

# DER STAHLBAU

Schriftleitung:

Professor Dr.-Ing. K. Klöppel, Darmstadt, Technische Hochschule

Fernsprecher: Darmstadt 7711, Apparat 599

Professor W. Rein, Breslau, Technische Hochschule. — Fernsprecher: Breslau 421 61

Veröffentlichungsbeiträge an voranstehende Anschriften erbeten

Beilage  
zur Zeitschrift

DIE BAUTECHNIK

Fachschrift für das ge-  
samte Bauingenieurwesen

Preis des Jahrganges 10 RM und Postgeld

12. Jahrgang

BERLIN, 14. Juli 1939

Heft 14/15

Alle Rechte vorbehalten.

## Das Formänderungsgesetz des Baustahls im bildsamen Bereich.

Von Prof. Dr. techn. J. Fritsche, Prag, Deutsche Technische Hochschule.

Mit den tieferen Erkenntnissen über die Festigkeitseigenschaften der Werkstoffe, die die Werkstoffprüfung in überraschender Reichhaltigkeit zutage gefördert hat, stellt sich immer dringlicher die Notwendigkeit ein, die Grundlagen der statischen Berechnung der Bauwerke diesen neuen Erkenntnissen anzupassen und den engen Rahmen, den die Elastizitätstheorie bisher gezogen hat, aufzulockern und den tatsächlichen Werkstoffeigenschaften immer besser zu entsprechen. Dabei wird man in der Begründung der einzuführenden Gesetzmäßigkeiten so tief als derzeit möglich in den inneren Verformungsmechanismus der Werkstoffe einzudringen haben und sich bemühen müssen, von dieser Seite her zunächst einmal die grundlegenden Verformungsgesetze des Zugversuchs richtig zu verstehen und zu deuten; denn erst dann ist eine einwandfreie Übertragung derselben auf verwickeltere Festigkeitsfälle ohne Zuhilfenahme neuer Annahmen möglich. Damit klärt sich dann auch die heute noch lebhaft umstrittene Frage nach der richtigen Fließbedingung bei Spannungsfeldern.

### 1. Das Formänderungsgesetz bei reiner Zugbeanspruchung.

Im elastischen Bereich, bis zum Erreichen der  $P$ -Grenze, wird das Formänderungsverhalten durch die beiden Elastizitätskonstanten  $E$  und  $m$  richtig wiedergegeben, und es besteht kein Grund, dem elastischen Kontinuum, aus dem diese beiden Begriffe gewonnen wurden, weitere Eigenschaften zuzuordnen. Die einzelnen Kristalle des Haufwerks, die in Wirklichkeit das Kontinuum bilden, verformen sich im wesentlichen selbst nur elastisch, d. h. sie ändern bei Lastangriffen lediglich die Atomabstände in den Gittern. Es kommt noch nicht zu Gleitungen in den Kristallen oder zu gegenseitigen Verschiebungen derselben längs der Korngrenzen. Allerdings ist kennzeichnend, daß die  $P$ -Grenze mit wachsender Schärfe der Meßeinrichtungen immer tiefer zu liegen kommt; infolge von Gefügestörungen und sonstigen Zufälligkeiten wird immer einzelnen Kristallen die Möglichkeit erhalten bleiben, sich durch örtliches Gleiten einer überdurchschnittlichen, elastischen Spannungsspitze, die durch innere Kerbwirkung entsteht, zu entziehen. Die  $P$ -Grenze besteht im physikalischen Sinne streng genommen nicht; sie ist eine Größe, die durch Vereinbarung festgelegt werden muß.

Dem rein elastischen Verhalten steht das rein plastische gegenüber, das nach der heutigen Auffassung durch Fließschichtenbildung zustande kommt. Dem Kontinuum wird eine Grenzschubspannung  $\tau_F$  zugeordnet (im allgemeinen Spannungsraum eine Grenzfläche, die den Einfluß der Räumlichkeit des Spannungszustandes in bezug auf die Fließgrenze zum Ausdruck bringt), bei der längs der Hauptschubspannungsflächen Gefügeänderungen (Bruch der Zementitplättchen) auftreten, die dann das bekannte Fließen auslösen. Die Vorstellung von einem Bruche der Zementitplättchen ist sicherlich zu grob und gibt die wirklichen Vorgänge bei der Gefügeänderung nicht ganz zutreffend wieder. Abgesehen davon, daß man den Zementit des Perlitgefüges von etwaigem Korngrenzenzementit zu unterscheiden hat, der sich bei der Plastizierung ganz verschieden verhalten wird, kann man bei dem Zerbrechen des Perlitgefüges an die folgenden Überlegungen anknüpfen: Bei ungefähr  $900^\circ\text{C}$  wandelt sich das raumzentrierte Gitter des  $\alpha$ -Eisens sprunghaft in das flächenzentrierte Gitter des  $\gamma$ -Eisens um. Die Perlitstruktur wird dabei zerstört, der Kohlenstoff geht in Lösung, indem seine Atome in die Eisenwürfel eintreten. Es wäre nun durchaus denkbar, daß ähnliche Vorgänge auch durch hohe Beanspruchungen (Zug oder Druck) ausgelöst werden können. Damit steht das Auftreten von großen Kristallen nach einer Kaltverformung in Einklang, bekannt unter dem Namen der Rekristallisationserscheinungen, das nur durch das Auflösen früherer Korngrenzen erklärt werden kann.

Die „Auflösung“ des Zementites im Perlitgefüge wird sprunghaft vor sich gehen, und sie wird unmittelbar die Bereitschaft zu Fließschichtenbildung bedeuten; die zugehörige Spannung ist die Fließgrenze. Unter

plastiziertem Stahl wäre demnach ein Gefüge zu verstehen, das dem des  $\gamma$ -Eisens oberhalb  $900^\circ\text{C}$  ähnlich sein müßte; die Zementitplättchen sind wieder aufgelöst und es besteht Neigung zur Ausbildung vergrößerter Ferritkristalle. Korngrenzenzementit ist erst oberhalb 0,9% möglich und scheidet daher für baustatische Untersuchungen aus.

Beim Vorhandensein eines Spannungsfeldes ist jedoch Plastizierung mit Fließschichtenbildung noch nicht gleichbedeutend; ein örtliches Erreichen der Fließgrenze  $\sigma_F$  an der Spannungsspitze genügt noch nicht, da bekanntlich die Form des Spannungsfeldes längs der Fließschicht darauf einen maßgeblichen Einfluß nimmt. In der rechnenden Festigkeitslehre wird den Fließerscheinungen durch die Einführung eines elastisch-idealplastischen Kontinuums Rechnung getragen, das plötzlich und sprunghaft beim Erreichen von  $\tau_F$  ganz andere Eigenschaften annimmt; eine  $P$ -Grenze hat dieser Stoff nicht, bzw. sie fällt mit der  $F$ -Grenze zusammen. In Wirklichkeit schaltet sich jedoch dem eigentlichen Fließen ein Übergangsgebiet vor; vom Erreichen der  $P$ -Grenze ab, bis zu der man den plastischen Anteil der Verformungen zu vernachlässigen vereinbart, löst sich allmählich das Schaubild des Verformungsgesetzes von der Hooke'schen Geraden los, eine Erscheinung, die sich meßtechnisch sehr genau verfolgen läßt und die bei verschiedenen Stählen ganz verschiedene Ausmaße annimmt. Es genügt aber nicht, diese gemessene Linie einfach als Grundgesetz festzulegen, sondern es ist notwendig, ihren Verlauf auf ihre wahrscheinlichen Ursachen zurückzuführen, um zu erkennen, wie sich dann diese Ursachen bei anderen Spannungsverhältnissen auswirken.

Auf das Formänderungsgesetz im plastischen Bereich hat das Kleingefüge des Werkstoffes einen maßgeblichen Einfluß, vor allem ein etwaiger Porengehalt. Sind die Poren alle von gleicher Größe und Form und gleichmäßig im Werkstoff verteilt, war es möglich, denselben durch Einführung einer Wirkungstiefe  $t$  so weit Rechnung zu tragen<sup>1)</sup>, daß man die beobachteten und gemessenen Erscheinungen richtig wiedergeben konnte. Die Wirkungstiefe  $t$  ist mit einem elastisch-idealplastischen Verhalten durchaus vereinbar; Abweichungen von diesem sind damit noch nicht zu erklären. In einer früheren Arbeit<sup>2)</sup> habe ich bereits ausgeführt, daß die Ursache des Abweichens des Baustahls vom elastisch-idealplastischen Verhalten in Störungen des Kleingefüges zu suchen ist. Darunter sind nicht eigentliche Kristallbaufehler im Smekalschen Sinne zu verstehen, sondern vielmehr kleine Lücken und Spalten zwischen den einzelnen Kristallen oder Einschlüsse von Kristallen minderer Festigkeit und Haftung im Haufwerk (Schlackeneinschlüsse) und vor allem auch Unregelmäßigkeiten in der Oberflächenausbildung (Kerben). Dazu treten noch Zufälligkeiten in der Verteilung der Gleitrichtungen der einzelnen Kristalle; denn es ist leicht einzusehen, daß an einzelnen Stellen zufällig ihre Gleitrichtungen nicht völlig regellos verteilt, sondern so geordnet sein können, daß die Ausbildung einer Fließschicht dadurch erleichtert werden kann (zufällige Einordnung der Gleitrichtungen einer überwiegenden Anzahl von Kristallen einer Schicht in die Hauptschubspannungsfläche). Diese Fehler im Kleingefüge sind nicht gleichmäßig verteilt, und die Wirkungstiefe  $t$  müßte daher veränderlich gemacht werden, um den wirklichen Verhältnissen zu entsprechen. Zweckmäßiger erscheint es jedoch, der Grundmasse des Baustahls ein porenloses Gefüge zuzuordnen mit einer Wirkungstiefe  $t = \infty$  und einem Einflußkörper  $K(y) = 1$ <sup>1)</sup> und die Gefügebaufehler in anderer Weise zu erfassen.

Denkt man sich einen Stab von der Längeneinheit in lauter sehr dünne Schichten zerlegt, so wird eine überwiegende Anzahl derselben

<sup>1)</sup> J. Fritsche, Zur Mechanik des Fließvorganges. Stahlbau 1938, Heft 16 u. 17.

<sup>2)</sup> J. Fritsche, Die Fließbehinderung bei der Biegung von Balken und Stützen aus Baustahl. Stahlbau 1938, Heft 7/8 u. 9.



den idealen, störungsfreien Aufbau aufweisen, während die restlichen die Gefügestörungen im obigen Sinne enthalten werden. Die Schichten mit vollkommenem Aufbau fließen beim Erreichen von  $\sigma_F$ , die geschwächten früher je nach dem Grade der Schwächung. Die  $P$ -Grenze ist damit als jene Spannung gedeutet, die in den Schichten stärkster Schwächung den Fließvorgang auslöst. Dieses Fließen erfolgt nun so, daß die durch Kohäsionsüberwindung bedingten Gefügeveränderungen ein Eindrehen der Gleitrichtungen der einzelnen Kristalle in die Hauptschubspannungsrichtung ermöglichen und dadurch das bisher zurückgehaltene Gleiten derselben plötzlich und stoßartig auslösen. Als Maß der plastischen Verformbarkeit jeder Schicht kann man auf Grund einer Arbeit von Kuntze<sup>3)</sup> und Sachs die Fließlänge  $\lambda_F$  des Baustahls von  $\epsilon_{F1} = \frac{\sigma_F}{E}$  bis  $\epsilon_{F2}$ , der Gesamtdehnung beim Beginn der Verfestigung, annehmen (Bild 1), und es wird zulässig sein, einen etwaigen, sicherlich nur geringfügigen Einfluß des Gütegrades der Schicht auf  $\lambda_F$  zu vernachlässigen. Was nun das Verformungsgesetz einer Einzelschicht anbetrifft, so bestehen dabei im wesentlichen zwei Möglichkeiten:

a) Die betroffene Schicht fließt sofort um den vollen Betrag und verformt sich nachher wieder so lange rein elastisch, bis das Fließen alle Schichten des Werkstoffes erfaßt hat; erst dann setzt die Verfestigung ein.

$\lambda_1$  ist daher zwischen  $\sigma_P$  und  $\sigma_F$  von der Spannungshöhe unabhängig. b) Im Sinne der Auffassung von Köster<sup>4)</sup> fließt eine Schicht zunächst bis zur Spannungsdehnungslinie der weichen Ferritmasse und folgt dann bei weiterer Laststeigerung dieser Linie; um rechnen zu können, wird man die Vereinfachung treffen müssen (Bild 2), das Fließen auf einmal bis zu der der endgültigen Laststeigerung entsprechenden Fließlänge  $\lambda_2$  zu erstrecken.  $\lambda_2$  ist in diesem Falle mit der Spannungshöhe veränderlich. In Bild 2 ist die Spannungsdehnungslinie einer Schicht unter den Voraussetzungen a und b eingetragen, die bei  $\sigma_1$  zu fließen beginnt, wenn die Last weiter bis zu  $\sigma_2$  gesteigert wird.

Welche Voraussetzung dem tatsächlichen Verhalten des Werkstoffes besser entspricht, wird nur aus den Rechenergebnissen zu beurteilen sein. Es ist aber auch ganz gut möglich, daß die Voraussetzungen 1 und 2 Grenzfälle beschreiben, innerhalb welcher dann die wirklichen Erscheinungen zu finden sein müssen.

Will man auf Grund eines Schwächungsgrades einzelner Schichten die Spannungsdehnungslinie des Baustahls im Gebiete  $\sigma_P < \sigma < \sigma_F$  entwickeln, so kommt es zunächst auf zwei Größen an:

1. auf den Anteil a an geschwächten Schichten in der Längeneinheit und
2. auf das Verteilungsgesetz der einzelnen Schwächungsgrade.

Diese beiden Größen, die nun das Formänderungsverhalten des Werkstoffes bestimmen, sind

<sup>3)</sup> W. Kuntze u. G. Sachs, Zur Kenntnis der Streckgrenze von Stahl. Z. d. Vdl 1928, Bd. 72.

<sup>4)</sup> W. Köster, H. v. Köckritz u. E. H. Schulz, Zur Kenntnis der Form der Spannungs-Dehnungs-Kurven auf Grund der Messung des zeitlichen Verlaufes der Alterung weichen Stahls. Archiv für das Eisenhüttenwesen 1932/33.

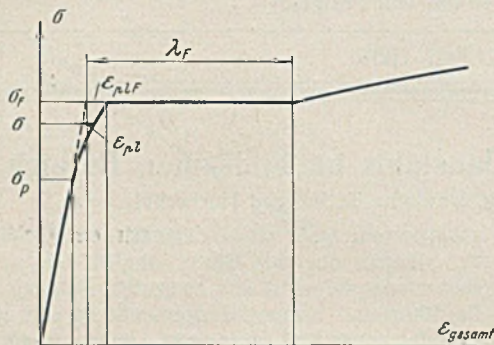


Bild 1.

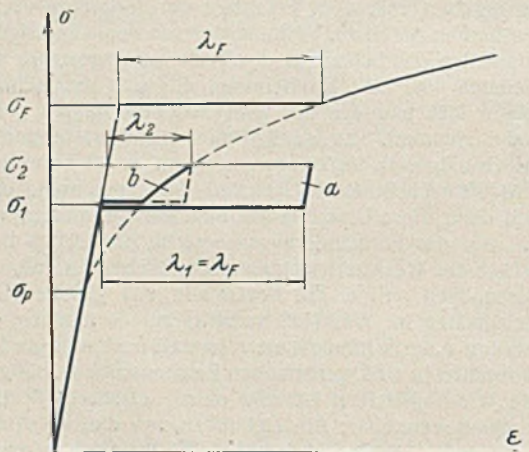


Bild 2.

