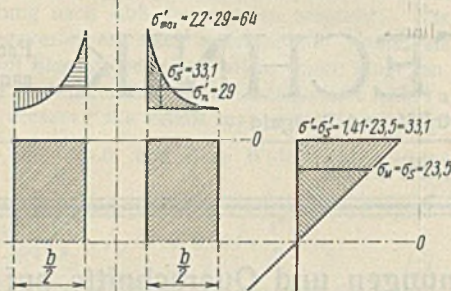


Abb. 4. Ermittlung der Biegestreckgrenze σ'_n eines gelochten Vierkantstabes aus der Streckgrenze σ_S des Zugstabes bei Stahl.

Bei diesem Beispiel war zwar die genaue Form des durch das Loch hervorgerufenen Spannungsfeldes nicht bekannt, immerhin ist die Abstufung der Spannungswerte entsprechend den gegebenen Regeln deutlich erkennbar. Es sei auch daran erinnert, daß sich die mittlere Spannung (Biegegrenze) σ'_n aus der in der linken Querschnittshälfte angegebenen Flächengleichheit ermittelt.

II. Ungleichmäßige Querschnittsformen.

1. Biegung mit verschiedenen Querschnittsprofilen.

Eine noch stärkere Verzögerung des Fließbeginns bzw. eine noch größere Erhöhung des Widerstandes wird erzeugt, wenn in den nahe der neutralen Faser liegenden, weniger beanspruchten Zonen der Querschnitt vergrößert wird, und die umgekehrte Wirkung tritt ein, wenn die meistbeanspruchte Zone eine Querschnittsanhäufung erfährt.

Für beliebige Querschnittsform, also bei veränderlicher Breite b , ist an Stelle der Gl. (1) anzusetzen

$$(3) \quad \int_0^{x_M} \sigma \cdot b \cdot dx = \frac{1}{2} \int_0^a \sigma \cdot b \cdot dx.$$

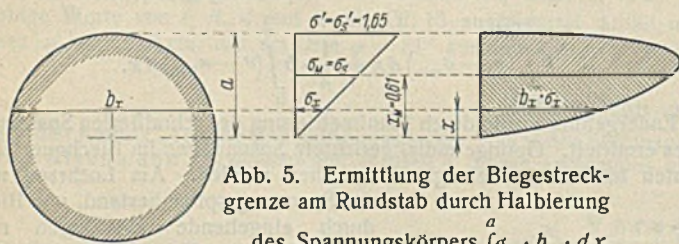


Abb. 5. Ermittlung der Biegestreckgrenze am Rundstab durch Halbierung des Spannungskörpers $\int_0^a \sigma_x \cdot b_x \cdot dx$.

Ist hieraus x_M durch Rechnung oder Planimetrieren (Abb. 5) ermittelt, so folgt für die Biegegrenze an der Außenseite für $a = 1$

$$(4) \quad \sigma'_S = \frac{\sigma_S}{x_M}.$$

⁵⁾ σ_n ist die Nennspannung, d. h. die versuchsmäßig ermittelte Spannung, welche das arithmetische Mittel aus dem gesamten Spannungsfeld bildet. Der Quotient σ_{max}/σ_n wird nach Thum „Formziffer“ genannt.

⁶⁾ Aus Parallelversuchen am gleichen Werkstoff nach Thum wurde die Biegegrenze an ungelochten quadratischen Stäben im Mittel zu 35,2 gegenüber obigem Rechnungswert von 33,1 gefunden. Solche Abweichungen sind bei den bekannten großen Streuungen der oberen Streckgrenze leicht möglich und dürften auf den Werdegang dieser Ableitung keinen Einfluß haben.

In Abb. 6 wurde, zwecks versuchsmäßiger Belegung der Gl. (3), x_M nach Gl. (4) aus den von Thum für verschiedene Querschnitte (I, O, \diamond) gefundenen Biegegrenzen ermittelt und in Abhängigkeit von den errechneten Abständen x_M aufgetragen.

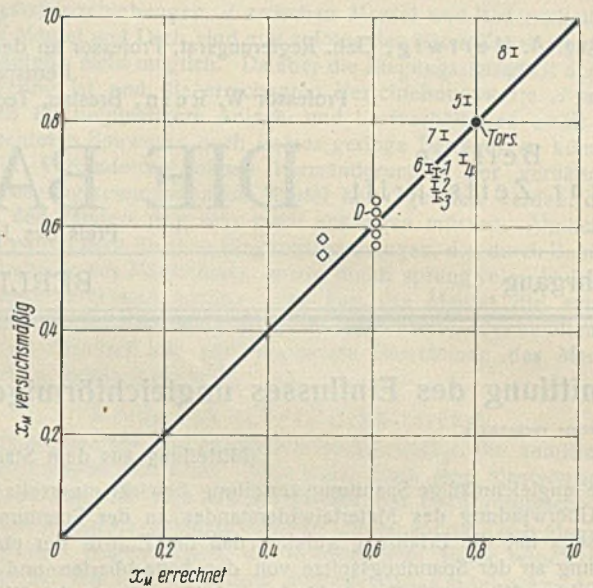


Abb. 6. Vergleichende Gegenüberstellung der versuchsmäßigen Zugstreckgrenze σ'_S und durch Rechnung gefundenen Werte x_M für den Abstand des Widerstandsmittels von der neutralen Achse bei verschiedenen Querschnittsprofilen (I, O, \diamond).

Die angeschriebenen Zahlen bezeichnen die Thumschen Versuche mit I-Profilen. Werkstoffe: D = Duralumin, im übrigen Stahl.

Der obige Ansatz findet sich mithin bestätigt, wenn auch Streuungen auftreten. Sie sind zum Teil auf die als sehr empfindlich bekannte obere Streckgrenze⁷⁾ beim vergleichenden Zugversuch zurückzuführen, mit deren Hilfe das versuchsmäßige x_M aus Gl. (4) ermittelt wurde. Bei

Trägern mit dünnen Stegen und weit überstehenden Flanschen liegen die Werte x_M etwas über der Geraden, d. h. die Biegegrenze ist hier verhältnismäßig zu gering. Dies liegt daran, daß die Flanschen das Bestreben haben, sich einwärts zu biegen (Abb. 7), wodurch an der Außenseite des Flansches eine zusätzliche ungleichmäßige Spannungsverteilung in der Querrichtung auftritt. Diese ist entsprechend dem Beispiel in Abb. 4 zu berücksichtigen. Es ergibt sich dann wieder ein noch höherer Spitzenwiderstand σ'_{max} , aber eine geringere mittlere Biegefestigkeit σ'_n . Dieser Einfluß ist mithin ebenfalls errechenbar.

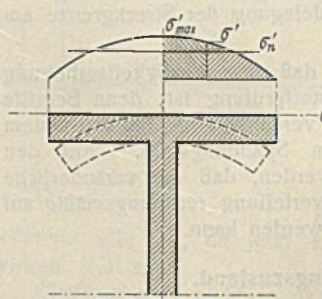


Abb. 7. Ungleichmäßige Spannungsverteilung in dünnen Flanschen von gebogenen I-Trägern.

Zu erwähnen ist noch, daß nach Thum im Falle der reinen Biegung (zwei gleiche, symmetrisch angeordnete Kräfte) die Erhöhung der Streckgrenze dieselben Beträge ergab wie bei einer in der Mitte angreifenden Einzellast. Die zusätzlichen Schubspannungen im letzteren Falle hatten also keinen nennenswerten Einfluß.

Abgesehen von den eben genannten Störungen können also sehr unproportional geformte I-Formen dieselbe Biegegrenze besitzen, wenn nur ihre Widerstandsmittel denselben Abstand x_M von der neutralen Achse haben. Von diesem Gesichtspunkt ausgehend, lassen sich sämtliche I-Formen in ein umschriebenes Quadrat einzeichnen (Abb. 8) und die I-Formen mit gleichen Abständen der Widerstandsmittel von der neutralen Achse durch Linien miteinander verbinden, wobei immer der innere Eckpunkt des Trägers auf der gezeichneten Linie liegen soll. Der Einfachheit halber ist nur der oberhalb der neutralen Achse und links der senkrechten Symmetrieachse liegende Quadrant gezeichnet und die halbe Trägerhöhe sowie die halbe Flanschbreite = 1 gesetzt worden.

In dieses Schema sind auch die Lagen der inneren Eckpunkte der Thumschen Versuchsformen 1 bis 8 eingetragen und die Form 8 der Anschauung halber ausgezeichnet worden.

⁷⁾ W. Kuntze und G. Sachs: Z. d. V d I Bd. 72 (1928), S. 1011 bis 1016; Mitt. d. deutschen Mat.-Prüf.-Anst., Sonderheft IX (1929), S. 82 bis 88.

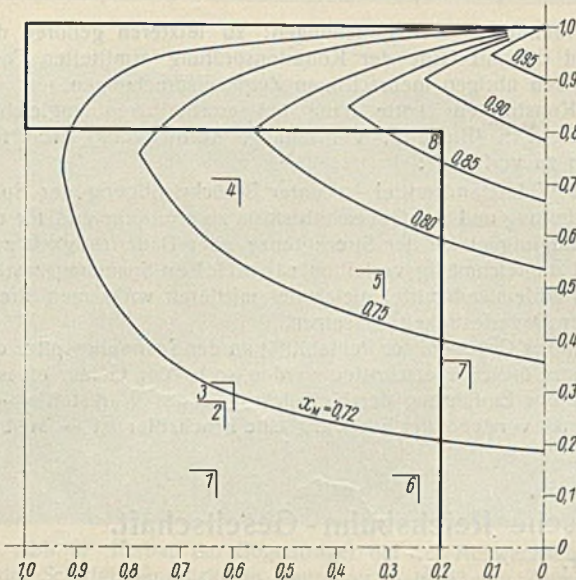


Abb. 8. Darstellung von I-Trägerformen in einem von den Symmetrieachsen eingeschlossenen Quadranten.