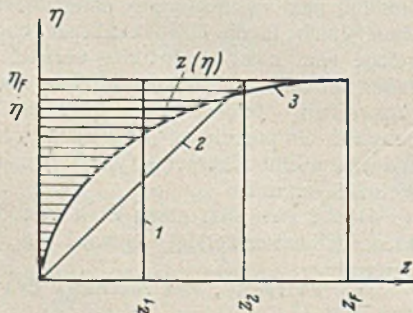


Bild 3.

nicht durch unmittelbare Messung zu erhalten, sondern sie können nur durch Rückschluß aus genauen Formänderungsmessungen gewonnen werden. Der Gütegrad einer Schicht kommt zum Ausdruck durch die Spannung, bei der diese Schicht fließt; es erscheint zweckmäßig, denselben dimensionslos zu machen und durch die Größe

$$(1) \quad \eta = \frac{\sigma - \sigma_P}{\sigma_P}$$

zu kennzeichnen.  $\eta = 0$  entspricht einem Gütegrade, bei dem die schwächsten Schichten zu fließen beginnen ( $P$ -Grenze); bei  $\eta = \eta_F = \frac{\sigma_F - \sigma_P}{\sigma_P}$

setzt dann auch das Fließen der fehlerfrei gebauten Schichten ein. Das Verteilungsgesetz der Gütegrade der einzelnen Schichten ist durch thermodynamische Vorgänge beim Übergang aus der Schmelze in den festen Zustand bestimmt. Solange darüber keine Untersuchungen und Beobachtungen vorliegen, erscheint als einziger Weg, in diese Verhältnisse einigen Einblick zu gewinnen, der, mögliche Verteilungsgesetze auf ihren Einfluß auf den plastischen Anteil  $\epsilon_{pl}$  der Verformung zu verfolgen. Nimmt man zunächst einmal an, daß innerhalb der geschwächten Masse alle Gütegrade  $\eta$  in derselben Anzahl  $z_1$  vorhanden sind (Linie 1 in Bild 3), so muß

$$(2) \quad s \int_0^{\eta_F} z_1 d\eta = a \quad \text{oder} \quad a = s z_1 \eta_F$$

sein, wobei  $s$  die Dicke einer Einzelschicht bedeutet. Damit wird die bleibende Dehnung der Längeneinheit des Stabes

$$(3) \quad \epsilon_{pl} = s \lambda \int_0^{\eta} z_1 d\eta = s \lambda z_1 \eta = a \lambda \cdot \frac{\eta}{\eta_F}$$

Je nach der Voraussetzung, die man nun über die Spannungsdehnungslinie der Einzelschicht macht, erhält man im Fall a mit  $\lambda = \lambda_F$

$$(3a) \quad \epsilon_{pl} = a \lambda_F \cdot \frac{\eta}{\eta_F};$$

im Fall b ist  $\lambda_2$  von  $\eta$  abhängig. Nimmt man der Einfachheit halber die Spannungsdehnungslinie des reinen Ferrits als Parabel an, die an der Stelle  $\eta = 0$  die Hooke'sche Gerade berührt und an der Stelle  $\eta = \eta_F$  den Wert  $\lambda_F$  hat, so ergibt sich

$$(4) \quad \lambda_2 = \lambda_F \left( \frac{\eta}{\eta_F} \right)^2,$$

und damit wird

$$(3b) \quad \epsilon_{pl} = a \lambda_F \left( \frac{\eta}{\eta_F} \right)^3.$$

Bezeichnet man den plastischen Anteil der gesamten Verformung beim Erreichen von  $\sigma_F$  mit  $\epsilon_{plF} = \epsilon_F - \frac{\sigma_F}{E}$ , so erhält man aus Gl. (3a) u. (3b) mit  $\eta = \eta_F$  die Größe  $\epsilon_{plF} = a \lambda_F$  und damit

$$(5a) \quad \epsilon_{pl} = \epsilon_{plF} \cdot \frac{\eta}{\eta_F} \quad \text{bzw.}$$

$$(5b) \quad \epsilon_{pl} = \epsilon_{plF} \left( \frac{\eta}{\eta_F} \right)^3.$$

Gleichung (5a) stellt eine gerade Linie vor (Linie 1 in Bild 4); unter sonst durchaus möglichen Voraussetzungen bekommt man somit ein Ergebnis, das mit den Beobachtungen nicht übereinstimmt, und man kann daraus den Schluß ziehen, daß die Annahme  $z = z_1$  nicht brauchbar ist. Das erscheint auch recht naheliegend, da  $z = z_1$  einem großen inneren Zwange auf den Gefügebau gleichkommt, für den die physikalischen Grundlagen fehlen. Nicht viel wahrscheinlicher ist auch der geradlinige Ansatz

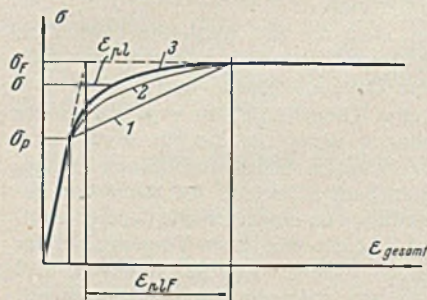


Bild 4.

$$(6) \quad z = z_2 \cdot \frac{\eta}{\eta_F}$$

(Linie 2 in Bild 3), womit sich zunächst aus  $s \int_0^{\eta_F} z_2 \cdot \frac{\eta}{\eta_F} \cdot d\eta = a$  die Beziehung  $a = \frac{1}{2} \cdot s z_2 \eta_F$  ergibt.

Damit wird wieder

$$(7) \quad \epsilon_{pl} = s \lambda \int_0^{\eta} z_2 \cdot \frac{\eta}{\eta_F} \cdot d\eta = \frac{1}{2} \cdot s \lambda z_2 \left( \frac{\eta}{\eta_F} \right)^2 = \epsilon_{plF} \left( \frac{\eta}{\eta_F} \right)^2$$



Berücksichtigt man nur die eine Möglichkeit  $\lambda = \lambda_F$ , so erhält man für  $\epsilon_{pl}$  eine Parabel (Linie 2 in Bild 4), die wohl bereits besser mit der Erfahrung übereinstimmt, die aber noch durchaus nicht befriedigt, da man fast immer mit wachsender Spannung eine Verstärkung der Krümmung der Linie  $\epsilon_{pl}(\sigma)$  beobachtet. Dem kann durch eine natürlichere Wahl des Verteilungsgesetzes Rechnung getragen werden. Wenn in der Längeneinheit der überwiegende Teil des Werkstoffes fehlerfreies Gefüge aufweist, wird anzunehmen sein, daß ein stetiger Übergang in diesen vollkommenen Zustand vorhanden sein muß, und ebenso wird eine zunehmende Schwächung mit immer größer werdender Seltenheit einhergehen. Die einfachste mathematische Form für ein Verteilungsgesetz, das derartigen Randbedingungen Genüge leistet, ist eine Ellipse, deren Halbachsen  $z_F$  und  $\eta_F$  um so kleiner werden, je mehr sich der Baustahl dem elastisch-idealplastischen Verhalten nähert. Eine derartige Annahme ist natürlich zunächst nicht weiter zu begründen; sie kann ihre Brauchbarkeit nur mit den aus ihr entwickelten Rechenergebnissen beweisen. Es erscheint aber nicht ausgeschlossen, daß es einmal möglich sein wird, ein solches Gesetz thermodynamisch zu untermauern und die Schichtanzahl  $z$  eines Gütegrades als Wahrscheinlichkeit dieses Zustandes zu deuten; die wirklichen Schichtzahlen dürfen dann um diese Linie herum mehr oder weniger weit streuen. Die Ellipse ist nur die einfachste Möglichkeit; es sind auch Linien  $z(\eta)$  höheren Grades denkbar, die sich besser in den Winkel hineinschmiegen, der von der  $\eta$ -Achse und der Geraden  $\eta = \eta_F$  gebildet wird (Bild 3), doch ist es zunächst überflüssig, derartige Verallgemeinerungen zu untersuchen.

Es ist

$$(8) \quad z = z_F \left[ 1 - \sqrt{1 - \left(\frac{\eta}{\eta_F}\right)^2} \right]$$

und damit

$$(9) \quad \epsilon_{pl} = s \lambda z_F \int_0^{\eta} \left[ 1 - \sqrt{1 - \left(\frac{\eta}{\eta_F}\right)^2} \right] d\eta \\ = s \lambda z_F \eta_F \left[ \frac{\eta}{\eta_F} - \frac{1}{2} \cdot \frac{\eta}{\eta_F} \sqrt{1 - \left(\frac{\eta}{\eta_F}\right)^2} - \frac{1}{2} \cdot \arcsin \frac{\eta}{\eta_F} \right].$$

Für den Fall a ist unmittelbar der Ausdruck (9) gültig, wenn man  $\lambda = \lambda_F$  setzt, für den Fall b gewinnt man mit Hilfe von Gl. (4) die Beziehung

$$(9b) \quad \epsilon_{pl} = s \lambda_F z_F \eta_F \left(\frac{\eta}{\eta_F}\right)^2 \left[ \frac{\eta}{\eta_F} - \frac{1}{2} \cdot \frac{\eta}{\eta_F} \sqrt{1 - \left(\frac{\eta}{\eta_F}\right)^2} - \frac{1}{2} \cdot \arcsin \frac{\eta}{\eta_F} \right].$$

Um die Rechnung noch weiter zu vereinfachen, empfiehlt es sich, den Bereich von  $\eta = 0$  bis  $\eta = \eta_F$  in  $n$  gleiche Teile  $\Delta\eta$  zu unterteilen; dann ist  $\eta = \nu \Delta\eta$  und  $\eta_F = n \Delta\eta$ , und man erhält im Falle a

$$(10a) \quad \epsilon_{pl} = s \lambda_F z_F \eta_F \left[ \frac{\nu}{n} - \frac{1}{2} \cdot \frac{\nu}{n} \sqrt{1 - \left(\frac{\nu}{n}\right)^2} - \frac{1}{2} \cdot \arcsin \frac{\nu}{n} \right] \\ = s \lambda_F z_F \eta_F f_1 \left(\frac{\nu}{n}\right)$$

und im Falle b

$$(10b) \quad \epsilon_{pl} = s \lambda_F z_F \eta_F \left(\frac{\nu}{n}\right)^2 f_1 \left(\frac{\nu}{n}\right).$$

$\nu$  und  $n$  sind darin ganze Zahlen, und es ist immer  $0 < \nu < n$ .

Für  $\nu = n$  bekommt man wieder

$$\epsilon_{plF} = \left(1 - \frac{\pi}{4}\right) s \lambda_F z_F \eta_F = 0,2146 s \lambda_F z_F \eta_F,$$

und es ergibt sich schließlich

$$(11a) \quad \epsilon_{pl} = 4,6598 \epsilon_{plF} f_1 \left(\frac{\nu}{n}\right) \text{ bzw.}$$

$$(11b) \quad \epsilon_{pl} = 4,6598 \epsilon_{plF} \left(\frac{\nu}{n}\right)^2 f_1 \left(\frac{\nu}{n}\right).$$

Diese beiden Gleichungen lassen sich zahlenmäßig sehr einfach auswerten, wenn die Werte  $f_1\left(\frac{\nu}{n}\right)$  und  $\left(\frac{\nu}{n}\right)^2 f_1\left(\frac{\nu}{n}\right)$  ausgerechnet vorliegen; sie sind in Zahlentafel 1 für  $n = 10$  enthalten, wobei bemerkt sein soll, daß sie für jeden Wert  $\sigma_F - \sigma_p$  benutzbar sind, da sie  $\epsilon_{pl}$  immer in den Zehntelpunkten des Bereichs angeben. In Zahlentafel 1 sind außerdem noch die Größen  $\epsilon_{pl}(\sigma)$  für einen Baustahl eingetragen worden, wie ihn Roß<sup>5)</sup> und Eichinger ihren Untersuchungen über die Tragfähigkeit gedrückter Stäbe zugrunde gelegt haben und für den  $\sigma_p = 1,90 \text{ t/cm}^2$ ,  $\sigma_F = 2,70 \text{ t/cm}^2$  und  $\epsilon_{plF} = 0,0025 - \frac{2,70}{2150} = 0,00125$  angenommen worden ist. Sie sind der besseren Übersicht halber in Bild 5 aufgetragen und der von Roß benutzten Linie  $\epsilon_{pl}(\sigma)$  gegenübergestellt worden. Diese Linie ist durch Mittelbildung aus zahlreichen

Versuchen gewonnen worden; sie liegt zwischen den gerechneten und näher zum Falle a. Man kann daraus den Schluß ziehen, daß die zu a gehörigen Voraussetzungen besser den tatsächlichen Gegebenheiten zu entsprechen scheinen.

Zahlentafel 1.

$\nu$	$f_1\left(\frac{\nu}{n}\right)$	$\left(\frac{\nu}{n}\right)^2 f_1\left(\frac{\nu}{n}\right)$	$\epsilon_{pl}$ nach (11 a) in ‰	$\epsilon_{pl}$ nach (11 b) in ‰
0	0,000 000	0,000 000	0,000 000	0,000 000
1	0,000 171	0,000 002	0,000 996	0,000 010
2	0,001 340	0,000 054	0,007 630	0,000 305
3	0,004 569	0,000 411	0,026 613	0,002 395
4	0,010 936	0,001 750	0,063 700	0,010 192
5	0,021 695	0,005 424	0,126 369	0,031 592
6	0,038 250	0,013 770	0,222 798	0,080 207
7	0,062 351	0,030 552	0,363 181	0,177 959
8	0,096 350	0,061 664	0,561 218	0,359 179
9	0,143 974	0,116 619	0,838 618	0,679 280
10	0,214 600	0,214 600	1,250 000	1,250 000

Damit ist der technisch wichtigste Teil der Spannungsdehnungslinie des Baustahls analytisch erfaßt; es erscheint jedoch noch notwendig, einige Worte über die obere Fließgrenze  $\sigma_{F0}$  hinzuzufügen. Der plötzliche Lastabfall an der oberen Fließgrenze ist in letzter Zeit von einigen Werkstoffprüfern gelehrt bzw. auf den wirklichen Vorgang verschleiende Eigenschaften der Prüfmaschinen zurückgeführt worden, so daß diese obere Fließgrenze als die eigentliche Fließkennziffer in die Festigkeitsberechnungen einzuführen gewesen wäre. Auf Grund der Versuche von Pomp<sup>6)</sup> und Krisch besteht jedoch eigentlich kein Zweifel mehr darüber, daß man es dabei mit Erscheinungen zu tun hat, die eine große Ähnlichkeit mit dem Verzweigungspunkte des Gleichgewichts bei den Stabilitätsproblemen der Elastizitätstheorie aufweisen; beim Überschreiten dieses Verzweigungspunktes kann theoretisch

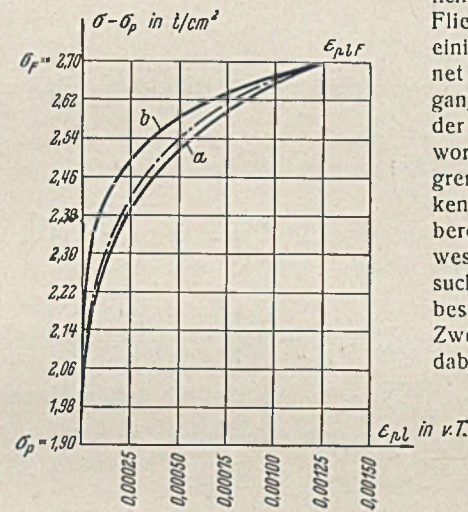


Bild 5.

wohl auch die labile Gleichgewichtslage aufrechterhalten bleiben, tatsächlich wird sich aber meist die kleine Störung finden, die den Körper in eine neue, stabile Lage überführt. Die obere Fließgrenze ist mit größter Wahrscheinlichkeit eine labile Form des inneren Gleichgewichts, eine Verzögerung der Fließschichtenbildung (durch die Fließschichtenbildung kommt die neue, stabile Form des inneren Gleichgewichts zustande), die bei besonders günstigen Versuchsbedingungen, wie vollständige Gleichmäßigkeit des Werkstoffes, ideale Geradheit des Stabes, Vermeidung der geringsten Fehlerhebel des Lastangriffs usw. in Erscheinung tritt; kommt jedoch eine Störung hinzu, so fällt durch die dann einsetzende Fließschichtenbildung die obere  $F$ -Grenze auf die „natürliche“ untere herab. Ein unmittelbarer Beweis für diese Auffassung sind die Versuche von Reggiori<sup>7)</sup>, der bei Erschütterung der Probe das Verschwinden einer oberen  $F$ -Grenze feststellte, die vorher ohne zusätzliche Erschütterung vorhanden gewesen war. Damit erklärt sich auch die große Streuung der oberen  $F$ -Grenze, die sie als Werkstoffziffer schon immer unverwendbar gemacht hatte.

Eine obere  $F$ -Grenze wird hauptsächlich bei welchen Kohlenstoffstählen beobachtet, die außerdem auch kleine Werte von  $\epsilon_{plF}$  aufweisen; sie läßt daher einen Schluß auf eine größere Gleichmäßigkeit des Gefüges zu. Dies steht in Übereinstimmung mit der aus anderen Beobachtungen erschlossenen Tatsache, daß bei härteren Kohlenstoffstählen mit unsicherer oder verschwindender oberer  $F$ -Grenze und größeren Werten von  $\epsilon_{plF}$  stärkere Gefügestörungen aller Art angenommen werden müssen. Neben dem ersten, hauptsächlich Spannungsabfall beobachtet man in der Regel im Bereich der Fließlänge weitere, niedrigere Zacken; das sind wieder obere Fließgrenzen von Schichtengruppen, die aus irgendwelchen Gründen mit dem Fließen etwas später einsetzten und die die frühere

<sup>5)</sup> M. Roß, Die Bemessung zentrisch und exzentrisch gedrückter Stäbe auf Knickung. Bericht der II. internationalen Tagung für Brückenbau und Hochbau, Wien 1928.

<sup>7)</sup> A. Reggiori, Sul limite di snervamento superiore ed inferiore degli acciai. Metallurg. ital. 28, 1936.



Höhe von  $\sigma_{F0}$  nicht mehr erreichen konnten, da durch das vorangegangene Fließen anderer Schichten bereits leichter Störungen der labilen Gleichgewichtsverhältnisse möglich sind. Beim Zugstab können z. B. durch „örtliches“ Fließen leicht kleine Krümmungen im ursprünglich geraden Stabe entstehen.

Aus allen diesen Gründen erscheint es daher zweckmäßig und gerechtfertigt, von der Einführung der unsicheren oberen  $F$ -Grenze in die rechnende Festigkeitslehre abzusehen.

**2. Die Knickung des geraden Stabes im bildsamen Bereich des Baustahls.**

Es soll nun untersucht werden, wie sich mit Hilfe der Linien  $\epsilon_{pl}(\nu)$  nach Gl. (11a) bzw. (11b) die Knicklast eines Stabes für Schlankheitsverhältnisse  $\lambda$  kleiner als  $\lambda_p = \pi \sqrt{\frac{E}{\sigma_p}}$  berechnet, und zwar sollen dabei die gleichen Voraussetzungen gemacht werden, die Engeßer zur Behandlung dieser Aufgabe machen mußte. Die gesamte Dehnung im Bereich  $\sigma_p < \sigma < \sigma_F$  ist

$$\epsilon_{\text{gesamt}} = \frac{\sigma}{E} + \epsilon_{pl}(\sigma),$$

daraus berechnet sich

$$(12) \quad \frac{d\epsilon_{\text{gesamt}}}{d\sigma} = \frac{1}{E} + \frac{d\epsilon_{pl}}{d\sigma} \cdot \frac{d\eta}{d\sigma}$$

Man erhält nun nach Gl. (1)

$$\frac{d\eta}{d\sigma} = \frac{1}{\sigma_p}$$

Unter Zugrundelegung des Fließvorganges für die Einzelschicht nach der Auffassung *a* erhält man nach Gl. (9)

$$\frac{d\epsilon_{pl}}{d\eta} = s \lambda_F z_F \left[ 1 - \sqrt{1 - \left(\frac{\eta}{\eta_F}\right)^2} \right] = 4,6598 \cdot \frac{\epsilon_{pl} F}{\eta_F} \left[ 1 - \sqrt{1 - \left(\frac{\eta}{\eta_F}\right)^2} \right]$$

und damit berechnet sich nun

$$(13) \quad \frac{d\epsilon_{\text{gesamt}}}{d\sigma} = \frac{1}{E} + 4,6598 \cdot \frac{\epsilon_{pl} F}{\sigma_F - \sigma_p} \left[ 1 - \sqrt{1 - \left(\frac{\sigma - \sigma_p}{\sigma_F - \sigma_p}\right)^2} \right]$$

Bezeichnet man, wie üblich,  $\frac{d\epsilon_{\text{gesamt}}}{d\sigma} = \frac{1}{E'}$  und führt die frühere Unterteilung des Bereichs  $\sigma_p < \sigma < \sigma_F$  in  $n$  gleiche Teile durch, so ergibt sich

$$(14) \quad \frac{1}{E'} = \frac{1}{E} + \alpha \text{ bzw. } E' = \frac{E}{1 + \alpha E'}$$

wenn

$$(15a) \quad \alpha = 4,6598 \cdot \frac{\epsilon_{pl} F}{\sigma_F - \sigma_p} \left[ 1 - \sqrt{1 - \left(\frac{\nu}{n}\right)^2} \right]$$

bedeutet. Berücksichtigt man die Köstersche Auffassung über den Fließvorgang in der Einzelschicht (Fall b), so bekommt man aus Gl. (9b)

$$\frac{d\epsilon_{pl}}{d\eta} = 4,6598 \cdot \frac{\epsilon_{pl} F}{\eta_F} \cdot \frac{\eta}{\eta_F} \left[ 3 \cdot \frac{\eta}{\eta_F} - 2 \cdot \frac{\eta}{\eta_F} \sqrt{1 - \left(\frac{\eta}{\eta_F}\right)^2} - \arcsin \frac{\eta}{\eta_F} \right]$$

und es berechnet sich

$$(15b) \quad \alpha = 4,6598 \cdot \frac{\epsilon_{pl} F}{\sigma_F - \sigma_p} \cdot \frac{\nu}{n} \left[ 3 \cdot \frac{\nu}{n} - 2 \cdot \frac{\nu}{n} \sqrt{1 - \left(\frac{\nu}{n}\right)^2} - \arcsin \frac{\nu}{n} \right]$$

Für den Rechteckquerschnitt ergibt sich nun bekanntlich der Knickmodul  $T_k$  nach Engeßer mit

$$(16) \quad T_k = \frac{4EE'}{(\sqrt{E} + \sqrt{E'})^2}$$

Zahlentafel 2.

$\nu$	$\sigma_k$	$E'$ nach (15a) in t/cm <sup>2</sup>	$T_k$ nach (15a) in t/cm <sup>2</sup>	$\lambda$ nach (15a)	$E'$ nach (15b) in t/cm <sup>2</sup>	$T_k$ nach (15b) in t/cm <sup>2</sup>	$\lambda$ nach (15b)
0	1,90	2150	2150	105,6	2150	2150	105,6
1	1,98	1994	2069	101,6	2147	2149	103,5
2	2,06	1633	1867	94,7	2106	2128	101,3
3	2,14	1249	1609	86,0	1941	2041	96,8
4	2,22	932	1355	77,0	1597	1836	91,3
5	2,30	694	1129	70,0	1153	1542	81,0
6	2,38	520	935	62,3	755	1191	69,7
7	2,46	393	771	55,6	472	875	59,2
8	2,54	296	630	49,5	292	632	46,9
9	2,62	219	503	43,5	176	426	40,3
10	2,70	129	333	34,9	92	253	30,0

und die Knicklast  $P_k$  des Stabes ist dann aus der Gleichung

$$\sigma_k = \frac{P_k}{F} = \frac{\pi^2 T_k}{\lambda^2}$$

zu ermitteln. Gl. (16) gilt nur für den Rechteckquerschnitt; es bereitet aber keine Schwierigkeiten, bei Kenntnis von  $E'(\sigma)$  auch für andere Querschnittsformen den Knickmodul zu berechnen. Für den Stahl mit den früher bereits angegebenen Festigkeitseigenschaften ist nun das Ergebnis der Rechnung in die Zahlentafel 2 eingetragen und in Bild 6 übersichtlich zusammengestellt worden.

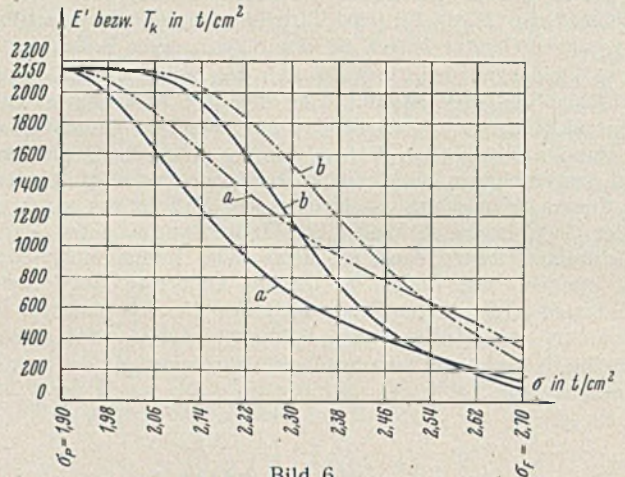


Bild 6.

Faßt man jede Spannung  $\sigma_p < \sigma < \sigma_F$  als Knickspannung auf, so berechnet sich das zugehörige Schlankheitsverhältnis aus

$$(17) \quad \lambda = \pi \sqrt{\frac{T_k}{\sigma_k}}$$

In der Zahlentafel 2 ist auch der Inhalt dieser Gleichung unter den zwei Annahmen über das Formänderungsgesetz der Einzelschicht eingetragen; Bild 7

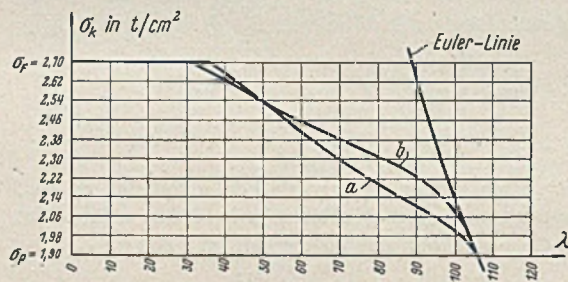


Bild 7.

gibt eine deutliche Übersicht über das erhaltene Ergebnis. Man erkennt aus diesem Bilde die außerordentliche Empfindlichkeit der Knickspannungslinie  $\sigma_k(\lambda)$  auf Abweichungen des Formänderungsverhaltens von der Hookeschen Geraden. Die Linie *a*,

deren Formänderungsgesetz dem tatsächlichen Verhalten des Baustahls besser entspricht, ist nur wenig gekrümmt und läßt sich näherungsweise durch eine Gerade wiedergeben; damit erhält man das bekannte Gesetz von Tetmajer über die Knickung im elastisch-plastischen Bereich, deren Festwerte nun auch auf theoretischem Wege für jede Stahlsorte ermittelt werden können. Für den elastisch-idealplastischen Werkstoff würde natürlich die Euler-Linie bis  $\sigma_F$  Gültigkeit haben; die Versuche von Rein<sup>b)</sup>, die mit Stählen durchgeführt wurden, bei denen die  $P$ -Grenze sehr nahe an der  $F$ -Grenze lag, haben diese Forderung sehr deutlich bestätigt.

**3. Das Formänderungsgesetz bei reiner Biegung.**

Es entsteht nun die Frage, in welcher Weise das Formänderungsgesetz des reinen Zuges dasjenige bei verwickelteren Beanspruchungen bestimmt, wobei vor allem an den Einfluß eines Spannungszustandes auf das Fließen ist ja durch frühere Untersuchungen<sup>a)</sup> bereits weitgehend geklärt. Zur Erkenntnis der obigen Frage soll zunächst die reine Biegung eines Balkens mit rechteckigem Querschnitt untersucht werden. Der Stahl sei durch seine  $P$ -Grenze, seine  $F$ -Grenze, durch die Größe  $\epsilon_{pl} F$  und durch das unter Ziffer 1 erläuterte Verteilungsgesetz des Gütegrades seiner geschwächten Schichten gegeben. Der plastische Verformungsmechanismus besteht nun nicht mehr in einem Abrutschen einzelner Schichten aneinander infolge gleichgerichteten Gleitens der Kristalle einer dünnen Zwischenschicht, sondern er wird nun durch das in einer früheren Arbeit<sup>b)</sup> bereits ausführlich beschriebene „Biegefließen“ wiedergegeben, das wiederum durch an das Spannungsfeld angepaßte Gleitvorgänge in den Kristallen dieser dünnen Zwischenschicht unter Annahme des Gesetzes vom Eben-

<sup>a)</sup> W. Rein, Berichte des Ausschusses für Versuche im Stahlbau, Ausgabe B, Heft 4.

<sup>b)</sup> W. Kuntze, Zur Frage der Festigkeit bei räumlichen Spannungszuständen. Stahlbau 1937, Heft 23.



bleiben der Querschnitte zu einer plastischen Winkeländerung  $\gamma_F'$  in der gegenseitigen Lage zweier Nachbarschnitte führt (Bild 8). Um die Verformung eines Balkens von der Länge  $l$  zu beschreiben, der praktisch bereits aus unendlich vielen Einzelschichten besteht, kann man auf der Abszissenachse entweder die Winkeländerung in der Stablänge  $l$  oder auch die Dehnung oder Verkürzung einer Randfaser auftragen; bei Ebenbleiben der Querschnitte müssen beide Wege zu dem gleichen Ergebnis führen, da durch eine nur von der Balkenhöhe abhängige Größe das eine Verformungsmaß unmittelbar in das andere übergeführt werden kann.

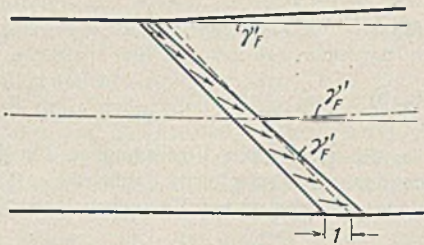


Bild 8.

Die beiden Linien für Zug und Biegung werden voraussichtlich einander sehr ähnlich sein; sie können daher durch dieselben Größen beschrieben werden, die nun mit  $\sigma_P'$ ,  $\sigma_F'$  und  $\epsilon_{plF}'$  bezeichnet werden sollen (Bild 9).  $\sigma_P' = \sigma_P$  und  $\sigma_F' = \sigma_F$  sind die Grundannahmen der älteren Plastizitätslehre, die daraus auf örtliches Fließen und plastischen Spannungsabbau schließen mußte, um die Beobachtungen zu erklären.