Die Kurven bilden die Verbindungslinien der Inneren Ecke von Trägern, die den gleichen, durch die angeschriebenen Zahlen gekennzeichneten Abstand des Widerstandsmittels x_M von der neutralen Achse haben. — Halbe Trägerhöhe und halbe Flanschbreite sind gleich 1 gesetzt. Die Zeichen 5) geben die Formen der von Thum untersuchten I-Träger mit Versuchsnummern an.

2. Verdrehung des Rundstabes.

Die Verdrehung ist nach gleichen Grundsätzen zu behandeln wie die Biegung, weil sie ebenfalls ein dreieckiges Spannungsfeld aufweist (Abb. 9):

$$\int_{r=0}^{r=x_M} \tau \cdot b \cdot dr = \frac{1}{2} \int_{r=0}^{r=a} \tau \cdot b \cdot dr,$$

mit $b \cdot dx = d \cdot F = 2r \cdot \pi \cdot dr$ und $\tau = \frac{\tau' \cdot r}{a}$ folgt

$$\int_{r=0}^{r=x_M} r^2 \cdot dr = \frac{1}{2} \int_{r=0}^{r=a} r^2 \cdot dr$$

$$\frac{x_M^3}{3} = \frac{1}{2} \cdot \frac{a^3}{3}$$

$$x_M = a \sqrt[3]{0,5} = 0,795.$$

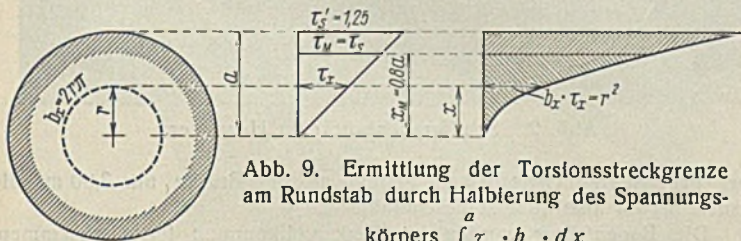


Abb. 9. Ermittlung der Torsionsstreckgrenze am Rundstab durch Halbierung des Spannungskörpers $\int_0^a \tau_x \cdot b_x \cdot dx$.

Trägt man über diesem Betrag in der Abb. 6 den aus der dreieckigen Spannungsverteilung sich ergebenden Versuchswert $x_M = \tau_S / \tau'_S$ auf, so paßt der Wert wieder sehr gut in die gefundene Gesetzmäßigkeit. Für $\tau_S = 16,6$, $\tau'_S = 20,8$ ist $x_M = 0,8$. Hierbei sind die Werte τ_S und τ'_S aus den Thumschen Versuchen entnommen worden, und zwar entspricht τ_S der Verdrehungsfestigkeit eines sehr dünnwandigen Rohres und τ'_S derjenigen des Vollstabes.

B. Mehrachsiger Spannungszustand.

Ist der Spannungszustand ein mehrachsiger und bleibt das Verhältnis der Querspannungen zur Längsspannung über dem ganzen Querschnitt das gleiche (ein Fall, der in der Praxis selten ist), so wird dadurch der Rechnungsgang an sich nicht geändert, es ist lediglich an Stelle der linearen Streckgrenze des Zugstabes die dem Spannungszustand zugehörige Streckgrenzenkennziffer, über welche die Kohäsionsprüfmethode⁹⁾ Aufschluß gibt, als Widerstandsmittel in das Spannungsfeld der Längsspannungen einzusetzen.

Kommt aber zu der ungleichmäßigen Verteilung der Längsspannungen und der Ungleichmäßigkeit des dem Spannungsfeld zugehörigen Querschnittes noch eine Ungleichmäßigkeit des mehrachsigen Zustandes hinzu, so wird der Widerstand an der Spannungsspitze auch von dieser Ungleichmäßigkeit zusätzlich beeinflusst.

Mehrachsige Zugspannungen behindern die Verformung. Tritt also der Fall ein, wie er in der Praxis häufig ist, daß im Inneren des Konstruktionsteiles ein dreiachsiger Spannungszustand, an der Randzone (Spannungsspitze) aber ein zweiachsiger oder gar nur einachsiger herrscht,

⁹⁾ W. Kuntze: Kohäsionsfestigkeit. Berlin 1932, Jul. Springer.

so wird außer dem bisher in Rechnung gezogenen Längsspannungsfeld und der Querschnittsform auch die bei wechselnder Querspannung unterschiedliche Festigkeit des Werkstoffes zu einer zusätzlichen Erhöhung der Streckgrenze an der Randzone bzw. Spannungsspitze beitragen.

Es ist also nicht angängig, selbst wenn an der Spannungsspitze nur einachsige Spannungen auftreten, die lineare Streckgrenze des Zugstabes in die Rechnung einzusetzen. Es ist der höhere räumliche Widerstand der inneren Zone mit zu berücksichtigen und daher bei größerer Annäherung an die wirkliche Tragfähigkeit der Konstruktion wiederum ein der ungleichmäßigen Verteilung der Festigkeit entsprechender Widerstandswert einzuführen.

Hierbei ist es am einfachsten, nach Abb. 10b die den wechselnden Spannungszuständen zugehörigen Streckgrenzenkennziffern — die in verhältnismäßig einfacher Weise mit der Kohäsionsprüfung zu ermitteln sind — aufzutragen und wie bisher durch Halbierung des Streckgrenzenfeldes das Streckgrenzenmittel festzustellen, welches alsdann an Stelle der linearen Streckgrenze als Widerstandsmittelwert in das Längsspannungsfeld einzusetzen ist.

In der Praxis wird man vorläufig bei räumlichen Spannungszuständen die Verteilung derselben meist nicht kennen, es hilft dann oft ein durch Querdehnungsmessung des gesamten Querschnitts gefundener mittlerer Spannungszustand⁸⁾ über die Schwierigkeiten hinweg. Wenn derselbe auch als arithmetisches Mittel zu werten ist und mit der hier erforderlichen Mittelbildung nicht genau übereinstimmt, so ist doch mit diesem Weg schon eine verhältnismäßig gute Annäherung gefunden, wobei die Abweichung von der Wirklichkeit nur nach der Richtung größerer Sicherheit hin erscheint, weil das arithmetische Mittel einen etwas kleineren Festigkeitswert ergibt (Abb. 10a).

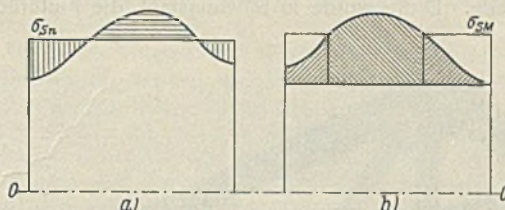


Abb. 10a u. b. Beispiel für die Mittelwertbildung aus dem Verlauf der veränderlichen Streckgrenzen des Werkstoffes über einem Querschnitt infolge ungleichmäßiger Verteilung mehrachsiger Spannungszustände.

a) Bildung des arithmetischen Mittels σ_{Sn} ,
b) Bildung des Streckgrenzenmittels σ_{SM} .

Vergleichende Versuche haben gezeigt, daß häufig die Streckgrenze eines gekerbten Flachstabes (zweiachsiger Zustand) annähernd gleich derjenigen eines in gleicher Weise gekerbten Rundstabes ist (dreiachsiger Spannungszustand). Die Erklärung ergibt sich daraus, daß beim Rundstab das Spannungsfeld ein ungünstigeres Widerstandsmittel ergibt (Abb. 3, rechts), aber die höhere Materialstreckgrenze im räumlichen Spannungszustand wieder ausgleichend wirkt.

Schlußbemerkung.

Die hier angewandten Gesetzmäßigkeiten sind an Werkstoffen mit ausgeprägter Streckgrenze, also vornehmlich an Stahl erläutert worden. Ist die Streckgrenze nicht ausgeprägt, so mögen die physikalischen Grundlagen ihre Gültigkeit beibehalten; ihre praktische Anwendung wird aber dadurch unmöglich, daß das unterschiedliche elastische Spannungsfeld infolge der Plastizität erheblich abgebaut ist und das Widerstandsmittel σ_M bei Zug annähernd mit der Nennspannung σ_n , bei Biegung mit der Spitzenspannung σ' zusammenfällt. Das bedeutet aber bei Biegebeanspruchung fast keine Erhöhung der Biegestreckgrenze und bei Zugbeanspruchung keine erhebliche Erniedrigung der mittleren Streckgrenze.

Für den endgültigen Trennungsbruch tritt das Widerstandsmittel nicht in Erscheinung, hier wird die jeweils auftretende Spannungsspitze örtlich voll wirksam, so daß es bei kerbempfindlichen Stoffen vorkommt, daß der Anbruch eintritt, bevor das Lastenmaximum oder gar die Streckgrenze erreicht wird. Aus dieser Erscheinung läßt sich die Kerbsicherheit der Werkstoffe versuchsmäßig herleiten⁹⁾. Die Dauerfestigkeit wäre hinsichtlich ihrer Erhöhung wie die Streckgrenze zu behandeln, nur läßt sie sich nicht ohne Gefahr überschreiten, was bei der statischen Streckgrenze immerhin möglich ist.