Die neuere Plastizitätslehre vermeidet diese mehr oder weniger nur erdachten Vorstellungen und bleibt zumindest für den Baustahl auf dem Boden der Erfahrung und Beobachtung, wenn sie die plastische Verformung als durch Fließschichtenbildung hervorgerufen erklärt. Beim Spannungsfeld muß ein unterbeanspruchter Teil der Fließschicht, deren Verlauf sich mit der Hauptschubspannungsfläche deckt, das Fließen so lange hemmen, bis der im überlasteten Teile aufgespeicherte Fließdruck  $S$  die Größe der Fließhemmung  $H$  erreicht hat. In einer früheren Arbeit<sup>1)</sup> habe ich bereits ausgeführt, daß man diese Fließhemmung  $H$  mit den Festigkeitsresten in der Fließschicht zu verknüpfen hat, wobei in diesem Falle unter Festigkeit die Spannung beim Eintreten einer inneren Gefügeveränderung (Bruch der Zementitplättchen) verstanden werden soll, und von der außerdem zu berücksichtigen ist, daß sie im Querschnitt keine unveränderliche Größe vorstellt, sondern von der Lage einer Stelle zur Randfaser abhängig sein muß. Mit Hilfe derartiger Vorstellungen gelingt es, das Eintreten des Fließens an eine neue, dimensionslose Werkstoffziffer  $c$  zu binden, die ein Maß für die Fähigkeit des Werkstoffs ist, eine „Feldwirkung“ zu entwickeln. In übertragenem Sinne kann  $c$  als eine Art „innere Reibung“ gedeutet werden;  $c = 0$  wäre eine völlig glatte Schicht, bei der ein örtlicher Anstoß genügt, um ein Abrutschen in Gang zu bringen. Unter örtlichem Anstoß wäre hier zu verstehen, daß die Spannungsspitze des elastischen Feldes die Festigkeit  $\sigma_P$  oder  $\sigma_F$  erreicht hat.  $c > 0$  bedeutet eine raue Schicht, so daß die Last noch weiter gesteigert werden muß, um das Fließen zu bewirken, da neben der Festigkeit auch noch die Reibung zu überwinden ist.

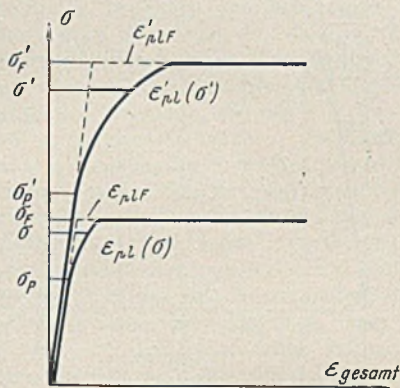


Bild 9.

Es würde nun ganz im Einklang mit den unter Ziffer 1 besprochenen Vorstellungen stehen, den verschiedenen Gütegraden der einzelnen Schichten einen verschiedenen Wert von  $c$  zuzuordnen. Die  $P$ -Grenze wurde als jene Festigkeit bezeichnet, bei der die schlechtesten und von Natur aus aufgelockertsten Schichten zum Fließen kommen; diesen Schichten wird der Kleinstwert von  $c$ , der Wert  $c_P$ , entsprechen, während mit den Schichten höchster Güte der GrößtWert  $c_F$  zu verbinden sein wird.  $c_P$  kann natürlich auch gleich Null werden; dem entspräche dann ein Werkstoff, der nicht mehr die Fähigkeit hätte, beim Anlegen eines Spannungsfeldes seine  $P$ -Grenze zu erhöhen. Das Formänderungsgesetz der Biegung enthielte dann eine gekrümmte Linie von  $\sigma_P$  bis  $\sigma_F'$ . Es besteht selbstverständlich auch die Möglichkeit, daß beim Baustahl eine Gefügeform vorkommt, für die  $c_P = c_F = 0$  ist; man braucht daher aus derartigen Beobachtungen nicht mehr auf die Notwendigkeit zu schließen, zu den Vorstellungen der älteren Plastizitätslehre zurückzukehren. Wie bereits ausgeführt wurde, wird es sich in solchen Fällen um Stähle handeln, die infolge der Kristallisationsvorgänge von Haus aus einen größeren Gehalt an feinsten Poren und Gefügestörungen aufweisen, oder um Stähle, deren Gefüge die Ausbildung einer ausgesprochenen Fließgrenze gar nicht mehr zuläßt.  $\sigma_F$  wäre dann der höchsten, ohne innere Zerrüttung ertragbaren Spannung gleichzusetzen, und man erhielte dann eine Spannungsdehnungslinie der Biegung, die mit der des Zuges genau übereinstimmen müßte.

Die Zahlen  $c_P$  bzw.  $c_F$  bestimmen die Feldwirkung an der  $P$ - bzw. an der  $F$ -Grenze, die wieder durch

$$\alpha_P = \frac{\sigma_P' - \sigma_P}{\sigma_P} \quad \text{und durch} \quad \alpha_F = \frac{\sigma_F' - \sigma_F}{\sigma_F}$$

ausgedrückt werden soll. Für einen beliebigen Zwischenwert  $\sigma_P < \sigma < \sigma_F$  ist dann in ähnlicher Weise die Feldwirkung  $\alpha = \frac{\sigma' - \sigma}{\sigma}$ , und solange keine diesbezüglichen genauen Beobachtungen vorliegen, liegt es nahe, für  $\alpha$  einen geradlinigen Ansatz (Bild 10) zu machen:

$$(18) \quad \alpha = \alpha_P + (\alpha_F - \alpha_P) \frac{\sigma'}{\sigma}$$

$c$  kann derzeit nur aus genormten Versuchen bestimmt werden, wofür Biegeversuche mit niedrigen Balken rechteckigen Querschnitts vorgeschlagen worden sind; aus derartigen Versuchen können die Größen  $\alpha_P$  und  $\alpha_F$  entnommen werden<sup>10)</sup>, womit sich dann  $c$  mit

$$(19) \quad c = \frac{\alpha^2}{2(\alpha + 1)(\alpha + 2)}$$

berechnet, aus der sich durch Einsetzen von Gl. (18) leicht die damit angenommene Gesetzmäßigkeit  $c(\eta)$  ermitteln läßt (Bild 11). Setzt man z. B.  $\alpha_P = 0,25$  und  $\alpha_F = 0,50$ , was ungefähr einer Hebung der  $P$ -Grenze bei der Biegung auf die  $F$ -Grenze des Zuges entspricht, so erhält man  $c_P = \frac{1}{90}$  und  $c_F = \frac{1}{30}$  und

$$(20) \quad c = \frac{1}{2} \cdot \frac{\left(1 + \frac{\sigma'}{\sigma}\right)^2}{\left(5 + \frac{\sigma'}{\sigma}\right)\left(9 + \frac{\sigma'}{\sigma}\right)}$$

Für einen gegebenen Wert von  $c$  berechnet sich mit Hilfe von Gl. (19)

$$(21) \quad \alpha = \frac{3c}{1 - 2c} \left[ 1 + \frac{1}{3} \sqrt{1 + \frac{4}{c}} \right]$$

Berücksichtigt man die Beziehung (20), dann muß sich daraus  $\alpha$  in der Form  $\alpha = 0,25 \left(1 + \frac{\sigma'}{\sigma}\right)$  ergeben, in Übereinstimmung mit Gl. (18). Mit diesen Beziehungen läßt sich zu jedem Wert  $\sigma$  die durch die reine Biegung gehobene Spannung  $\sigma'$  berechnen.

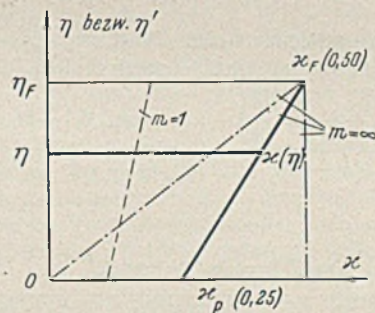


Bild 10.

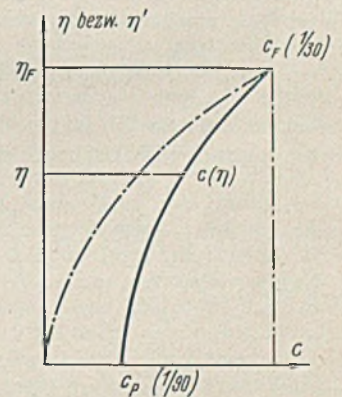


Bild 11.

Im Falle eines allgemeineren, linearen Spannungsfeldes, das durch eine außermittig angreifende Kraft mit dem Außermittigkeitsmaß  $m$  hervorgerufen wird, ist  $\alpha$  abhängig von  $c$  und von  $m$ . Man erhält

$$(22) \quad c = \frac{\alpha^2 \left(\frac{m+1}{m}\right)^2}{2(1+\alpha)\left(2+\alpha \cdot \frac{m-1}{m}\right)}$$

und

$$(23) \quad \alpha = \frac{c m (3 m - 1)}{1 + 2 m (1 + c) + m^2 (1 - 2 c)} \cdot \left[ 1 + \sqrt{1 + \frac{4 + 8 m (1 + c) + 4 m^2 (1 - 2 c)}{c (3 m - 1)^2}} \right]$$

Damit ließen sich auch solche Versuche zur Ermittlung der neuen Werkstoffziffern auswerten.

Um nun die Linie  $\epsilon_{pl}(\eta)$ , den plastischen Anteil der Randfaser-Verformung eines Balkenstückes von der Länge  $l$ , zu bestimmen, ist von dem plastischen Verformungsgesetz der Einzelschicht auszugehen, das in übertragenem Sinne wieder durch Bild 2 dargestellt wird. Das Biegefließen einer Schicht wird durch eine plötzlich auftretende Winkeländerung  $\gamma_F'$  gekennzeichnet, der bei Ebenbleiben der Querschnitte eine plastische Dehnung oder Stauchung der Randfaser von

$$\lambda_F' = \frac{h}{2} \cdot \gamma_F'$$

<sup>10)</sup> Der Querstrich über  $\alpha$  weist jeweils darauf hin, daß es sich um eine zu messende Größe handelt.



entspricht;  $\gamma_F'$  bzw.  $\lambda_F'$  wäre ebenso wie  $\lambda_F$  durch Messung festzulegen. Macht man die allerdings rein theoretische Annahme, daß der Raumzuwachs einer fließenden Schicht bei Zug und bei Biegung gleich groß sei, wobei sich aber die betrachteten Raumänderungen nur auf den Zug- oder den Druckteil beziehen dürfen, dann ergäbe sich  $\lambda_F' = 2\lambda_F$ ; man wird daher allgemein  $\lambda_F' = r\lambda_F$  anzusetzen haben, wobei wahrscheinlich  $2 > r > 1$  ist.

Der plastische Formänderungszuwachs beim Übergang von den Schichten mit dem Gütegrade  $\eta$  zu den Schichten mit dem Gütegrade  $\eta + d\eta$  ist jedenfalls von der Spannung  $\sigma' = \sigma(1 + \kappa)$  abhängig, und man erhält daher

$$(24) \quad \frac{d\epsilon'_{pl}}{d\eta} = ksr\lambda z(1 + \kappa),$$

denn es entspricht zahlreichen Versuchsbeobachtungen, daß die plastischen Verformungen mit der Zunahme der durch das Spannungsfeld bewirkten Fließverzögerung anwachsen.  $k$  ist wieder eine Verhältniszahl, die nun mit  $r$  zu der Größe  $K$  zusammengefaßt werden soll, da sich versuchsmäßig die beiden Größen  $k$  und  $r$  kaum trennen lassen werden. Nach Einsetzen von  $z$  nach Gl. (8) und  $\kappa$  nach Gl. (18) bekommt man

$$(25) \quad \frac{d\epsilon'_{pl}}{d\eta} = Ks\lambda z_F \left[ 1 - \sqrt{1 - \left(\frac{\eta}{\eta_F}\right)^2} \right] \left[ (1 + \kappa_P) + (\kappa_F - \kappa_P) \frac{\eta}{\eta_F} \right],$$

wobei  $\lambda$  bei der Integration über die einzelnen Schichten unveränderlich ist und erst nachher, je nach der Auffassung über den Fließvorgang der Einzelschicht durch  $\lambda = \lambda_F$  oder durch  $\lambda = \left(\frac{\eta}{\eta_F}\right)^2 \lambda_F$  zu ersetzen ist. Die Integration von Gl. (25) ergibt

$$(26) \quad \epsilon'_{pl} = \frac{h}{2} \cdot Ks\gamma_F' z_F \eta_F \left\{ (1 + \kappa_P) \left[ \frac{\eta}{\eta_F} - \frac{1}{2} \cdot \frac{\eta}{\eta_F} \sqrt{1 - \left(\frac{\eta}{\eta_F}\right)^2} - \frac{1}{2} \cdot \arcsin \frac{\eta}{\eta_F} \right] + (\kappa_F - \kappa_P) \left[ \frac{1}{2} \left(\frac{\eta}{\eta_F}\right)^2 - \frac{1}{3} \left\{ 1 - \sqrt{1 - \left(\frac{\eta}{\eta_F}\right)^2} \right\}^3 \right] \right\}.$$

Für  $\eta = 0$  ist  $\epsilon'_{pl} = 0$ ; für  $\eta = \eta_F$ ,  $h = \bar{h}$ ,  $\kappa_P = \bar{\kappa}_P$  und  $\kappa_F = \bar{\kappa}_F$  muß sich der für einen Balken rechteckiger Querschnittsform zu messende Wert  $\bar{\epsilon}'_{plF}$  ergeben, für den man nun den Ausdruck

$$\bar{\epsilon}'_{plF} = \frac{h}{2} \cdot Ks\gamma_F' z_F \eta_F \left[ \left(1 - \frac{\pi}{4}\right) (1 + \bar{\kappa}_P) + \frac{1}{6} (\bar{\kappa}_F - \bar{\kappa}_P) \right]$$

bekommt, aus dem sich auf die Größe  $K$  schließen ließe. Führt man  $\bar{\epsilon}'_{plF}$  in die allgemeinen Beziehungen ein, so berechnet sich schließlich für  $\lambda = \lambda_F$

$$(27a) \quad \epsilon'_{pl} = 4,6598 \bar{\epsilon}'_{plF} \cdot \frac{h}{h} \cdot \frac{(1 + \kappa_P) f_1\left(\frac{v}{n}\right) + (\kappa_F - \kappa_P) f_2\left(\frac{v}{n}\right)}{(1 + \kappa_P) + 0,7766 (\kappa_F - \kappa_P)}$$

und für  $\lambda = \left(\frac{v}{n}\right)^2 \lambda_F$

$$(27b) \quad \epsilon'_{pl} = 4,6598 \bar{\epsilon}'_{plF} \cdot \frac{h}{h} \left(\frac{v}{n}\right)^2 \frac{(1 + \kappa_P) f_1\left(\frac{v}{n}\right) + (\kappa_F - \kappa_P) f_2\left(\frac{v}{n}\right)}{(1 + \kappa_P) + 0,7766 (\kappa_F - \kappa_P)},$$

worin

$$f_1\left(\frac{v}{n}\right) = \frac{v}{n} - \frac{1}{2} \cdot \frac{v}{n} \sqrt{1 - \left(\frac{v}{n}\right)^2} - \frac{1}{2} \cdot \arcsin \frac{v}{n}$$

und

$$f_2\left(\frac{v}{n}\right) = \frac{1}{2} \left(\frac{v}{n}\right)^2 - \frac{1}{3} \left[ 1 - \sqrt{1 - \left(\frac{v}{n}\right)^2} \right]^3$$

bedeutet. Die Größe  $\bar{\epsilon}'_{plF}$  wäre nun für den Rechteckquerschnitt aus Versuchen zu bestimmen und müßte dann für alle übrigen Querschnittsformen die Spannungsdehnungslinien bei der Biegung zutreffend wiedergeben. Man wird etwa mit  $\bar{\epsilon}'_{plF} = 0,004$  zu rechnen haben.