Wenn nun dargelegt wurde, daß Biegestreckgrenze und Verdrehstreckgrenze nur statistische Bedeutung besitzen und keine eindeutigen, physikalischen Werkstoffigenschaften sind, so ist die Ursache dieser Vorgänge immerhin die physikalische Verschiedenheit von Elastizität und Plastizität: Während es nämlich im Wesen elastischer Verformung liegt, daß jedes Materialteilchen infolge seiner Fähigkeit, das Volumen zu ändern, einen partikularen Dehnungswert annimmt und eben nur auf diese Weise ein unterschiedliches Spannungsfeld entstehen kann, ist eine

⁹⁾ Diese Begriffsbildung deckt sich nicht genau mit der Empfindlichkeitsziffer nach Thum (vgl. A. Thum und W. Buchmann: Dauerfestigkeit und Konstruktion. Berlin 1932, V. D. I.-Verlag), welche ein Ausdruck für den plastischen Abbau der Spannungsspitze ist.

Volumenveränderung mit der plastischen Verformung nicht verbunden, und die Verformung tritt daher kollektiv auf, d. h. eine Gleitfläche durchdringt ganze Körperteile.

Die Folgerung aus diesen Erscheinungen, die dank der systematischen Versuche von Thum und Wunderlich hier mit Mitteln der Rechnung und graphischen Darstellung veranschaulicht werden konnten, ist, daß es eine Biegestreckgrenze und Verdrehstreckgrenze als besondere Werkstoffkennziffer nicht gibt, und daß die Biegung auf reinen Zug und die Torsion auf reinen Schub auch in der Praxis ohne große Schwierigkeiten zurückgeführt werden kann.

Beim heutigen Stand der Festigkeitsforschung ist es nicht mehr notwendig, die Festigkeitsbegriffe nach der Art einer den praktischen Verhältnissen angelegenen Versuchsanordnung zu wählen; sie können in exakterer Weise nach dem Spannungszustand eingeteilt werden. Es gibt also eine Festigkeit bei linearer Beanspruchung, das sind die üblichen Festigkeitswerte des Zugstabes (Streckgrenze, Zugfestigkeit, Dauerfestigkeit)

und bei räumlichen Beanspruchungen; zu letzteren gehören der reine Schub und die mit Hilfe der Kohäsionsprüfung ermittelten Festigkeitswerte bei den übrigen mehrachsigen Zugbeanspruchungen.

Der Konstrukteur hätte dann bei ermittelbaren ungleichförmigen Spannungsfeldern (Biegung, Verdrehung, Kerbwirkung) nach folgenden Richtlinien zu verfahren:

1. Das Widerstandsmittel ist unter Berücksichtigung der Spannungsverteilung und der Querschnittsform zu ermitteln und für die Fließbedingung gleich der Streckgrenze oder Dauerfestigkeit zu setzen.
2. Bei ungleichmäßig verteilten räumlichen Spannungszuständen ist das Widerstandsmittel gleich der mittleren wirksamen Streckgrenze oder Dauerfestigkeit zu setzen.
3. Soll aus Gründen der Rentabilität an der Spannungsspitze die Fließgrenze örtlich überschritten werden, so ist der Gefahr eines Bruches mit der Einführung der Kerbsicherheit des Werkstoffes — welche gemäß vorstehender Erklärung eine Bruchziffer ist — zu begegnen.

Einige Brückenauswechslungen für die Deutsche Reichsbahn - Gesellschaft.

Alle Rechte vorbehalten.

Von Dipl.-Ing. O. Rüter.

1. Allerbrücke bei Schwarmstedt, Strecke Hannover—Soltau (RBD Hannover).

Die Strecke ist eingleisig, die Auswechslung der Überbauten mußte daher in einer Zugpause erfolgen. Neu herzustellen und einzubauen waren: vier gleiche eingleisige Überbauten der Flutbrücken von je rund 32 m Stützweite und die Flußbrücke mit drei Überbauten von je rund 40 m Stützweite. Diese wurde in Siliziumstahl, die Flutbrücken in St 37 ausgeführt.

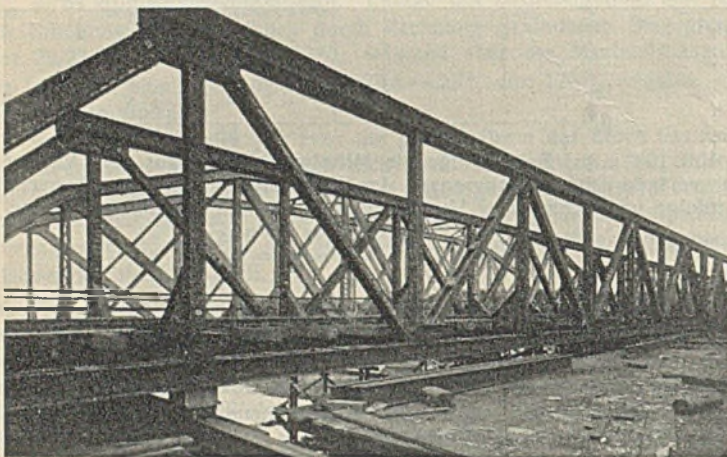


Abb. 1. Allerbrücke bei Schwarmstedt.

Die Auswechslung ging in bekannter Weise vor sich. Der neue Überbau wurde seitlich auf einem Gerüst fertig vernietet und mit dem neuen Oberbau versehen. In einer Zugpause wurden dann die alte und neue Brücke gekuppelt und gleichzeitig um rd. 5,20 m seitlich verschoben (Abb. 1). Die Einschlebung der Flutbrücken erfolgte in einer Nachtzugpause.

Bei der Strombrücke waren gleichzeitig drei alte und drei neue Überbauten im Gesamtgewicht von 725 t zu verschieben. Zur Verfügung stand eine Zugpause von rd. 4 Std. Das Verschieben erfolgte mittels einfacher Verschubwagen mit sechs einfachen Handkabelwinden. Die neue Brücke wurde nach der Einschlebung zunächst auf rd. 50 cm hohe Hartholz-Klotzlagern abgesetzt, da die Strecke um 86 cm gehoben werden sollte. Die Überbauten wurden zu dem Zwecke später allmählich mitgehoben und zum Schluß die eigentlichen Lager eingebaut.

Verschubzeiten:

- | | |
|---|---------|
| 1. Anheben der drei alten Überbauten um 0,50 m, Einbau der Verschubwagen und Kuppeln der alten und neuen Brücke | 40 min |
| 2. Gleichzeitiges Verfahren aller Überbauten um rd. 5,20 m | 30 min |
| 3. Anheben der neuen Überbauten, Ausbau der Verschubwagen | 20 min |
| 4. Einbau von zwölf Hartholz-Klotzlagern und Senken der neuen Brücken auf diese Lager | 30 min |
| Gesamte Einbaudauer also | 120 min |
| 5. Anschluß der Brücken an die Landgleise | |
| 6. Probelastung und Messungen zusammen rd. | 60 min, |

so daß bei Eintreffen des fahrplanmäßigen Zuges alle Arbeiten in Ruhe und mit Sorgfalt erledigt waren.

Das Verschieben erfolgte mit den einfachsten Hilfsmitteln, war aber so exakt vorbereitet, daß das Einfahren in einem Zuge ohne jegliche Unterbrechung in der kurzen Zeit von 30 min durchgeführt wurde.

Die Werklieferung der vier Flutbrücken und des mittleren Überbaues der Strombrücke erfolgte durch Hermann Rüter, Langenhagen, die der seitlichen Stromüberbauten durch W. Dieterich, Hannover. Die Gesamtmontage aller Überbauten, rd. 600 t, wurde von Hermann Rüter ausgeführt.

2. Brücken über die Straße „Am Schiffgraben“ zu Hannover (RBD Hannover).

Zu erneuern waren sechs Überbauten; wie Abb. 2 zeigt, sind die Hauptträger als vollwandige Zweigelenkbogen ausgebildet. Die Brücke liegt kurz vor der Einfahrt in den Hauptbahnhof Hannover, die einzelnen Betriebspausen waren bei dem lebhaften Zugverkehr nur sehr kurz.

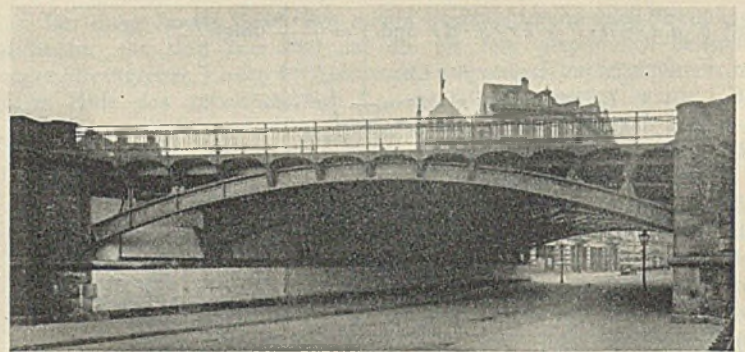


Abb. 2. Schiffgrabenbrücke in Hannover.

Der gegenseitige Gleisabstand beträgt an der Brücke nur 3,90 m, die Baustelle war also äußerst beschränkt.

Die Bogenträger wurden im Werk vollkommen fertig zusammengenietet und zur Baustelle verfahren. Mit zwei Schwenkmasten (Abb. 3) wurden die Träger eingeschwenkt und eingesetzt. Die Betriebspause für den Arbeitsvorgang betrug für die benachbarten Hauptgleise, von welchen das Einschwenken der Überbauten erfolgte, jeweils 20 min. Das An- und Abfahren des Brückenwagens vom und zum Abstellgleis Pferdeturm nahm rd. 10 min in Anspruch, so daß für das Anschlagen, Einschwenken und Einsetzen in die Lager rd. 10 min zur Verfügung standen, da die Last aus dem Kran vor Durchfahrt des nächsten Zuges heraus sein mußte. Der Ausbau der alten Brücken, deren Hauptträger, ebenfalls Zweigelenkbogen, zu schwach waren, ging in gleicher Weise vor sich. Die Ständmaste der Schwenkkrane standen auf dem Bürgersteig der Straße, hart am Widerlager. Eine Abspannung war nur durch Nackentaue in der Längsrichtung des gesperrten Gleises möglich. Die seitliche Standsicherheit wurde durch Streben im unteren Straßenbereich und durch einen ausgiebigen Ballast aus Rohstahlbarren erzielt.

Die Auswechslung der Überbauten im Gesamtgewicht von 280 t ging programmgemäß ohne jeden Unfall oder Betriebsstörung vor sich. Die Ausfuhrung der Werks- und Montagearbeiten erfolgte durch die Firma Hermann Rüter, Langenhagen b. Hannover.

3. Brücke über die Düsternstraße in Bremen, Strecke Bremen—Oldenburg (RBD Hannover).

Die vorhandenen beiden Brücken mit Fachwerkparabelträgern waren, weil überbeansprucht, durch neue zu ersetzen.

Das neue Bauwerk besteht aus zwei eingleisigen Überbauten. Die Hauptträger sind Blechträger von rd. 25 m Stützweite, die Fahrbahn ist mit Buckelblechbelag versehen. Die Baustelle war sehr beschränkt, auf den lebhaften Straßenbahn- und Fuhrverkehr war weitgehend Rücksicht zu nehmen.



Abb. 3. Einbau der Bogenträger bei der Auswechslung der Schiffgrabenbrücke in Hannover in je 20 min Zugpause.

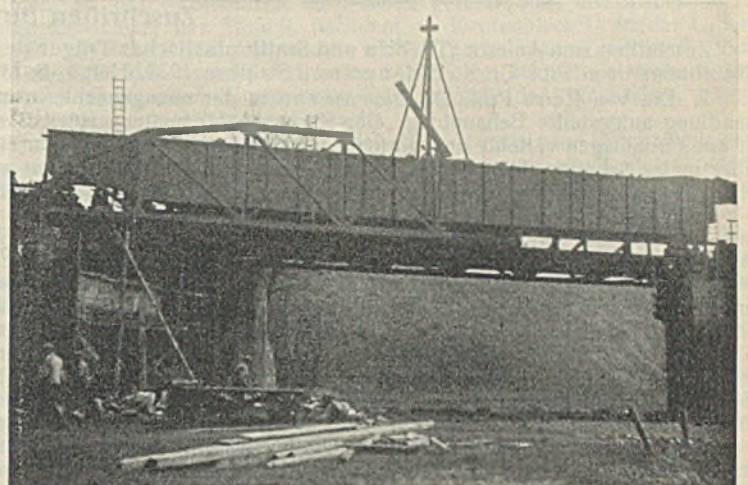


Abb. 5. Auswechslung der Brücke über die Innerste bei Hildesheim.

Für den Ausbau der alten und den Einbau der neuen Überbauten wurde jedesmal ein Gleis außer Betrieb gesetzt und der Aus- und Einbau von dem bleibenden Betriebsgleis in Zugpausen vorgenommen.

Dieser Aus- und Einbau der Brückenteile erfolgte mittels zweier beide Gleise überspannender Portalkrane, deren Stützen bis zur Straßenkante heruntergeführt werden mußten (Abb. 4). Die Hauptträger kamen vollständig vernietet zur Baustelle und wurden in einer Zugpause von 3 Std. während der Nacht eingebaut. In der gleichen Pause wurden die Fahrbahnteile auf die Rüstung abgesetzt und später eingebaut und vernietet. Diese Montage ging reibungslos und ohne Betriebsstörung vor sich.

neuer Überbau wurde eine Blechbalkenbrücke von $3 \times 25,4$ m Stützweite mit Schwellenlagerung auf den Hauptträgern ausgeführt.

Wie Abb. 5 zeigt, wurde der im Werk vollkommen fertig zusammengenietete Überbau auf die alte Brücke, die als Trogbücke breit genug war, gefahren, abgehoben und nach Entfernung der Wagen auf ein Schwellenlager abgesetzt. Dieses Schwellenlager war nach Entfernung der Fahrbahnträger und Windverbände der Endfelder auf den mittleren Teilen der Pfeilerköpfe aufgebaut. Sodann wurde die alte Brücke stückweise zerschnitten und während der Zugpausen nach dem Nachbargleis verladen. Dabei war der alte Überbau an mehreren Stellen an dem neuen abgehängt. Nach Abbruch der alten Brücke erfolgte die Absenkung der neuen Brücke auf die Lager. Durch diese Montage wurde ein Gerüsteinbau vermieden und dabei erheblich an Kosten und Bauzeit gespart.

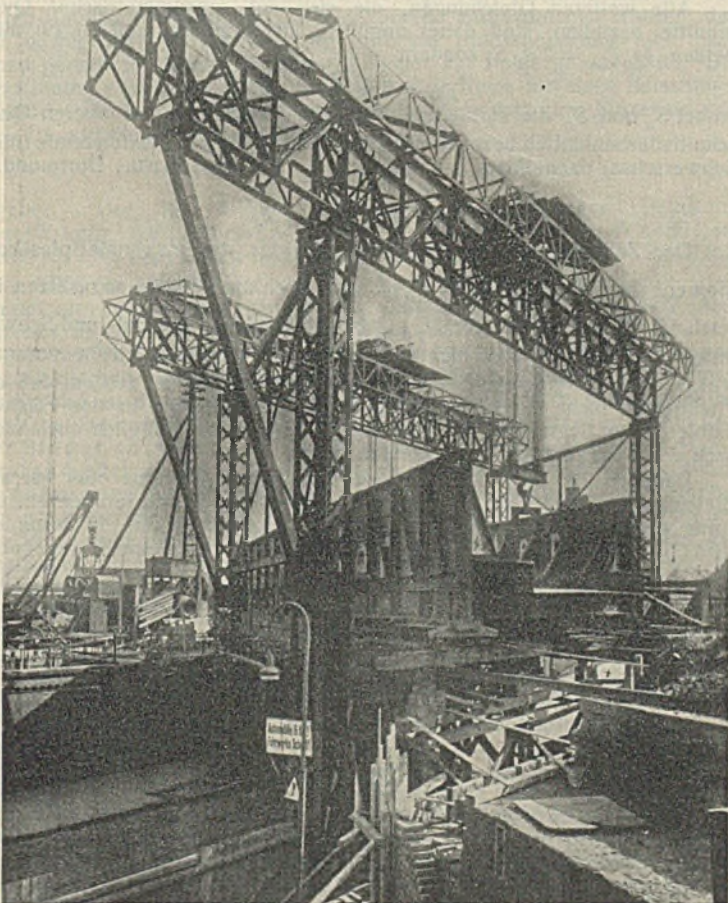


Abb. 4. Auswechslung der Brücke über die Düsterstraße in Bremen mittels zweier Portalkrane.

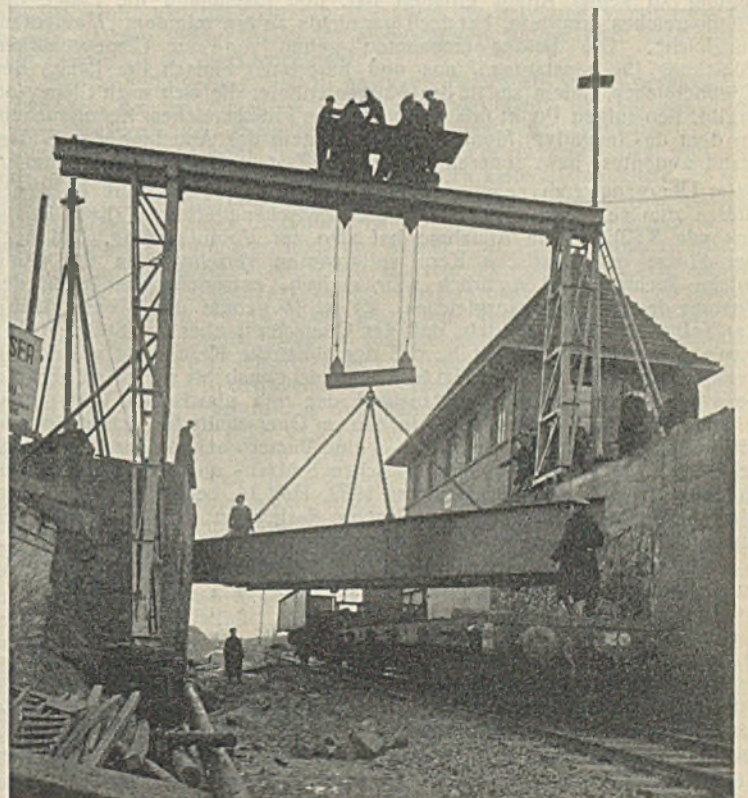


Abb. 6. Auswechslung des Kreuzungsbauwerkes Dalwitzhof.

Das Gesamtgewicht betrug 185 t in St 37. Die Werks- und Montageausführung geschah durch die Firma Hermann Rüter, Langenhagen b. Hannover.

4. Brücke über die Innerste bei Hildesheim, Strecke Hildesheim—Goslar (RBD Magdeburg).

Die Strecke ist zweigleisig. Ein vorhandener Überbau (Schwedlerträger) war wegen Überlastung durch einen neuen zu ersetzen. Als

Das Gewicht des Überbaues betrug 175 t. Die Ausführung lag in den Händen der Firma Hermann Rüter, Langenhagen b. Hannover.

5. Kreuzungsbauwerk Dalwitzhof (RBD Schwerin).

Wie Abb. 6 zeigt, wurde in einer Zugpause auf der unteren Strecke mit Hilfe eines einfachen Portalkranes der alte Überbau abgehoben und auf einen leeren Wagen unten abgesetzt. Weiter erfolgte Anfahrt, Abheben und Einschwenken des neuen Überbaues.

Zuschriften an die Schriftleitung.