Von neueren Arbeiten über das Formänderungsgesetz bei der Biegung sind die Untersuchungen von Rinagl<sup>11)</sup> recht bemerkenswert, der aus beobachteten Fließverzögerungen auf das Vorhandensein einer oberen Fließgrenze bei der Biegung von etwa  $\sigma_{Fo} = 1,3 \sigma_{Fu}$  schließen zu können glaubte. Seine Auffassung unterscheidet sich recht wesentlich von der vieler Fachleute, die, wie bereits ausgeführt, in dem Auftreten eines  $\sigma_{Fo}$  eine Erscheinung sehen, die mit einem Spannungsfeld nicht verträglich ist. Im Sinne der hier vorgetragenen Untersuchungen ist diese scheinbare obere Fließgrenze nichts anderes als eine durch die Feldwirkung gehobene  $P$ -Grenze; eine Auswertung der Rinaglschen Versuche

<sup>11)</sup> F. Rinagl, Über die Fließgrenzen bei Zug- und Biebeanspruchung. Bauing. 1936, Heft 41/42.

würde ergeben, daß  $\kappa_P$  und  $\kappa_F$  nahezu gleich groß sind und daß folglich der Einfluß der Größe  $\kappa$  auf den Gütegrad der Schicht so geringfügig ist, daß er für viele Stähle vernachlässigt werden kann. In Gl. (27a) u. (27b) verschwindet dann das Glied mit  $\kappa_F - \kappa_P$ , und es wird

$$(28a) \quad \epsilon'_{pl} = 4,6598 \cdot \frac{h}{h} \cdot \frac{1 + \kappa}{1 + \kappa} \cdot \bar{\epsilon}'_{plF} f_1\left(\frac{v}{n}\right) = C_1 \cdot \frac{h}{h} \cdot \epsilon'_{pl}$$

$$(28b) \quad \epsilon'_{pl} = 4,6598 \cdot \frac{h}{h} \cdot \frac{1 + \kappa}{1 + \kappa} \cdot \bar{\epsilon}'_{plF} \left(\frac{v}{n}\right)^2 f_1\left(\frac{v}{n}\right) = C_1 \cdot \frac{h}{h} \cdot \epsilon'_{pl}$$

d. h. die plastischen Verformungen für Zug und Biegung werden dann einander verhältnismäßig, wenn die Höhe  $h$  des betrachteten Balkens mit der des genormten Versuchsbalkens übereinstimmt.

Das Auftreten des Faktors  $\frac{h}{h}$  in Gl. (28) ist an die Voraussetzung von Fließschichten gebunden, die durch die ganze Höhe des Querschnitts plötzlich hindurchschießen. Ich habe bereits ausgeführt<sup>1)</sup>, daß diese Voraussetzung auf niedrige Querschnitte beschränkt werden muß; bei hohen Trägern wäre dann noch eine Abminderungszahl hinzuzufügen, die dem stufenweisen Fließen Rechnung trägt und die derzeit nur versuchsmäßig zu bestimmen wäre. Besonders gilt dies für die hohen, dünnwandigen Querschnitte des Stahlbaues, die ein gesondertes Fließen von Querschnittsteilen gestatten<sup>12)</sup>. Fließt im Grenzfalle bei einem I-Stahl

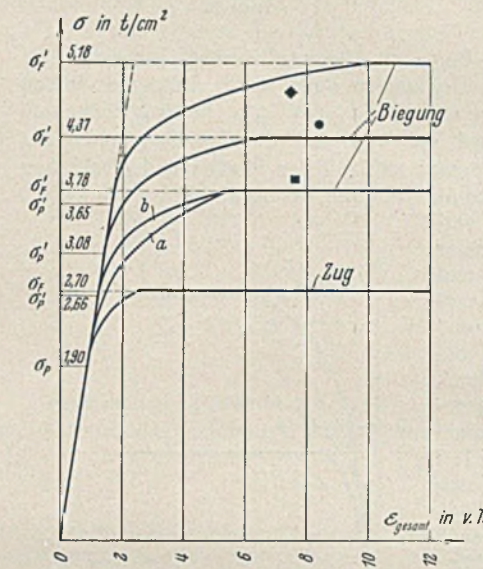


Bild 12.

der Flansch selbständig, dann ist wohl  $\lambda_F' = \lambda_F$  zu setzen, und es verschwindet damit überhaupt die Abhängigkeit der Größe  $\epsilon'_{pl}$  von  $\frac{h}{h}$ ; statt

des genormten Bezugswertes  $\bar{\epsilon}'_{plF}$  ist dann allerdings  $\frac{1}{r} \cdot \bar{\epsilon}'_{plF}$  in Gl. (28) einzuführen, wobei  $r$  durch die Erörterungen zu Gl. (24) bestimmt ist. In Bild 12 sind die Linien  $\epsilon'_{pl}$  für das Rechteck, den Kreis und das auf die Spitze gestellte Quadrat für einen Stahl mit den unter Ziffer 1 beschriebenen Festigkeitseigenschaften und  $h = \bar{h}$  dargestellt; man erkennt die Ähnlichkeit dieser Linien mit den allerdings auf vollkommen anderer Grundlage entwickelten Kennlinien von Rinagl<sup>11)</sup>.

Zahlentafel 3.

v	f <sub>1</sub> (v/n)	f <sub>2</sub> (v/n)	κ <sub>P</sub> = κ <sub>F</sub> = κ, c = 1/42		κ <sub>P</sub> = 0, c = 1/42	
			ε'_{pl} nach (28a)	ε'_{pl} nach (28a) auf die Spitze gestelltes Quadrat	ε'_{pl} nach (28a)	ε'_{pl} nach (28b)
			Rechteck	Kreis	Rechteck	Rechteck
0	0,000 000	0,000 000	0,0000	0,0000	0,0000	0,0000
1	0,000 171	0,000 012	0,0031	0,0061	0,0036	0,0012
2	0,001 340	0,000 218	0,0245	0,0475	0,0283	0,0148
3	0,004 569	0,001 034	0,0857	0,1663	0,0991	0,0643
4	0,010 936	0,003 318	0,1999	0,3878	0,2311	0,1621
5	0,021 695	0,008 204	0,3966	0,7693	0,4584	0,3287
6	0,038 250	0,017 348	0,6992	1,3564	0,8082	0,6141
7	0,062 351	0,033 084	1,1397	2,2111	1,3175	1,0190
8	0,096 350	0,058 624	1,7612	3,4167	2,0359	1,6156
9	0,143 974	0,099 238	2,6317	5,1318	3,0423	2,4770
10	0,214 600	0,166 667	4,0000	7,7600	4,6240	3,7937

Es muß nun möglich sein, mit diesen berechneten Formänderungsgesetzen, die in guter Übereinstimmung mit der Erfahrung stehen, die Durchbiegung von Balken im plastischen Bereich zu berechnen. Darüber soll in einer folgenden Arbeit berichtet werden.

<sup>12)</sup> J. Fritsche, Die neuere Fließbedingung und die Ergebnisse der Werkstoffprüfung. Stahlbau 1939, Heft 3.



Alle Rechte vorbehalten.

## Beitrag zur Kenntnis der Vorgänge beim Schweißen von St 52.

Von Direktor Dipl.-Ing. H. Hauttmann.

Eine gewisse Sorge um die Sicherheit der geschweißten St 52-Bauwerke erwuchs aus dem Auftreten von Rissen und plötzlichen verformungslosen Brüchen in Bauteilen aus dicken Walzprofilen. Die Erscheinung, daß Konstruktionsteile aus Stahl, an dem bei der elementaren Werkstoffprüfung gute Zähigkeitseigenschaften nachzuweisen sind, verformungslose Brüche erleiden, ist in der Vergangenheit schon öfter Gegenstand von Besorgnissen, Diskussionen und Untersuchungen gewesen<sup>\*)</sup>.

Wenn man in der Fachliteratur zurückblättert, so stößt man immer wieder auf Versuche, die rätselhaften Ursachen plötzlich auftretender verformungsloser Brüche zu entschleiern. Unter den vielen Beobachtungen und Untersuchungen, die in der Vergangenheit auf diesem Gebiete angestellt wurden, sind an dieser Stelle zwei besonders erwähnenswert. Die ersten beziehen sich auf die Gießpfannenhakenbrüche, über die eine Zahl von Veröffentlichungen<sup>1)</sup> erschien. Gießpfannenhaken haben sehr beträchtliche Querschnitte und brachen mitunter an Stellen, wo weder hohe Beanspruchungen noch äußerlich sichtbare Kerbwirkungen vorliegen. Man hatte früher in vielen Fällen solche Brüche von Pfannenhaken kurzerhand auf vermeintliche Materialfehler oder Mängel in den Materialeigenschaften zurückgeführt. In vielen Fällen wurde aber einwandfrei beobachtet, daß die Brüche an den Stellen des Hakens auftraten, die von Stahl-, Eisen- oder Schlackenspritzern am häufigsten getroffen werden, doch wagte vor Jahren niemand, darin etwa den Anlaß für die Brüche zu vermuten. Heute wissen wir, daß die örtlichen Eigenschaftsänderungen und Wärmespannungen, die durch die Vorgänge beim Auftreffen von Stahlspritzern im Werkstoff ausgelöst werden — Vorgänge, die mit den Verhältnissen beim Schweißen eine gewisse Ähnlichkeit haben —, für dicke Querschnitte Anlaß zum verformungslosen Trennungsbruch werden können.

Pfannenhakenbrüche sind heute überwunden. Die Beseitigung dieser gefährlichen Brüche ist durch eine konstruktive Maßnahme, die Einführung des der Demag geschützten Lamellenhakens mit Lamellendicke von etwa 20 mm gelungen. Für die Lamellenhaken hat man Izzett-Stahl und beruhigten Stahl mit den Festigkeitseigenschaften des Kesselbleches II gewählt, während früher für die Vollhaken Stähle bis 60 kg/mm<sup>2</sup> Festigkeit Verwendung fanden. Die Schäden, die selbst an zähen Stählen durch Stahlspritzer entstehen können, werden auch bei den Lamellenhaken durch Glühen (Normalisieren) in bestimmten Zeitabständen beseitigt.

Eine zweite hier bemerkenswerte Beobachtung ist in der englischen Literatur<sup>2)</sup> zu finden, wo Brüche dicker Kettenglieder beschrieben und untersucht wurden mit dem Ergebnis, daß die Ursache verformungsloser Trennungsbrüche feine Anrisse bilden, die von einer dünnen, kaltgehärteten und versprödeten Schicht der Oberfläche, die überdies unter hohen Spannungen steht, ihren Ausgang nehmen. Sogar ein sehnig-zäher Werkstoff, wie der für schwere Ozeandampferketten vorgeschriebene beste Puddelstahl bricht unter diesen Voraussetzungen verformungslos mit grobem Korn.

In den angeführten Untersuchungen wurde festgestellt, daß auch eine Aufhärtung der Oberfläche durch Einsatzhärtung in gleicher Weise die Einleitung verformungsloser Trennungsbrüche bewirkt. Die Beseitigung der Bruchgefahr, die durch die Reckhärtung der Oberfläche der Kettenglieder beim Gegeneinanderschlagen im Einholraum und Aufschlagen auf die Kettennuß gebildet wird, ist hier ebenfalls durch die in bestimmten Abständen durchgeführten Glühungen möglich.

Mit diesen Blicken auf benachbarte Gebiete soll gezeigt werden, daß bei der Anwendung dicker Querschnitte Vorsicht am Platze ist, wenn eine steile Inhomogenität der Spannungszustände und gleichzeitig verspröde Einflüsse, die örtlich beschränkt sein können, auftreten. Die Auflösung des dicken Querschnitts in ein Paket von dünneren Lamellen, die Anwendung zäher, weicherer Stähle und die Beseitigung der Oberflächenbeeinflussungen durch Glühen hat bei den Pfannenhaken und Ketten die geforderte Sicherheit gebracht.

An dieser Stelle sei erwähnt, daß in der Konstruktion geschweißter Brücken, unter dem Zwang der schweißtechnischen Möglichkeiten, das ebenso sichere wie unschöne Konstruktionselement des Lamellenpakets der genieteten Brücken gegen dickwandige Querschnitte ausgetauscht werden mußte. Es ist also der umgekehrte Weg wie bei der Entwicklung des Gießpfannenhakens beschritten worden.

Zur Untersuchung der Faktoren, die zu den bekannten Brüchen an fertigen geschweißten Bauwerken aus St 52 geführt haben, hat man als Studienprobe die von Bierett und Kommerell vorgeschlagene Nut-

schweißbiegeprobe gewählt<sup>3)</sup>. An dieser Probe treten unter bestimmten Voraussetzungen plötzliche, verformungslose Brüche ein, die von inneren Anrissen ihren Ausgang nehmen<sup>4)</sup>.

Zur Durchführung des Nutschweißbiegeversuchs wird an einem Probestück von 200 mm Breite und einer Länge von 400 mm plus 6 mal der Blechdicke in der Mitte und Längsrichtung eine Nut von 8 mm Durchm. eingearbeitet und mit einer Schweißraupe vollgeschweißt. Man kann aber auch auf die Nut verzichten und die Schweißraupe auf der Oberfläche ziehen (Schweißraupenbiegeprobe). Dann wird die Probe so gebogen, daß die Schweißraupe in das Zuggebiet zu liegen kommt. Mit diesem Versuch sollen die Verhältnisse, wie sie in Halsnähten von Stegblechträgern vorliegen, möglichst weitgehend nachgeahmt werden.

Indes darf man nicht vergessen, daß sich diese Probe doch beträchtlich von den Verhältnissen in Stegblechträgern unterscheidet:

1. hat die Schweißnaht eine andere Lage im Querschnitt des Gurtprofils und damit zur Schwerpunktschwerachse;
2. besteht die Schweißnaht nur aus einer einzigen Lage;
3. fehlen die vom Stegblech aufzunehmenden Kräfte zur Herstellung eines ähnlichen räumlichen Spannungszustandes;
4. kann sich die Biegeprobe beim Schweißen frei verformen und steht nicht so unter Zwang wie der Gurt beim Schweißen eines Stegblechträgers.

Die Beurteilung, welcher dieser Unterschiede bei einer Übertragung der Ergebnisse auf die praktischen Verhältnisse am meisten zu berücksichtigen ist, ist sehr schwer zu treffen. Die Nutschweißprobe (Schweißraupenbiegeprobe) hat sich als Studienprobe zweifellos sehr bewährt, um Einflußgrößen hinsichtlich ihrer Wirkung auf den Bruchvorgang unter den gegebenen besonderen Verhältnissen zu ermitteln. In den kommenden Vorschriften für schweißbaren St 52 wird die Schweißraupenbiegeprobe eine wichtige Rolle spielen.

Wie oben schon angedeutet, wirken sich auf den Bruchvorgang bei der Nutschweißbiegeprobe die durch das Schweißen entstandenen Eigenspannungen und Eigenschaftsänderungen des Werkstoffs im Einflußgebiet in erster Linie aus.

Von diesen Hauptfaktoren ist der Verlauf der Eigenspannungen am schwierigsten messend zu verfolgen. Es liegen daher bisher auch nur wenig Meßergebnisse vor. Die Ergebnisse der Eigenspannungsmessungen sind sehr davon abhängig, welches Verfahren man benutzt. Nach dem Verfahren, das Siebel bei seinen Untersuchungen<sup>5)</sup> angewendet hat, werden in Schweißungen Eigenspannungen in der Größenordnung von 30 bzw. 15 kg/mm<sup>2</sup> in Längs- und Querrichtung festgestellt.

Mit dem Mathar-Verfahren wurden von Bollenrath<sup>6)</sup> dagegen Zahlen in der Höhe der Trennfestigkeit angegeben. An Nutschweißbiegeproben sind noch keine Spannungsmessungen gemacht worden, mit denen es gelungen ist, die Höchstspannungen im Einflußgebiet der Schweißnaht zu erfassen. Angaben über die Verminderung der Spannungen durch Vorgewärmschweißen fehlen ebenso wie Angaben über die Spannungen bei Verwendung verschiedener Elektrodenarten, -dicken u. dgl.

Von den Eigenschaftsänderungen des Werkstoffs im Einflußgebiet der Schweißnaht, die in einer mit Härtesteigerung gekoppelten Versprödung des Werkstoffs bestehen, läßt sich die Härteveränderung mit dem Rollhärteprüfer<sup>7)</sup> (Rolldur)<sup>8)</sup>, mit dem es möglich ist, Schichten bis zu etwa 0,2 mm Dicke und weniger zu erfassen, in einwandfreier Weise feststellen.

Andere gebräuchliche Härtebestimmungsverfahren bringen in diesem Fall zu ungenauen Ergebnissen; die Ergebnisse hängen davon ab, ob man bei der Punktprüfung die richtige Stelle getroffen hat.

Der Rollhärteprüfer arbeitet so, daß eine kleine Kugel von z. B. 1,59 mm Durchm. unter gleichbleibendem Druck mit einer bestimmten Geschwindigkeit über die Prüffläche gerollt wird. Dabei wird die Spurbreite der Abrollbahn zu einem Maß für die Härte. Das Ergebnis der Härtebestimmung läßt sich photographisch festhalten und liefert ein anschauliches Bild über den Verlauf der Härte an Stellen, wo durch irgendwelche Ursachen die Härte örtlich verändert ist. Das Verfahren ist nicht nur für die Prüfung der Härteänderungen in Schweißnähten zu verwenden, sondern auch in allen anderen Fällen, in denen Härteunterschiede zu messen und anschaulich darzustellen sind, z. B. in kaltverarbeiteten, kaltgepreßten Stücken und in oberflächengehärteten, einatzgehärteten Teilen, oder zur Ermittlung der Durchhärtung, des Einflusses von Entmischungen bzw. zur Beobachtung von Alterungsvorgängen, z. B. an Leichtmetallen u. dgl. m. Der Durchmesser der Prüfkugel kann selbst-

<sup>\*)</sup> Vgl. Schaper, Bautechn. 1938, Heft 48, S. 649; Schächterle, Bautechn. 1939, Heft 4, S. 46; Wasmuht, Bautechn. 1939, Heft 7, S. 85; Kommerell, Bautechn. 1939, Heft 12, S. 161, und Heft 15, S. 218.

<sup>1)</sup> C. Canaris, St. u. E. 1912, S. 611 bis 614; C. Senssenbrenner, St. u. E. 1919, S. 213 bis 217 u. 441; vgl. ferner St. u. E. 1919, S. 993 bis 997, 1132 bis 1138, 1309 bis 1318; A. Pomp, St. u. E. 1920, S. 1136 bis 1138 sowie 1711 bis 1716.

<sup>2)</sup> H. J. Cough, A. J. Murphy, The causes of failure of wrought iron chains. London 1928. Vgl. St. u. E. 1928, S. 1448.

<sup>3)</sup> G. Bierett, W. Stein, St. u. E. 1938, S. 427 bis 431; O. Kommerell, Stahlbau 1938, S. 49 bis 54.

<sup>4)</sup> Graf, Über Erkenntnisse, welche bei der Gestaltung der Schweißverbindungen im Stahlbau zu beachten sind. Bauing. 1933, Heft 37/38, S. 523.

<sup>5)</sup> E. Siebel, M. Pfender, Archiv für das Eisenhüttenwesen 1933/34, S. 407 bis 415.

<sup>6)</sup> F. Bollenrath, St. u. E. 1934, S. 630 bis 634.

<sup>7)</sup> DRP. und Auslandspatente angemeldet.

<sup>8)</sup> Hergestellt vom Losenhausenwerk, Düsseldorf-Maschinenbau A.-G., Düsseldorf-Grafenberg, Postschließfach 27.



verständlich den einzelnen Fällen angepaßt werden; es ist möglich, eine Prüfkugel mit einem Durchmesser bis zu 0,8 mm zu verwenden.

Bild 1 zeigt zur Erläuterung der Härtebestimmung mit dem Rollhärteprüfer eine Reihe von Abrollbahnen der Prüfkugel in Schliffen eines Stahls von verschiedener Dicke, senkrecht zur Schweißnaht (im Bilde oben) gelegt. Man erkennt an der Spurbreite deutlich den Verlauf der Härte im Einflußgebiet der Schweißung und die Zunahme der Höchst-  
härte mit größer werdender Materialdicke. Die Ausdehnung der gehärteten Schicht ist deutlich zu erkennen.

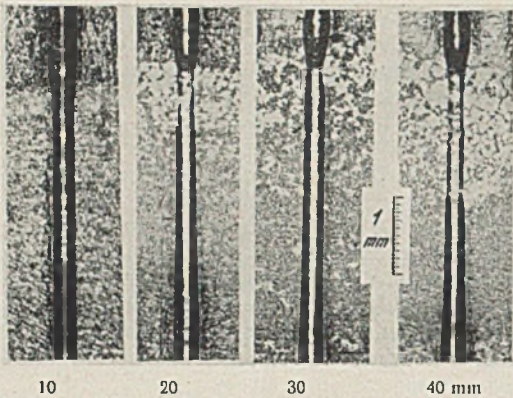


Bild 1. Abrollbahnen der Prüfkugel des Rollhärteprüfers über die Schweißnaht eines 10, 20, 30, 40 mm dicken unlegierten Kohlenstoffstahls.

Wie eine am Rollhärteprüfer erzeugte Abrollbahn im Meßmikroskop aussieht, ist in Bild 2 gezeigt. Aus der gemessenen Breite der Abrollbahn wird mit Hilfe einer Tabelle oder Eichkurve die Brinell- oder Vickers-Härtezahl abgelesen.

Die Härteannahme, wie sie bei der Nutschweißbiegeprobe im Einflußgebiet eintritt, wird, wie die Versuche ergeben haben, entscheidend beeinflusst durch die chemische Zusammensetzung und bei gleicher Zusammensetzung durch die Materialdicke, Elektrodendicke, Elektrodenart — ob blank oder umhüllt —, Schweißgeschwindigkeit und Stromstärke.

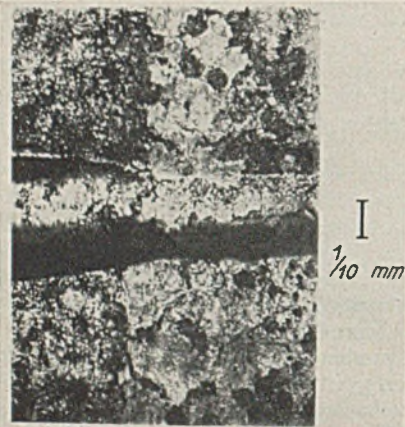


Bild 2. Abrollbahn der Prüfkugel an der Schweißnaht, stark vergrößert.

Die bei der Anwendung einer 5 mm-Elektrode zum Vollschweißen der Nut von 8 mm Durchm. an einigen Normstählen eintretenden Härtesteigerungen zeigt Bild 3. Mit Überschreiten eines Kohlenstoffgehalts von etwa 0,2% nimmt die Aufhärtung des Einflußgebiets stark zu. Während der Einfluß der Dicke bei den niedrigen Kohlenstoffgehalten sehr gering bleibt, wird er bei den höheren Kohlenstoffgehalten sehr beträchtlich.

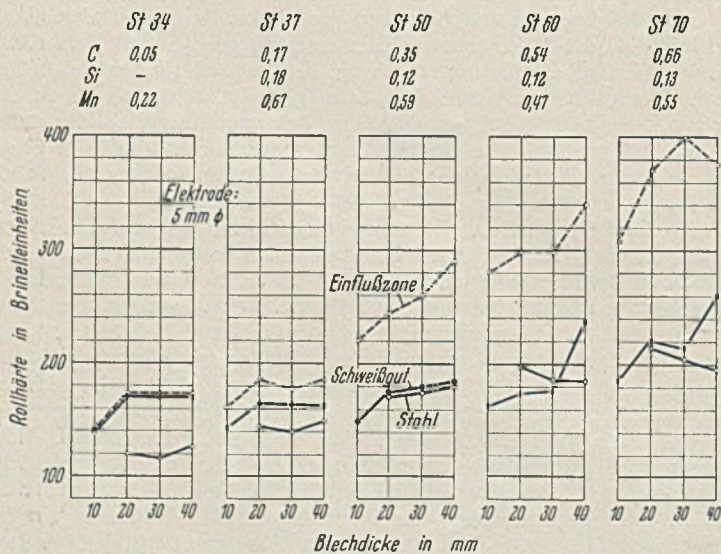


Bild 3. Härteannahme der Stähle St 34, St 37, St 50, St 60, St 70 beim Schweißen einer 8 mm  $\phi$ -Nut mit 5 mm  $\phi$ -Elektrode, umhüllt (Rollhärteprüfer).

Zwischen der Härteannahme im Einflußgebiet der Schweißnaht und der Verformfähigkeit der Nutschweißbiegeprobe besteht eine deutliche Abhängigkeit, wie Bild 4 zeigt. Maßnahmen, die die Höchststärke im Einflußgebiet der Schweißung senken, dienen daher der Erhöhung der Verformfähigkeit.

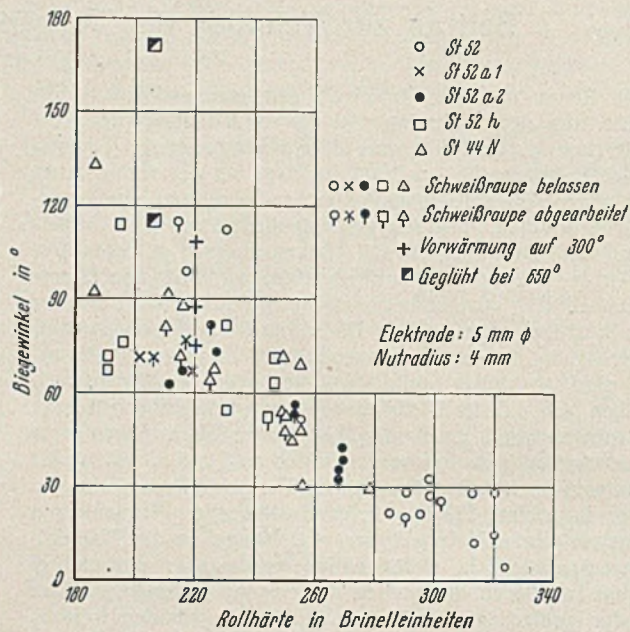


Bild 4. Abhängigkeit der Biege Winkel der Nutschweißbiegeprobe von der Höchststärke im Einflußgebiet der Schweißnaht an 50 mm dickem St 52 (Rollhärteprüfer).

Die hohe Härteannahme dicker St 52-Profile ist bestimmt durch die Notwendigkeit, an die obere Grenze des vorgeschriebenen Kohlenstoffgehalts zu gehen, und durch einen erhöhten Mangan-gehalt, der zur Erreichung der geforderten Streckgrenze am wesentlichsten beitragen muß. Bei gegebener Zusammensetzung des Stahls wird die Härteannahme durch die Abkühlungsge-

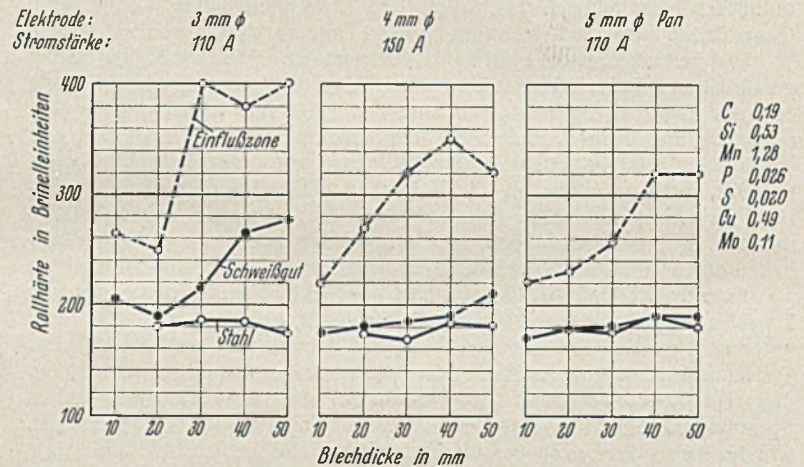


Bild 5. Einfluß der Elektrodendicke auf die Härteannahme beim Schweißen von St 52 (Rollhärteprüfer).

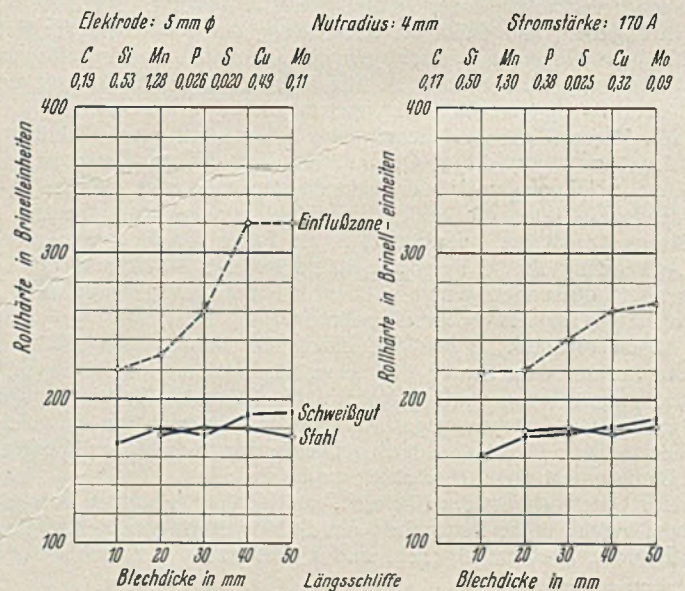


Bild 6. Einfluß einer besonderen Schmelzbehandlung des St 52 auf die Härteannahme beim Schweißen (Rollhärteprüfer).  
Links: normal erschmolzen. Rechts: besonders schmelzbehandelt.

windigkeit beim Vollschweißen der Nut bzw. durch das Temperaturgefälle in der Einflußzone bestimmt. Wie schon gezeigt, ist die Dicke der Versuchskörper entscheidend. Dünne Elektroden und niedrige Stromstärken bewirken naturgemäß in dicken Querschnitten ein steileres Temperaturgefälle als dicke Elektroden und hohe Stromstärken.



Wie sich die Elektrodendicke auf einen St 52 gegebener Zusammensetzung beim Schweißen einer Nut, deren Durchmesser der Elektrodendicke angepaßt ist, in der Höchststärke des Einflußgebiets der Schweißraupe auswirkt, ist in Bild 5 gezeigt. Bei der Anwendung der 3 mm-

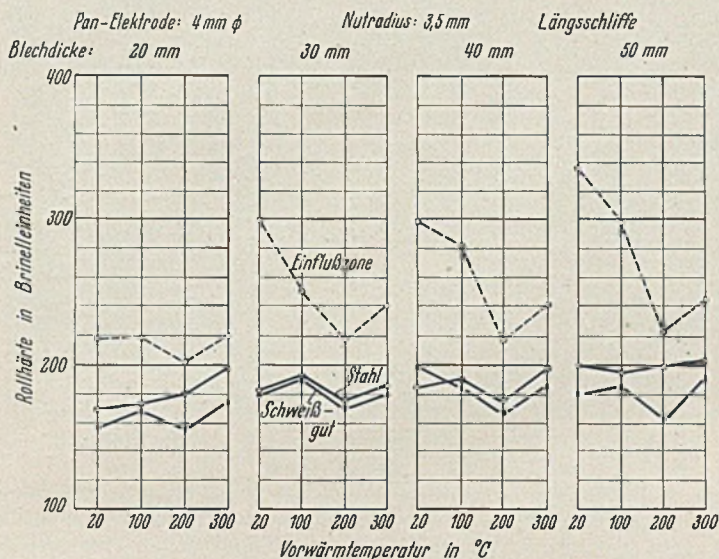


Bild 7. Härteannahme beim Schweißen von St 52 unter Vorwärmung (Rollhärteprüfer).