Zuschriften zum Aufsatz „Theorie und Statik plastischer Träger des Stahlbaues“ von Prof. Dr. K. Eisenmann, Stahlbau 1933, Heft 4, S. 25.

1. Die von Herrn Prof. Dr. Eisenmann in der obengenannten Abhandlung aufgestellte Behauptung „Der Kannsche Momentenausgleich ist in den Grundlagen verfehlt und unrichtig“ stellt ein einseitiges Werturteil über meine Arbeiten dar, gegen das ich hiermit ausdrückliche Verwahrung einlegen muß. Zunächst darf ich dem wohl entgegenhalten, daß ich mich — leider — nicht berühren kann, daß der „Momentenausgleich“ von mir herrührt, also als „mein Momentenausgleich“ bezeichnet werden darf. Was von mir herrührt, ist lediglich die Erklärung der Verschwenkung der Momentenschlußlinie infolge der Veränderlichkeit des Trägheitsmomentes des elastischen Kerns des Trägers, wobei nur der Biegungszustand dieses Kerns für die Formänderung als maßgebend, der plastische Teil aber als nicht vorhanden angenommen wird. Eisenmann hingegen setzt den Biegungs widerstand sowohl des elastischen als auch des plastischen Teiles für die Formänderung ein, denn wenn man an einem Schnitt die inneren Spannungen als äußere Lasten anbringt, so hat man mit dem Widerstand dieses abgeschnittenen Teiles gerechnet. Ich könnte nun den Spieß umkehren und mit gleichem Recht behaupten, das, was Herr Eisenmann macht, sei „verfehlt und unrichtig“. Ich tue dies jedoch nicht, sondern sage folgendes: Durch die spekulative Betrachtung allein kann überhaupt nicht entschieden werden, ob nur der elastische Kern oder der elastische + plastische Querschnitt für die Formänderung maßgebend ist, sondern nur durch den vergleichenden Versuch, bei dem der Fließbereich nachgemessen und der Rechnung gegenübergestellt wird.

Sehr bemerkenswert dürfte es — vielleicht auch für Prof. Eisenmann — sein, daß ich mich mit meiner Anschauung auf Herrn Prof. Dr. Fritsche, Prag, berufen kann, der in seinem Aufsatz „Die Tragfähigkeit von Balken aus Baustahl bei beliebig oft wiederholter Belastung“ (Bauing. 1931, Heft 47, S. 828), nachdem er vorher gleichfalls den Versuch vorschlägt und theoretische Überlegungen als nicht ganz beweiskräftig erklärt, wörtlich sagt: „Das Fließgebiet ist zwischen großen, rein elastisch verformten Teilen des Balkens eingeschaltet. Es liegt nun der Schluß nahe, daß der Entlastungsvorgang, also erst recht der Belastungsvorgang, in den weitaus überwiegenden rein elastisch verformten Teilen den bleibend verformten Gebieten seine Gesetzmäßigkeiten aufzwingen wird und nicht vielleicht umgekehrt.“ (Also — mit anderen Worten — der Biegungs widerstand des elastischen Kerns allein ist nach Fritsche maßgebend für die Formänderung).

Die Art und Weise, wie Knackstedt, der übrigens von mir die Anregung zu seiner Arbeit erhalten hat, und Eisenmann die Länge des Fließbereiches ermitteln, hat doch gar nichts zu tun mit dem „Momentenausgleich“. Die beiden Genannten gehen von der Clapeyronschen Gleichung für konstantes J aus und berechnen einfach die Länge des Fließbereiches, indem sie in der Momentenlinie, die sich nach Clapeyron ergibt, denjenigen Punkt (als Endpunkt des Fließbereiches) herausuchen, an dem das (negative) Moment gleich ist dem der Abnahme des Widerstandmomentes, bzw. inneren Momentes $W \cdot \sigma_s$, entsprechenden Moment beim Übergang vom rein plastisch verformten Querschnitt über der Stütze zum rein elastisch verformten Zwischenquerschnitt (beim Rechteck wie 3:2). Diese Annahme hat also zur Voraussetzung, daß über der Stütze der elastische Kern vollkommen verschwunden ist. Eine solche Rechnung ist natürlich sehr einfach, entspricht aber nicht der Theorie des Momentenausgleiches. Es ist ja gerade das Wesentliche der Selbsthilfe des Materials, daß der Querschnitt über der Stütze nicht ganz ausgeschaltet wird, d. h., daß der elastische Kern nicht vollständig verschwindet, ehe das Material im Felde nicht auch bis zur Fließgrenze beansprucht wird. Der Grenzzustand der rein plastischen Verformung tritt also in Wirklichkeit niemals in einem Querschnitt für sich allein ein, vielmehr tritt — früher oder später — eine Verschwenkung der Momentenschlußlinie, also der Ausgleich zwischen Stützen- und Feldmoment ein. In meiner Abhandlung in Stahlbau 1932, Heft 14, behandle ich ja eben die eindeutige rechnerische Festlegung desjenigen Fließbereiches, der einen Momentenausgleich im Durchlaufträger bewirkt.

Es wäre außerordentlich wertvoll, die Stellungnahme der Fachwelt zu vorstehender Streitfrage kennen zu lernen. F. Kann.

Erwiderung.

In der Erwiderung gibt Herr Dr. Kann zu, daß er für die Berechnung der Verbiegung eines Balkens die plastischen Teile als nicht vorhanden ansieht und die reduzierte Momentenfläche mit M/J_e so berechnet, als ob die plastischen Teile herausgeschält worden seien. Wenn man bedenkt, daß die plastischen Momente den Grenzwert $M_{p \max} = 2 \sigma_s S$ annehmen können, wo S das statische Moment der Profilhalbfläche bezogen auf die Schwerachse bedeutet, also für I 25 $M_{p \max} = 2 \cdot 2400 \cdot 231 = 1\,108\,800$ kgcm, so erscheint die Hypothese, daß die plastischen Momente ohne jeden Einfluß auf die Verbiegung sind, von vornherein wenig wahrscheinlich; eine nach den in der Statik üblichen Schnittverfahren unter Zugrundelegen der Gleichgewichtsbedingungen ausgeführte Betrachtung in meinem Aufsatz zeigt aber, daß als reduzierte Momentenfläche M_e/J_e einzuführen ist, daß also das Gesamtmoment um den bedeutenden Betrag der plastischen Momente zu vermindern ist. Hieran können auch Versuche nichts ändern.

Es ist ferner ein Irrtum, zu behaupten, ich wäre von der Clapeyronschen Gleichung mit konstantem J ausgegangen und hätte stets nur den Grenzzustand bei verschwindendem elastischen Kern betrachtet. Die von mir aufgestellte Theorie plastischer Träger mit senkrechter Auflast hat viel

mehr als Grundlage nur die Gleichgewichtsbedingungen und führt zu den folgenden Gleichungen, die für jedes System mit beliebigem veränderlichen Trägheitsmoment gelten:

$$(6) \quad v F = \eta_u F_u - \eta_o F_o$$

$$(8) \quad M = \sigma_s (S'_u + S'_o + W'_e)$$

$$= \sigma_s \left\{ S_u + S_o + v(F_u - F_o) + \frac{1}{e} (J_e + 2v(S_o - S_u) + v^2 F_e) \right\}$$

Erst die Auswertung dieser Gleichungen auf den Grenzzustand bei rein plastischem Querschnitt ergibt die Beziehungen:

$$(9) \quad v = \frac{1}{2} (\eta_u - \eta_o); \quad M_{p \max} = \sigma_s (S'_u + S'_o) = 2 \sigma_s S.$$

Nichts hindert, die Gleichungen auf jeden beliebigen anderen Belastungszustand, bei dem Fließgelenke noch nicht auftreten, anzuwenden.

Die zitierten Ausführungen von Herrn Prof. Dr. Fritsche beziehen sich nur auf die Bernoullische Hypothese und nicht auf die Biegelinie. K. Eisenmann.

2. Bei Auswertung der Gl. (6) ist dem Verfasser ein Irrtum unterlaufen. Bei „unsymmetrischen“ Querschnitten kann der Abstand der neutralen Faser von der Schwerachse (v) bei Erreichen des rein plastischen Grenzzustandes niemals Null werden, sondern er erreicht vielmehr seinen Größtwert. Für den Grenzzustand kann ϵ_u und ϵ_o nicht verschwinden, sondern ϵ' verschwindet. Es wird also nach Gl. (2a, 2b)

$$\epsilon_u + v = \epsilon_o - v = \epsilon' = 0$$

und daraus

$$\epsilon_u = -v \quad \text{und} \quad \epsilon_o = +v.$$

Für den Grenzzustand kann aus der einfachen Anschauung schon abgeleitet werden, daß $F_u = F_o = \frac{1}{2} F$ sein muß, d. h. die neutrale Faser fällt dann mit der Querschnittsflächenhalbierenden zusammen. Bei dem „unsymmetrischen“ Querschnitt gemäß Abb. 2 würde die neutrale Faser im Grenzzustand mit der Innenseite des Flansches zusammenfallen. Das Maß v wäre dann in diesem besonderen Falle zufällig gleich der Flansch- bzw. Stegstärke, also eine beträchtliche Größe.

Alle weiteren Gleichungen, die sich auf „unsymmetrische“ Querschnitte beziehen, sind daher ungültig, insbesondere muß Gl. (9) nicht heißen $M_{p \max} = 2 \sigma_s S$, sondern

$$M_{p \max} = \sigma_s (S'_u + S'_o),$$

wobei S'_u und S'_o die statischen Momente der unteren und oberen Querschnittsflächenhälften bezogen auf die Querschnittsflächenhalbierende (nicht Schwerachse) darstellen. Dr.-Ing. Blum, Dortmund.

Erwiderung.

Der Zuschrift ist bezupflichten, daß für das maximale plastische Moment die Beziehung $F_u = F_o = \frac{1}{2} F$ auch nach Gl. (1) anzusetzen ist.

Nach Gl. (6) wird daher für $M_{p \max}$ der Abstand von Neutral- und Schwerlinie $v = \frac{1}{2} (\eta_u - \eta_o)$ und nicht verschwindend, wie irrtümlich angenommen wurde. Für unsymmetrische Profile ist daher richtig zu stellen, daß das Fließgelenk nicht im Schwerpunkt der Fläche, sondern in der Flächenhalbierenden liegt, daß die neutrale Faser (s. Abb. 3) füglich auch nicht nach dem Schwerpunkt zurücklaufen kann.

Dagegen ist es ein Irrtum, zu behaupten, daß eine oder gar alle Gleichungen, soweit sie sich auf unsymmetrische Profile erstrecken, ungültig werden; vielmehr bleiben alle Gleichungen bestehen. Insbesondere wird Gl. (9) $M_{p \max} = \sigma_s (S'_u + S'_o)$, wie auch in der Zuschrift zugegeben wird. Nun ist aber allgemein: $S'_u + S'_o = S_u + S_o + v(F_u - F_o)$ und hier: $S'_u + S'_o = S_u + S_o = 2S$, da nach dem Schwerpunktsatz Gl. (5) $S_u = S_o = S$ werden muß. Daher wird, wie in Gl. (9) angegeben ist, $M_{p \max} = 2 \sigma_s S$. Hier bedeutet also S das statische Moment der halben Profilfläche bezogen auf die Schwerpunktschwerachse des gesamten Profils.

An dieser Stelle möge noch folgendes berichtigt werden; in Gl. (8) ist zu setzen

$$M_e = \sigma_s W'_e = \frac{\sigma_s}{e} (J_e + 2v(S_o - S_u) + v^2 F_e).$$

Ferner muß es unter 1. Allgemeine Annahmen, Spalte 2, Zeile 6, heißen: Dieser Kern wird dann nicht mehr durch äußere Lasten, sondern nur durch die in den Schnittflächen F'_o und F'_u herrschenden Spannungen beansprucht.

Seite 27, unter 3, Fließgelenke usw. muß es heißen: Die Biegelinie hat im Fließgelenk einen verschwindenden Krümmungshalbmesser. K. Eisenmann.

3. In dem Aufsatz von Prof. Eisenmann wird der Verlauf der Nulllinie in der Fließzone des betrachteten ideal plastischen Trägers von unsymmetrischem Querschnitt unrichtig wiedergegeben. Im Grenzfalle der „rein plastischen Verformung“ wird wegen $F_e = 0$ natürlich

$F_u = F_o = \frac{1}{2} F$ und nicht $S_u = S_o$. Da die Schwerlinie einen derartigen unsymmetrischen Querschnitt im allgemeinen nicht in zwei gleich große Flächen zerlegt, wird $v \neq 0$. Der richtige Grenzwert ist $v_{\max} = \frac{1}{2} (\eta_u - \eta_o)$. Da ferner $\frac{d v}{d \epsilon'} = \frac{F_o - F_u}{F_e} \leq 0$

und ϵ' monoton abnimmt, nimmt mit steigenden Moment v immer zu und bleibt ständig positiv. Der Verlauf der neutralen Faser ist der folgende (Bezeichnung nach Abb. 3): Bei der „unteren Fließgrenze“ tangentieller Anschluß an die Schwerachse, Zunahme von v mit zunächst wachsender, dann abnehmender, jedoch immer positiver oder höchstens verschwindender Tangentenneigung. Bei $M = \max M_p = \frac{1}{2} F (\eta_u + \eta_o)$ („Fließgelenk“) entsteht v_{\max} . Weiter vernachlässigt der Verfasser im Ansatz $\int y'^2 dF_e = \int y^2 dF_e + 2v \int y dF_e + v^2 F_e$ das Mittelglied. Da die Schwerachse des elastischen Kerns im allgemeinen nicht mit der des Gesamtquerschnitts zusammenfällt, verschwindet $\int y dF_e$ nicht.

Ing. Wilhelm Joscht, Brünn.

Erwiderung. Irrtümlich ist nur, zu behaupten, daß $F_u = F_o$ mit $S_u = S_o$ nicht verträglich ist; sonst ist mit obenstehender Erwiderung diese Zuschrift ebenfalls beantwortet.

K. Eisenmann.

Mit Rücksicht darauf, daß es sich bei dem Meinungs-austausch zwischen den Herren Eisenmann und Kann um den Gegensatz zweier theoretischer Ansätze handelt, über deren Richtigkeit nur der Versuch entscheiden kann, schließen wir zunächst die Aussprache. Um Mißverständnissen vorzubeugen, möchten wir lediglich noch betonen, daß das Rechnen mit dem elastischen Kern allein und das Vernachlässigen des plastischen Querschnitts für die elastische Formänderung eine grundlegende Voraussetzung der Kannschen Untersuchungen ist, insofern also wohl nicht gut als später „zugegeben“ unterstellt werden kann. Die Schriftleitung.

Zuschrift zum Aufsatz „Probebelastung des Dachbinders vom Kino Mainzer Landstraße 155 in Frankfurt a. M.“ von Prof. Dr.-Ing. Petermann. Stahlbau 1932, Heft 5, S. 35.

1. Nach der Berechnung in Tafel 2 und nach der Auswertung auf S. 35 ist die waagerechte Verschiebung des rechten Auflagers infolge einer gleichmäßig verteilten Belastung von $p = 100 \text{ kg/m}^2$

$$\delta_h = -0,056 \text{ cm.}$$

Das negative Vorzeichen besagt, daß die Verschiebung nach innen gerichtet ist.

Im Gutachten Kleinlogel vom 17. Mai 1927 (welches sich bei den Akten des Gerichts befindet) ist S. 46 bereits ausgesprochen worden, daß bei beweglicher Auflagerung die lotrechte Binderbelastung eine nach innen gerichtete Verschiebung der Auflager zur Folge gehabt hätte. Die Verschiebung ist in Anlage 11, S. 8, des Gutachtens für einen Belastungs-zustand ermittelt, in welchem in jedem Knotenpunkt eine Einzellast von $F = 1 \text{ t}$ wirksam ist. Sie hat sich zu

$$\delta_h = -\frac{55,2}{E} = -\frac{55,2}{2100} = -0,026 \text{ cm}$$

ergeben. Der im Aufsatz Petermann angenommenen Belastung $p = 100 \text{ kg/m}^2$ entsprechen Knotenlasten $P_1 = 2,228 \text{ t}$ bzw. $P_{11} = 2,166 \text{ t}$, im Mittel rd. $2,2 \text{ t}$, woraus sich eine Auflager-verschiebung von $\delta_h = -2,2 \cdot 0,026 = -0,058 \text{ cm}$ ergibt. Der von Petermann nachträglich errechnete Wert stimmt also mit diesem sich aus dem Gutachten vom 17. Mai 1927 ohne weiteres ergebenden Wert sehr gut überein.

Leider hat sich Herr Prof. Petermann bei seinen Darlegungen auf den elastischen Zustand beschränkt, von welchem jedoch nie behauptet wurde, daß in diesem der Binder die Mauer nach außen gedrückt hätte.

Die Behauptung eines nach außen gerichteten Druckes der Binder auf die Mauer bezieht sich vielmehr auf denjenigen Zustand, der infolge der nicht strittigen Überschreitung der Streckgrenze in den Knotenblechen eingetreten ist. Infolge der plastischen Formänderungen der Knotenbleche kehrt sich nämlich das Vorzeichen der Auflager-verschiebungen um, die Größenordnung der plastischen Formänderungen ist aber eine viel größere als diejenige der elastischen, so daß die ursprünglich nach innen gerichtete Bewegung sehr bald ausgeglichen und sogar überkompensiert wird.

In diesem Zusammenhang ist auch folgender Satz des Aufsatzes Petermann von großer Wichtigkeit:

„Schon bei den ersten Laststufen hatte in den Anschlüssen der Stäbe 3 und 4 bzw. 3' und 4' in den Knotenblechen 1 und 1' ein Gleiten begonnen, dessen Maß bei Laststufe 7 bereits 2 bis 4,5 mm betrug.“

Laststufe 7 ist gerade diejenige Laststufe, welche der vor dem Einsturz vorhandenen Belastung etwa entspricht. In diesem Zustand kam also bei dem Versuchsbinder zu dem Einfluß der plastischen Formänderungen, über welche weiter noch die Rede sein wird, auch noch ein Gleiten an den Knotenblechen von 2 bis 4,5 mm hinzu, also ebenfalls von einer Größe, welche die ermittelte Verschiebung des Auflagers infolge der elastischen Formänderungen um ein Vielfaches übertrifft. Das Gleiten an den Knotenblechen hat sich mit derselben Größenordnung an den Auflagern der nach außen gerichteten Verschiebung ausgewirkt, und hierzu kam, wie gesagt, die bleibende Dehnung des Knotenbleches.

2. Wie aus der Tafel 4 auf S. 36 hervorgeht, wurde im Knotenblech die Streckgrenze schon unter der Laststufe 2 erreicht, also bei einer Gesamtbelastung des Binders von $217,5 \text{ kg/m}^2$. Schon bei dieser Belastung haben also die plastischen Formänderungen begonnen. Petermann bemerkt ausdrücklich, daß die entsprechende bleibende Durchbiegung größer gewesen sein dürfte als die nach der Entlastung gemessene.