Elektrode werden bei Dicken von 30 mm Brinellhärten von 400 erreicht, bei dieser Härte hat St 52 praktisch keine Zähigkeit mehr.

Der Gedanke, die Härteannahme und die Gefahr der Anrisse\*) von der Werkstoffseite her zu bekämpfen, ist naheliegend; dem Metallurgen sind Mittel zur Erreichung dieses Zieles bekannt.

Bild 6 zeigt den Härteverlauf in Abhängigkeit von der Blechdicke an zwei sonst praktisch gleich zusammengesetzten St 52-Stählen, von denen sich der im Bilde rechts dargestellte durch eine besondere Schmelzbehandlung

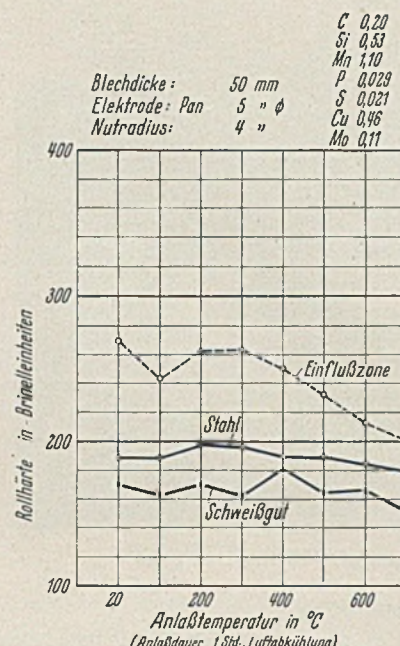


Bild 8. Einfluß des Anlassens nach dem Schweißen von St 52 auf die Härteannahme (Rollhärteprüfer).

Vorwärmen eine sehr bedeutende Senkung der Höchststärke erzielt werden kann. Die niedrigsten Härten werden bei einer Vorwärmtemperatur von 200° ermittelt.

Die Wirkung einer nachträglichen Wärmebehandlung auf eine Schweißung mit einer umhüllten 5 mm-Elektrode zeigt Bild 8.

Bei den gebräuchlichen Temperaturen des Spannungsfreiglühens (um 650°) ist die Höchststärke der Einflußzone nur mehr unwesentlich verschieden von der Härte des geschweißten Stahls.

unterscheidet. Der günstige Einfluß der Schmelzbehandlung auf die Härteannahme ist bei den großen Blechdicken deutlich. Die erwartete Verbesserung der Verformfähigkeit ist eingetreten, siehe in Bild 4 die Stähle St 52 a 1, St 52 a 2.

Andere Wege, die Härteannahme des St 52 im Einflußgebiet einer Schweißnaht herabzusetzen, bestehen in einer Erhöhung der Stücktemperatur beim Schweißen oder in einer Wärmebehandlung nach dem Schweißen. Wie die Härteannahme durch Vorwärmen auf verschiedene Temperaturen bei einem Stahl gegebener Zusammensetzung und verschiedener Blechdicke beeinflusst wird, zeigt Bild 7, aus welchem ersichtlich ist, daß bei einer Blechdicke unter 20 mm das Vorwärmen keinen wesentlichen Einfluß auf die Härteannahme nimmt, während bei größeren Blechdicken durch

Alle Rechte vorbehalten.

## Die Aulatalbrücke der Reichsautobahnen bei Hersfeld.

Von Reg.-Baumeister a. D. Hans Walter Schlegel, Kassel.

(Schluß aus Heft 13.)

### Die statische Berechnung.

Die Fahrbanntafel stellt dadurch, daß die Querträger über den Hauptträgern durchlaufen und die Querträger mit den Hauptträgern steif verbunden sind, einen Trägerrost dar. Eigentlich hätte man den Querträger als durchlaufenden Träger auf den wie elastisch senkbare Stützen wirkenden Hauptträgern rechnen müssen oder sogar mit den Hauptträgern zusammen als 100-fach statisch unbestimmtes System. Der Grad der Unbestimmtheit ergibt sich aus folgender Überlegung:

$$\frac{11}{13} \frac{13}{13} \frac{13}{11} \text{ Felder}$$

$$10 + 12 + 12 + 10 = 44 \text{ Querträger in den Öffnungen.}$$

Da jeder Querträger, mit Ausnahme derjenigen über den Stützen, zwei Überzählige in das System bringt, wird es innerlich  $2 \cdot 44 = 88$ -fach statisch unbestimmt. Da außerdem jeder Hauptträger drei überzählige Auflagerbedingungen hat, kommen noch  $3 \cdot 4 = 12$  äußere Überzählige hinzu, zusammen sind es also 100 statisch überzählige Größen unter Vernachlässigung der in waagerechter Richtung vorhandenen Bedingungen und des Einflusses der Verdrehungen.

Es wurden jedoch zur Berechnung einige Annahmen gemacht, die das Zusammenwirken der Haupt- und Querträger nur zu einem gewissen Grad berücksichtigen, dafür aber dem genauen Verfahren gegenüber eine große Ersparnis an Rechenarbeit bringen. Da die Querträger über den Stützen eingespannt sind, wurden sie entsprechend den Vorschriften, die für Längsträger gelten, berechnet. Das Stützmoment wurde mit  $\frac{3}{4}$  und das Feldmoment mit  $\frac{1}{5}$  des größten beim Balken auf zwei Stützen auftretenden Moments eingesetzt. Das Kragmoment wurde gesondert berücksichtigt.

Bei der Berechnung der Hauptträger wurde vorausgesetzt, daß die Querträger im Verhältnis zu ihnen derart elastisch

sind, daß von einer nennenswerten Lastverteilung im Sinne einer Trägerrostwirkung nicht gesprochen werden kann. Bei Verteilung der ständigen Last auf die Hauptträger näherte man sich stark der Wirklichkeit, indem man den Querträger als Träger auf vier starren Stützen betrachtete. Die Verkehrslast wurde so auf die Hauptträger verteilt, als ob für Hauptträger I im Querträger bei Hauptträger II ein Gelenk sei, für Hauptträger II dagegen, als ob der Querträger ein starr gestützter Durchlaufträger sei. Bei diesen Annahmen bleibt man wegen der Ungenauigkeiten um das Maß, das die Einflußlinie für den Stützdruck eines einfachen Balkens von derjenigen für einen Durchlaufträger abweicht, auf der sicheren Seite der Berechnung.

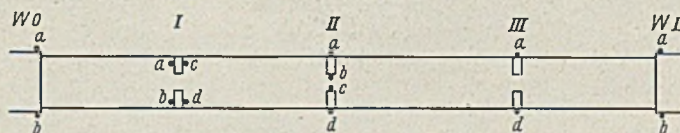


Bild 15. Setzmessungen.

### Setzmessungen.

Tag	Widerlager 0		Pfeiler I			Pfeiler II				Pfeiler III		Widerlager IV	
	a	b	a	c	d	a	b	c	d	a	d	a	b
29. April 1937	0	0	0	0	0	—	—	—	—	—	—	—	—
5. Juni 1937	—	—	-1	-2	-1	—	—	0	0	—	—	—	—
23. Juli 1937	-4	-3	-2	-3	-4	0	0	-11	-12	—	—	—	—
23. September 1937	-8	-16	-3	-4	-6	-9	-7	-16	-13	0	0	0	0
23. Mai 1938	-11	-19	-6	-8	-11	-16	-16	-26	-24	-8	-8	-7	-6
8. August 1938	-11	-23	-6	-9	-13	-16	-16	-26	-25	-9	-8	-9	-6
6. Dezember 1938	-12	-22	-9	-10	-16	-23	-25	-26	-34	-11	-11	-11	-8
21. Februar 1939	-12	-22	-9	-12	-17	-23	-26	-27	-35	-11	-11	-11	-8

Setzungen in mm. Das Ergebnis der ersten Einwägung ist mit 0 bezeichnet, alle folgenden sind darauf bezogen. Bei der Messung am 22. September 1937 war das Widerlager 0 schon zum Teil mit dem Überbau belastet, die Pfeiler und das Widerlager IV erst bei der Messung am 23. Mai 1938. Die scheinbar ungleichen Setzungen beim Pfeiler II beruhen darauf, daß die Meßstellen a und b bei der Messung am 5. Juni 1937 noch nicht vorhanden waren, die ersten Setzungen daher noch nicht beobachtet werden konnten.



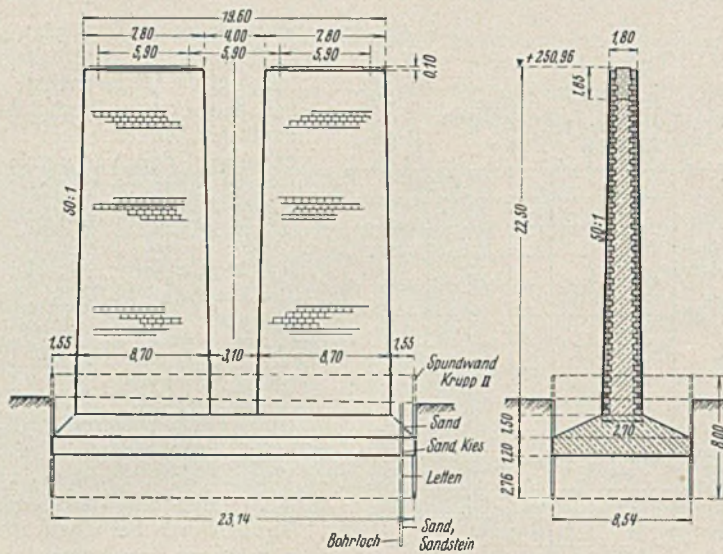


Bild 16. Flachgründung der Pfeiler 1 und 2.

**Die Ausführung.**

Zur Untersuchung des Baugrundes waren für jeden Pfeiler und jedes Widerlager drei Bohrlöcher hinuntergetrieben worden und in der Nähe der Flügelenden je ein weiteres Bohrloch, im ganzen also 19 Stück. Nach Durchfahren der Bachablagerungen traf man auf massige Sandsteinbänke des mittleren Buntsandsteins, die mit roten Schieferletten in ganz unterschiedlichen Stärken abwechselten, sowie auf Lehm mit Schottern des dort vorhandenen Gesteins. Ein Maßstab für die Unregelmäßigkeit des Untergrundes war der Gebrauch des Meißels beim Bohren. Im allgemeinen mußte man den Meißel in ungefähr 3 bis 4 m Tiefe ansetzen, kam aber zwischendurch wieder häufig ohne Meißelung aus, so daß auch Tiefen von 10 bis 12 m keine besseren Ergebnisse lieferten. Unter Berücksichtigung der Tatsache, daß nicht die Setzungen an sich unerwünscht sind, sondern nur ungleiche Setzungen, die man hier durch die Verschiedenheit des Untergrundes befürchten mußte, vermieden werden sollten, wurde die zulässige Bodenpressung auf 3,0 kg/cm<sup>2</sup> festgesetzt, am südlichen Widerlager, wo man, ohne zu meißeln, eine Tiefe von 16 m erreichte, sogar auf nur 2,5 kg/cm<sup>2</sup>, nachdem ein Schürfloch in der Achse des südlichen Widerlagers das Fehlen von gesundem Sandsteinfels bestätigt hatte.



Bild 18. Ein Klinkertrog schützt das Fundament des Pfeilers 2.

Wie die Setzungsmessungen, die jedesmal nach bestimmten Bauvorgängen durchgeführt wurden, bestätigen, haben sich die Pfeiler in der Tat nur um geringe Beträge, und zwar ziemlich gleichmäßig, gesenkt; die Ergebnisse der Setzungsmessungen sind in der Tafel (Bild 15) zusammengestellt.

Da die Querträger des Überbaues über die ganze Brückenbreite durchlaufen, mußten auch die Pfeilerfundamente ohne Fugen ausgeführt werden. Alle Gründungen ließen sich in offener Baugrube durchführen. Die Pfeiler 1 und 2, die in 2,70 m Tiefe unter dem Ansatz der getrennten Pfeilerschäfte (Bild 16) flach gegründet wurden, erhielten eine Sohlenbewehrung von 9500 kg Rundeisen. Die Fundamente enthalten je 450 m<sup>3</sup> Beton. Das Fundament des Pfeilers 3 dagegen (Bild 17) wurde unter 60° abgetrept und ohne Eisenbewehrung ausgeführt. Der Rauminhalt dieses Fundaments beträgt 785 m<sup>3</sup>. Die Auflagerbänke haben in der Längs-

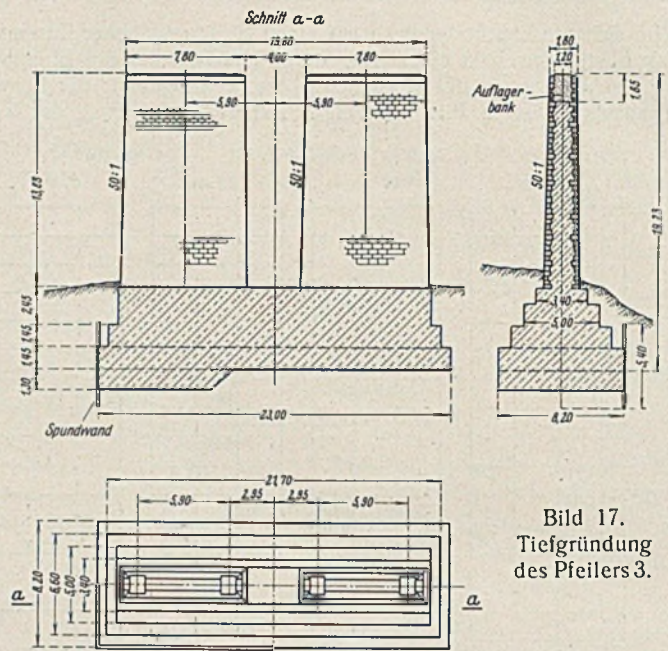


Bild 17. Tiefgründung des Pfeilers 3.

richtung und in den Auflagerquadern eine Rundeisenbewehrung erhalten. Diese beträgt bei den Pfeilern je 2860 kg und bei den Widerlagern je 2200 kg.

Den Pfeiler 2, dessen Fundament in Grundwasser mit betonzerstörenden Eigenschaften steht, schützt ein Trog aus Klinkern, die in Bitumenmörtel wie Bild 18 zeigt, vermauert wurden. Neben diesem Pfeiler wurden drei Probewürfel aus dem Fundamentbeton vergraben, um bei den nach jeweils 1 bis 3 Jahren stattfindenden Besichtigungen den Einfluß des Grundwassers auf den ungeschützten Beton zu veranschaulichen. Das aufgehende Mauerwerk der Pfeiler wurde als Doppelpfeiler ausgeführt, damit nicht die Mauerwerkstafeln, die etwa so hoch wie breit geworden wären, die Aussicht in das Tal versperren. Der Schlitz zwischen den Pfeilern, die längs und quer einen Anlauf von 50:1 haben, ist oben 4 m breit (Bild 7).

Die Brüstungen der Flügel, die mit ihrer Innenkante gegenüber dem Brückengeländer um 1 m nach außen springen, haben einen lichten Abstand von 24 m. Den Vorprung zeigt Bild 14 von außen, während auf Bild 19 der Abschluß des Geländers zu sehen ist. Die Flügel, die wegen der Ungleichheit des Geländes alle verschieden hoch wurden, sollten in Eisenbeton ausgeführt werden, weil erfahrungsgemäß bei diesen Abmessungen Eisenbetonflügel billiger sind als Flügel aus Stampfbeton. Dabei nahm man in Kauf, daß man die zur Verkleidung dienenden Werksteine nicht mittragen lassen konnte, sondern nachträglich vor die Eisenbetonkonstruktion vorsetzen mußte.