Es ist also sehr zu bedauern, daß beim Versuch die waagerechte Bewegung des Auflagers nicht weiter verfolgt worden ist, daß man sich vielmehr mit der Annahme begnügt hat, daß der Abstand der Auflagerpunkte $00'$ konstant bleibe, ohne die Richtigkeit dieser Annahme zu überprüfen. Hätte man die Beweglichkeit des Auflagerpunktes $0'$ unter-

sucht, so hätte man klar feststellen können, daß unter den hohen Laststufen, als das Knotenblech ins Fließen geraten war, und insbesondere nach Erreichung der Stufe 9, nachdem an Knotenblech 1' an der Unterkante ein feiner Riß festgestellt wurde, nach außen gerichtete Verschiebungen des Auflagers eintreten als Folge des Gleitens der Stäbe an den Knotenblechen einerseits und infolge der plastischen Formänderungen der letzteren andererseits.

3. Aus Tafel 7 geht hervor, daß die gemessenen Durchbiegungen unter den höheren Laststufen erheblich größer waren als die gerechneten. Der Vergleich bezieht sich aber auf Punkt 2 des Binders, wo die rechnerischen Werte größer sind als in Punkt 1, während die gemessenen Werte in Punkt 2 sogar kleiner waren. Die Durchbiegungen in den Punkten 1 und 1' sind zahlenmäßig nicht wiedergegeben, nach Abb. 14 waren sie aber größer als die Durchbiegung des Punktes 2. Nimmt man aber (ohne Kenntnis der genauen Werte) an, daß die Durchbiegung in 1 und 1' ebenso groß war wie in 2, so ergibt sich zwischen den rechnerischen und gemessenen Werten eine noch größere Abweichung.

Diese Abweichung ist natürlich auf die unter 1. und 2. behandelten Einflüsse (Gleiten an den Knotenpunkten und plastische Dehnung derselben) zurückzuführen. Die Formänderungen der Knotenbleche haben auf die Durchbiegung des Binders steigend gewirkt, während bei den waagerechten Auflager-verschiebungen der Einfluß dieser Formänderungen dem Einfluß der elastischen Formänderungen entgegenwirkte, letztere aber um das Vielfache übertroffen hat.

Die Abb. 14 ist ein anschaulicher Beweis für die Schwäche der Knotenpunkte 1 und 1'. Die Abbildung macht den Eindruck, als ob nur die Punkte 1 und 1' belastet gewesen wären, während doch in Wirklichkeit auch der mittlere Knotenpunkt mit derselben Last belastet war. In dem Formänderungsbild des Binders kommt aber dieser Belastungszustand nicht zum Ausdruck, was nur darauf zurückzuführen ist, daß die Knotenpunkte 1 und 1' im Verhältnis zu den übrigen Abmessungen des Binders viel zu schwach waren.

Ein Versuch mit einem Binder in natürlicher Größe wurde bekanntlich schon im Jahre 1927 von dem betreffenden Konstrukteur in Neulsenburg durchgeführt. Die Ergebnisse dieses Versuches befinden sich ebenfalls bei den Gerichtsakten. Es ist nun interessant, daß bei diesem Versuch die Durchbiegungen etwa halb so groß waren wie die rechnerischen, während jetzt festgestellt wurde, daß die gemessenen Durchbiegungen in Wirklichkeit weit größer sind.

4. Es darf nicht übersehen werden, daß es sich bei dem Versuchsbinder um eine auf alle Fälle mit der größten Sorgfalt hergestellte Konstruktion gehandelt hat, während dies vom eingestürzten Binder wohl nicht behauptet werden kann. Dieser Umstand ist insbesondere im Hinblick auf das Gleiten bei den Knotenblechen wichtig, da diese Bewegung wohl hauptsächlich von der Güte der Schraubenverbindung abhängig ist und infolgedessen im eingestürzten Binder noch viel größer sein konnte als im Versuchsbinder.

Die Schlußfolgerung, daß in gewissen Fällen ein Spannungsausgleich stattfindet, der zu kleineren Randspannungen führt als sie sich nach dem gebräuchlichen Rechenverfahren ergeben, ist zweifellos richtig. Trotzdem wäre es sehr bedenklich, aus dem Ergebnis des hier besprochenen Versuches die Schlußfolgerung zu ziehen, daß auch der eingestürzte Binder die hier aufgebrauchte Belastung hätte tragen können. Es ist hierbei folgender Umstand zu berücksichtigen, welcher bisher in den verschiedenen Erörterungen noch von keiner Seite geltend gemacht wurde:

Der durchgeführte Versuch war ein rein statischer, d. h. der Binder war keiner Erschütterung ausgesetzt. Im Bau dagegen stand der Binder auf hohen Mauern in der Nähe einer sehr verkehrsreichen Straße, die nicht nur mit Straßenbahnwagen, sondern auch mit schweren Lastkraftwagen befahren wird. Jeder kennt die Erschütterungen, die in den Gebäuden infolge des Kraftwagenverkehrs entstehen. Diese Erschütterungen haben sich durch Vermittlung der Mauern auf die Binder fortgepflanzt. Der Binder stand also etwa in dem Zustand der Laststufe 6 bis 7 unter dem Einfluß von dauernden Erschütterungen.

Es ist bekannt, daß die Dauerbruchfestigkeit der Baustoffe weit unter der statischen Bruchfestigkeit liegt. Hier handelt es sich infolge der Erschütterungen beim Knotenblech um Schwingungen einer sich im Fließbereich befindlichen Scheibe. Versuche in einem derartig beanspruchten Körper sind meines Wissens noch nicht angestellt worden. Auf Grund unserer heutigen Erkenntnisse über die Dauerbruchfestigkeit von Stahl erscheint es aber sehr wahrscheinlich, daß bei einer Belastung, die etwa 20 bis 30% unter der statischen Bruchgrenze liegt, Schwingungen, wie solche vom Straßenverkehr erzeugt werden, nach einiger Zeit den Bruch des Materials zur Folge haben können. Es wäre sehr erwünscht, auch solche Versuche durchzuführen, weil man erst dann beurteilen könnte, inwiefern der beim statischen Versuch festgestellte Spannungsausgleich in einem in Wirklichkeit auch dynamischen Beanspruchungen ausgesetzten Bauwerk auf die Dauer ertragen werden kann.

Kelnesfalls ist die Annahme berechtigt, daß ein Knotenblech im Fließbereich unter dem Einfluß von Schwingungen auf die Dauer dieselbe Belastung aushält wie unter dem Einfluß von rein statischen Lasten.

Prof. Dr.-Ing. A. Kleinlogel, Darmstadt.

Erwiderung.

Zu Punkt 1.

Bei Laststufe 7, die nach Prof. Dr. Kleinlogel der vor dem Einsturz vorhandenen Belastung entspricht, betrug die gesamte Belastung 366 kg/m^2 . Ihr entspricht eine Änderung der Stützweite infolge der elastischen Formänderung des gesamten Fachwerks von

$$\Delta_1 l = -0,56 \cdot \frac{366}{100} = -2,05 \text{ mm.}$$

Das „Gleiten der Anschlüsse“ der Stäbe 3 und 4 bzw. 3' und 4' an den Knotenblechen 1 und 1' betrug 2 bis 4,5 mm, im Mittel 3,25 mm. Um dieses Maß verschob sich aber nicht der gesamte Anschluß, sondern nur das Stabende gegen seine ursprüngliche Lage. Diese Verschiebung ist also nicht in voller Höhe, sondern nur zu einem kleinen Teile eine Folge des eigentlichen Gleitens, zum größten Teile jedoch eine Folge der starken Dehnung des entsprechenden Knotenblechteilens. Der Einfluß der plastischen Verformung des Knotenbleches ist also hierin enthalten. Da der ursprüngliche lichte Abstand der Enden der Gurtstäbe 3 und 4 bzw. 3' und 4' kaum mehr als 5 mm betragen haben kann, käme also nur die Längenänderung einer solchen Strecke hinzu, die man füglich vernachlässigen kann. Die gesamte Längenänderung der Stützweite infolge dieser Verschiebungen der Stabenden beträgt, wenn man die Verschiedenheit der Feldlängen des Binders vernachlässigt, angenähert

$$\Delta_2 l = 2 \cdot \frac{2 \cdot 3,25}{1500 - \frac{390}{2}} \cdot \frac{390}{2} = + 1,94 \text{ mm.}$$

Die gesamte Änderung der Stützweite betrug danach bei Laststufe 7 $\Delta l = - 2,05 + 1,94 = - 0,11 \text{ mm.}$

Der Einfluß der plastischen Verformung ist also bei weitem nicht so groß, wie Prof. Kleinlogel annimmt.

Nach Abb. 8, die den Knotenpunkt 1' mit dem Schraubenanschluß darstellt — also den Knotenpunkt mit der zweifellos größeren Verschiebung der Stabenden —, beträgt der Abstand der Stabenden nach dem Bruch etwa 2,5 cm, ihre gegenseitige Verschiebung also etwa 20 mm. Nimmt man sie bei Punkt 1 ebenso groß an, dann ergibt sich die entsprechende Vergrößerung der Stützweite zu

$$\Delta l = 2 \cdot \frac{20 \cdot \frac{390}{2}}{1500 - \frac{390}{2}} = 6,0 \text{ mm.}$$

Selbst eine Vergrößerung um dieses Maß würde einen Einsturz noch nicht annähernd erklären, zumal die Reibung am Auflager des Binders einem Umsturz der Wand entgegenwirkte.

Zu Punkt 2.

Die waagerechten Verschiebungen der Auflager wurden nicht gemessen, weil von vornherein nur mit geringen Bewegungen zu rechnen war. Selbst einer Durchbiegung bis zum Geradestrecken des Obergurts entspricht — ohne die elastischen Verkürzungen der Obergurtstäbe, die davon abzuziehen sind, — eine Vergrößerung der Stützweite von nur $\sim 17 \text{ mm.}$ Bei weiterer Durchbiegung würde die Stützweite wieder abnehmen.

Zu Punkt 3.

Die Durchbiegung des Punktes 2 ist natürlich größer gewesen als das Mittel aus den Werten für die Punkte 1 und 1'. Wenn Abb. 14 einen anderen Eindruck erweckt, so liegt das an der Ungenauigkeit der Messung mit der Schlauchwaage. Daß die Ausbildung der Knotenpunkte 1 und 1' zu wünschen übrig ließ, ist wohl nie bestritten worden.

Zu Punkt 4.

Der Binder ist nicht mit größerer Sorgfalt hergestellt worden als jede andere Konstruktion in einer guten Werkstatt.

Daß bei dem eingestürzten Binder Verkehrserschütterungen von Einfluß gewesen sind, ist wohl möglich. Es ist aber kaum anzunehmen, daß ihre Zahl auch nur annähernd die bei Dauerbruchversuchen übliche Zahl von Lastwechseln erreicht hat. Auch ist zu berücksichtigen, daß man zur Zeit des Baues noch nicht über die heutigen Erfahrungen über Dauerfestigkeiten verfügte, und daß Bestimmungen darüber in die Berechnungsvorschriften noch heute nicht aufgenommen sind. Petermann.

Wir schließen hiermit die Aussprache. Die Schriftleitung.

Zuschrift zum Aufsatz „Spannungsverteilung in einer Flankenschweißnaht“ von Prof. Dr.-Ing. Petermann. Stahlbau 1932, Heft 12, S. 92.

Der Artikel über die Berechnung der Spannungsverteilung in einer Flankenschweißnaht kann nicht unwidersprochen bleiben. Herr Prof. Petermann geht bei seiner Berechnung von der Kraftverteilung in einer Nietreihe aus, die er durch eine Differenzgleichung darstellt. Die Spannungsverteilung in einer Flankenschweißnaht wird dann erhalten durch Übergang von der Differenzgleichung zur Differentialgleichung, die Schweißnaht wird also aufgefaßt als Grenzfall sehr enger Nietung. Abgesehen davon, daß bei diesem Verfahren der spezifische Unterschied zwischen Nietung und Schweißung gar nicht zu Tage tritt, nämlich das ganz verschiedene elastische Verhalten, ist der Grenzübergang zu einer beliebig kleinen Nietteilung falsch durchgeführt. Die Koeffizienten β , α und γ nämlich sind unverändert beibehalten, trotzdem auch sie sich bei dem Grenzprozeß ändern, und zwar gerade so, daß dadurch die Differenzgleichung in dieser Form ihren Sinn verliert.

In dem gerechneten Zahlenbeispiel sind dann die Koeffizienten zunächst aus einem anderen, für Nietung geltenden Beispiel entnommen und damit die Differentialgleichung, die für Schweißung gelten soll, integriert. Daß die Spannungsverteilung dann qualitativ der der Nietreihe entspricht, ist selbstverständlich und hätte keiner Rechnung bedurft.

Dr.-Ing. W. Darnedde.

Erwiderung.

Würde man nach der Forderung von Herrn Dr. Darnedde die Konstanten α , β und γ beim Grenzübergange auch abnehmen lassen,

d. h. die Nietteilung s gegen Null abnehmen und die Nietquerschnitte zu immer schmäler werdenden Ellipsen mit einer kleinen Achse von der Größe $2b = \frac{s}{m}$ zusammenschumpfen lassen, dann würden die Konstanten der Differentialgleichung Null werden, und es ergäbe sich die Schubkraft für die Längeneinheit $T = \text{konst.}$ Dieser Fall entspricht dem in meinem Aufsatz im „Stahlbau“ 1929, Heft 25, als „Fall 1“ bezeichneten Grenzfall: Stab und Laschen starr, Niete elastisch.

Die gefundene Lösung ist trotzdem richtig, wie ein Vergleich mit den von Fillingner und Hovgaard¹⁾ gefundenen lehrt; denn wenn man die hyperbolischen Funktionen durch e -Funktionen ersetzt, ergeben sich dieselben Ausdrücke.

Daß das elastische Verhalten einer Schweißnaht grundsätzlich anders sein soll als das einer engen Nietung, muß ich, solange das Proportionalitätsgesetz als gültig vorausgesetzt wird, bestreiten. Der Elastizitätsmodul des Schweißmaterials unterscheidet sich nach bisherigen Versuchen übrigens nur sehr wenig von dem des Stahles, und die bei amerikanischen Versuchen festgestellten „Verschiebungszahlen μ “ (Hovgaard, a. a. O.) entsprechen im Mittel auch durchaus dem Gleitmodul für Stahl. Daß die von mir angegebenen Zahlenwerte nur Vergleichswert haben, nur die grundsätzliche Form der Spannungsverteilung zeigen, und daß ihre genaue zahlenmäßige Ermittlung von der Bestimmung des Faktors k abhängt, habe ich im Schlußsatze meines Aufsatzes ausdrücklich erwähnt, bei dessen Abfassung der Aufsatz von Hovgaard übrigens noch nicht erschienen war, so daß mir die von ihm mitgeteilten μ -Werte noch nicht bekannt waren. Petermann.

Zuschrift zum Aufsatz „Die Berechnung von rechteckigen Leitungsmasten auf Verdrehen“ von Ing. F. Wansleben. Stahlbau 1932, Heft 24, S. 189.

In dem obengenannten Aufsatz wird der Sonderfall eines einseitig wölbfest eingespannten, am freien Ende durch ein Einzeldrehmoment belasteten Pyramidenstumpffachwerks mit starr angenommenen Querverbänden behandelt. Am Schluß seiner theoretischen Ableitungen erwähnt Herr Wansleben, daß seine für eine Sonderform aufgestellten Formeln auch für beliebige andere Mastformen entwickelt werden können.

Ich erlaube mir darauf hinzuweisen, daß eine solche allgemeine Behandlung bereits in meiner Arbeit: „Zur Berechnung räumlicher Fachwerke im Flugzeugbau“ (Jahrbuch 1929 der Deutschen Versuchsanstalt für Luftfahrt und Heft 2, Bd. I der Luftfahrtforschung) durchgeführt ist. (Die von Herrn Wansleben zitierte Arbeit im Stahlbau 1932, Heft 1, ist hiervon ein Auszug.) Ich habe aber in diesen Arbeiten die zwischen den Zellen wirkenden Kräfte der als statisch Unbestimmte eingeführten Längskraftgruppen nicht wie Herr Wansleben in Richtung der Eckpfosten, sondern senkrecht zu den Querverbandebenen eingeführt. Die von Herrn Wansleben gewählte Einführung führt nämlich nur dann zu übersichtlichen Elastizitätsgleichungen, wenn das System ein Pyramidenstumpf ist.

Die Darstellung der Verschiebungsbeiwerte bei Herrn Wansleben in den Formeln (7) und (7a) kann leicht zu Mißverständnissen führen, da die Summen mit den Pfostenkräften S' über zwei Eckpfosten zu erstrecken sind, also zweckmäßig den Faktor 2 erhalten. Die angegebenen Verschiebungsbeiwerte stellen bei Herrn Wansleben nur die halben virtuellen Arbeiten der Kräfte $K=1$ dar. Ich halte es für zweckmäßiger — auch im Hinblick auf das allgemeine, unsymmetrisch bemessene System —, wie in meinen obenerwähnten Arbeiten die doppelten Verschiebungsbeiwerte anzugeben. Geometrisch bedeuten diese dann die Verschiebung einer Querwanddecke aus der Ebene der drei anderen. Hiervon betragen die von Herrn Wansleben erwähnten „Verschiebungen der Eckpunkte aus der Querverbandebene“, d. h. aus der durch die festen Mittellinien der Querwand bestimmten Ebene, nur den vierten Teil. Danach drücken die Formeln des Herrn Wansleben den doppelten Betrag der Verschiebungen der Eckpunkte aus der Querverbandebene aus. Auf das endgültige Ergebnis ist dies natürlich ohne Einfluß, da der Faktor 2 sowohl in den Lastwerten als auch in den Beiwerten der Unbekannten auftritt.

Dr.-Ing. H. Ebner.

Erwiderung.

Die Hinweise des Herrn Dr. Ebner mögen demjenigen, der tiefer in das allgemeine Problem der auf Verdrehen beanspruchten Raumbauwerke eindringen will, von Wert sein. Sie berühren jedoch nicht den Zweck und das Ziel meiner Arbeit. Ich hatte nicht die Absicht, eine allgemeingültige Theorie aufzustellen, vielmehr lag mir daran, an Hand eines einfachen Beispiels aus der Praxis nachzuweisen, daß die amtlichen Vorschriften für die Berechnung von Leitungsmasten bezüglich der Verteilung der Verwindungskräfte auf die Wände rechteckiger Maste unzutreffend sind und einer Änderung bedürfen. Aus diesem Grunde war es mir erlaubt, für die Rechnung ein der besonderen Aufgabe angepaßtes Verfahren zu wählen, zumal die allgemeine Theorie bereits durch Herrn Dr. Ebner bekanntgegeben worden war. F. Wansleben.

¹⁾ Hovgaard und Helly, Die Spannungsverteilung in Schweißungen. Z. ang. Math. 1931, Heft 5.

INHALT: Ermittlung des Einflusses ungleichförmiger Spannungen und Querschnitte auf die Streckgrenze. — Einige Brückenauswehlungen für die Deutsche Reichsbahn-Gesellschaft. — Zuschriften an die Schriftleitung.

Für die Schriftleitung verantwortlich: Geh. Regierungsrat Prof. A. Hertwig, Berlin-Charlottenburg. Verlag von Wilhelm Ernst & Sohn, Berlin W 8. Druck der Buchdruckerei Gebrüder Ernst, Berlin SW 68.