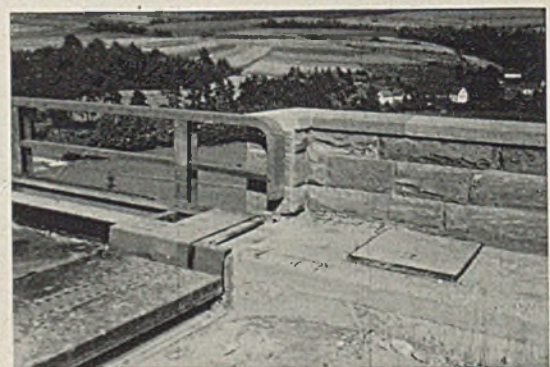


Bild 19. Anschluß des Geländers an die Flügel.

Das südliche Widerlager wurde nach dieser Art ausgeführt. Die Rückansicht des Südostflügels zeigt Bild 20. Aber wegen der Verschiebung der Rohstofflage, die bis zur Herstellung des nördlichen Widerlagers eingetreten war, sah man dort vom Eisenbeton ab und stellte die Flügel in der gleichen Weise wie die Auflagerbänke und die Pfeiler aus Stampfbeton her. Auf diese Weise konnte man einen Vergleich der tatsächlich entstandenen Kosten der beiden Ausführungsarten anstellen, der ergab, daß die Ausführung in Eisenbeton trotz der größeren Flächen und der Erschwernisse bei der Abdichtung um 10% billiger war als in Stampfbeton wegen einer Zufälligkeit in der Preisgestaltung. Beim Einsetzen der üblichen Preise hätte sich der Unterschied ausgeglichen, wahrscheinlich wären die Eisenbetonflügel sogar etwas teurer geworden.

Der im allgemeinen harmlose Aulabach führte nach starken Regenfällen oder zur Zeit der Schneeschmelze manchmal plötzlich solches



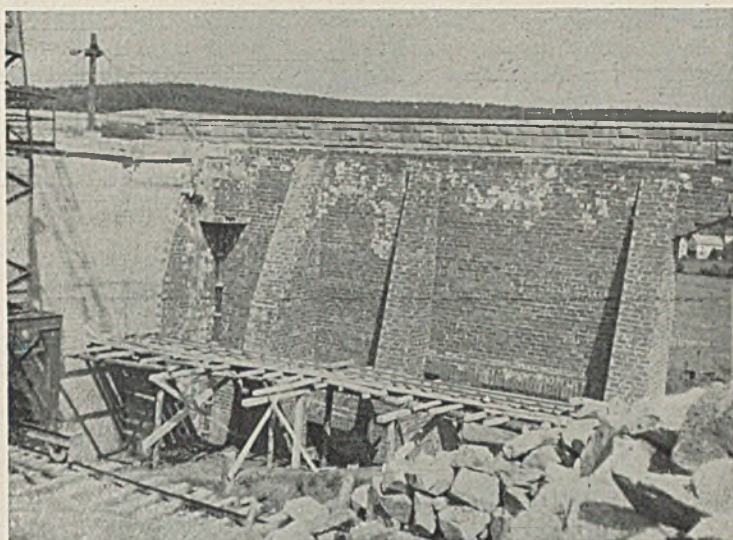


Bild 20. Flügel des südlichen Widerlagers aus Eisenbeton.



Bild 21. Hochwasser im Aulatal (Januar 1937).

Hochwasser, daß die Bauarbeiten behindert wurden. Das überschwemmte Aulatal mit der eingespundeten Baugrube für den Pfeiler 2 zeigt Bild 21, auf dem auch die Baustoffbunker am Bahndamm zu erkennen sind.

Die Brücke liegt im Sandsteingebiet, in ihrer unmittelbaren Nähe tritt sogar die Bausandsteinzone des mittleren Buntsandsteins, der in einem Steinbruch ausgebeutet wird, zutage. Da die Betonbauteile der Brücke, Pfeiler, Widerlager und Flügel, mit Werkstein verkleidet werden sollten, kam also am ehesten Sandstein in Frage. Der Steinbruch in der Nähe lieferte aber nur Steine bis zur Größe von Pflastersteinen. Die Werksteine mußten von weiterher geholt werden. Die Wahl fiel auf Sollingsandstein, und zwar auf solchen von ziemlich einheitlicher roter Farbe. Die Leblösigkeit der großen Flächen vermied man durch besonders kräftige Bossen.

Die 50 cm hohen Abdecksteine der Auflagerbänke sind scharriert und treten nicht vor die Flucht des übrigen Mauerwerks vor. Die Schichthöhen wechseln zwischen 20 und 40 cm, während die Länge der einzelnen Steine zwischen dem 1,5fachen und dem 4fachen ihrer Höhe schwankt. Die Ecksteine sind im allgemeinen gleich hoch wie die durchgehenden Schichten, nur ab und zu haben sie die doppelte Höhe. Die Steine, die in den Lagerfugen bis über die Hälfte und in den Stoßfugen auf 10 cm Tiefe eben bearbeitet sind, wurden mit einer Fugenweite von 1 cm vermauert. Die Einbindetiefe beträgt abwechselnd 30, 40 und 50 cm. Das gesamte Mauerwerk ist ein regelmäßiges Schichtenmauerwerk. Sämtliche Steine wurden nach Versatzplan angefertigt und versetzt, das heißt, jeder Stein bekam schon im Bruch seine bestimmte Stelle im Bauwerk zugewiesen und wurde dementsprechend gekennzeichnet. Aus dem gleichen roten

Sandstein bestehen die Bordsteine der Seiten- und Mittelschrammborde auf der Brücke sowie die Platten für den Belag der erhöhten Rand- und Mittelstreifen. Einzelheiten der Steinverkleidung sind auf den Bildern 22 u. 23 zu sehen. Auf diesen Bildern ist auch der 1 cm breite Kantenschlag der Ecksteine zu erkennen. Auf diesen Kantenschlag, den man, aus großer Nähe betrachtet, vielleicht als dem Bossen wesensfremd bezeichnen könnte, wurde nicht verzichtet, damit die Ecken des im übrigen in strengen Linien gehaltenen Bauwerks nicht unruhig erscheinen.



Bild 22.

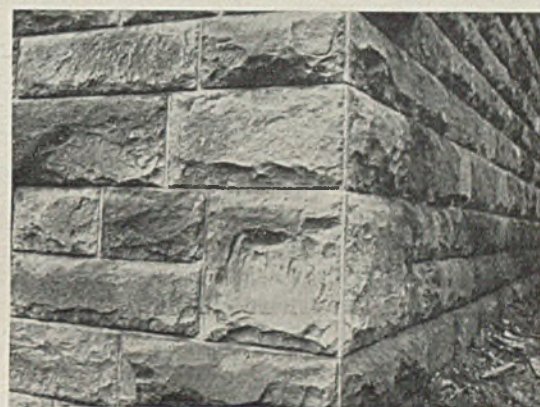


Bild 23.

Bild 22 u. 23. Werksteinverkleidung der Pfeiler.

Die Baustoffe konnten bequem auf der unter der Brücke durchführenden eingleisigen Nebenbahn angefahren werden. Wenn auch der Betrieb auf dieser Strecke ziemlich schwach ist, so reichten die Zugpausen doch nicht zum fristgemäßen Entladen der Wagen aus. Man zweigte deshalb beim unmittelbar neben der Baustelle gelegenen Haltepunkt Kleba ein Anschlußgleis von der Strecke ab und brachte die Anschluß- und Schutzweiche in Schlüsselabhängigkeit vom 2 km entfernten Zustellbahnhof Kirchheim (Kreis Hersfeld).

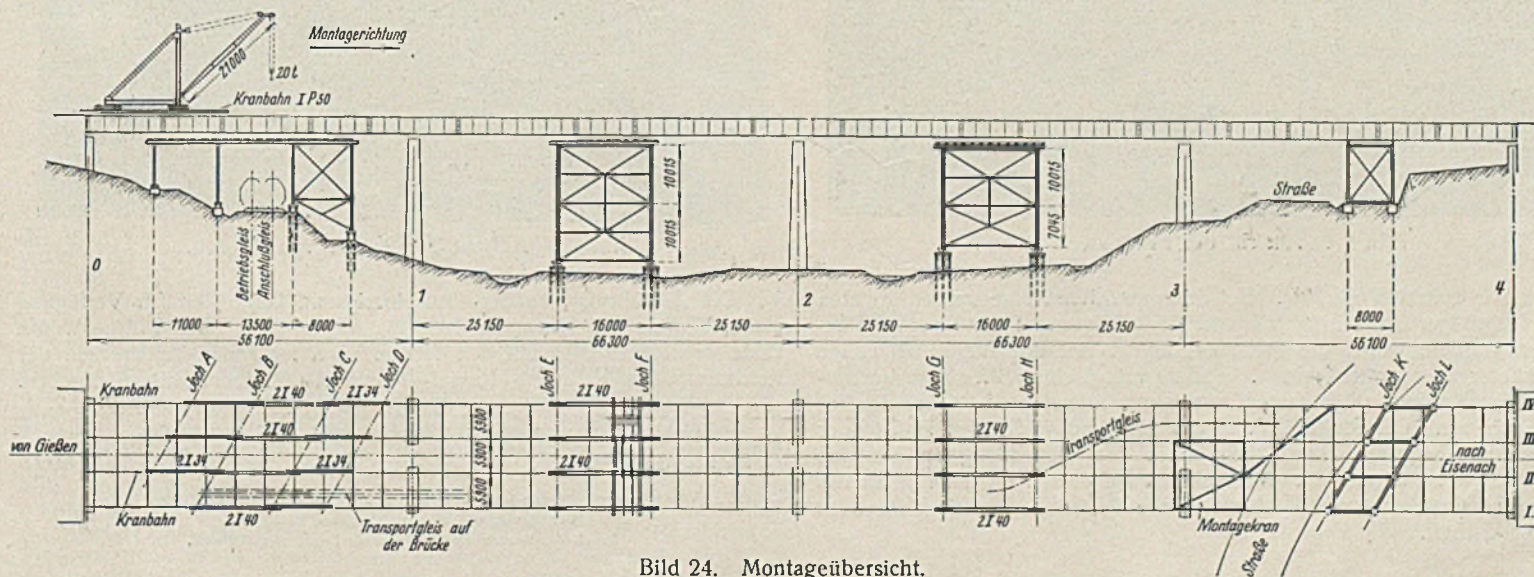


Bild 24. Montageübersicht.



Die Betonzuschlagstoffe wurden nach den Körnungen 0—3, 3—7, 7—30 oder 7—70 und Grubensand getrennt gelagert und, mit Ausnahme des letzten, nach Gewicht zugesetzt. Von den Bunkern am Bahndamm, in die zum Schutz gegen Frost eine mit Dampf heizbare Rohranlage eingebaut war, hoben Förderbänder die Zuschlagstoffe in vier je 15 m<sup>3</sup> fassende Butler-Bin-Silos, unter denen die Wiegevorrichtung angebracht war. Zur Betonbereitung dienten zwei Jägermischer von je 750 l Inhalt und zur Verdichtung elektrische Stampfer, System Wacker. Den Beton und die Steine hoben zwei Wolf-Turmdrehkrane auf die Pfeiler und Widerlager.

Der Zusammenbau des Stahlüberbaues begann am südlichen Widerlager, an dem das Reichsbahngleis und das davon abzweigende Anschlußgleis vorbeigeht. Ein Schwenkmast neben dem Gleis hob die Teile vom Eisenbahnwagen auf die Brücke, wo sie auf zwischen den Hauptträgern I und II laufenden Rollböcken an Ort und Stelle gebracht wurden. Wie die Montagerüste in den Öffnungen aufgestellt waren, zeigt Bild 24.

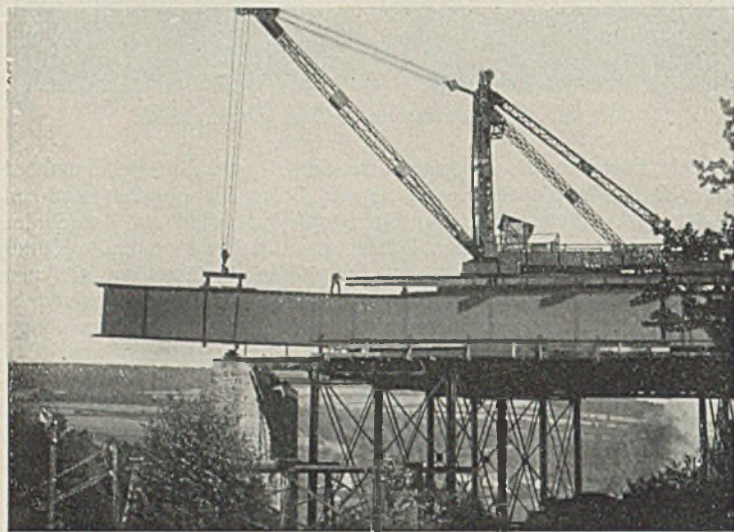


Bild 25. Einbau des schwersten Hauptträgerteils.

So wurde es nie nötig, mehr als 3 1/2 Felder oder 17,85 m vorzukragen. Die Hauptträgerteile waren 10 200 bis 23 450 mm lang und wogen 12 bis 25 t. Der Vorbaukran lief auf Schienen über den Hauptträgern II und IV. Er war mit kräftigen Flachstahlbändern, die unter dem Untergurt des Hauptträgers gut verkeilt wurden, verankert, weil beim Einbau der schwersten Hauptträgerteile in den hinteren Stützpunkten negative Auf-

Die Gesamtkosten der Brücke einschließlich Herstellung der Fahrbahn, jedoch ohne Frachten und Grunderwerb, haben sich auf 1 891 000,— RM belaufen, das ergibt, bezogen auf die 244,8 · 22,0 = 5385 m<sup>2</sup> große Grundfläche 350,— RM/m<sup>2</sup> und bezogen auf den 112 200 m<sup>3</sup> großen umbauten Raum, 16,80 RM/m<sup>3</sup>, wenn man als solchen den Raum zwischen der Fahrbahnoberkante, dem Gelände bis zur Vorderkante der Widerlager und zwischen den Geländern bezeichnet. Lieferung und Einbau des stählernen

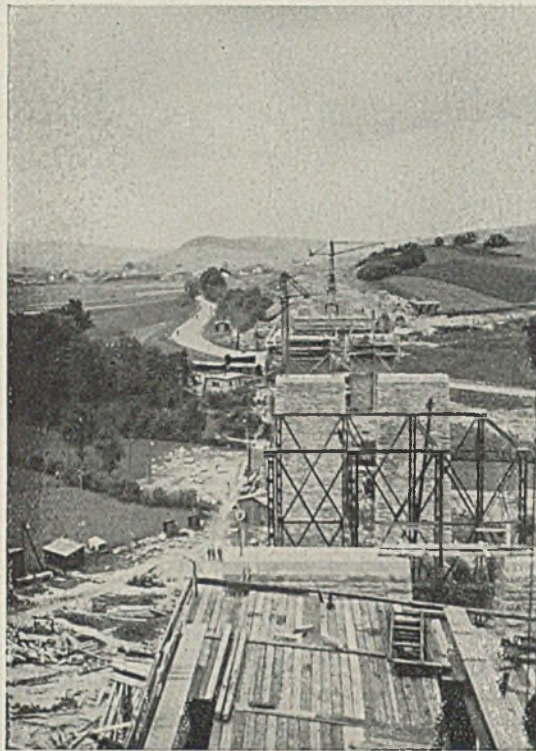


Bild 26. Blick vom Vorbaukran nach Norden.

Überbaues lag in den Händen der Firma C. H. Jucho, Dortmund, die auch die statische Berechnung aufstellte und den Entwurf werkstattfertig ausarbeitete. Die Firma Grün & Bilfinger, Mannheim, führte die gesamten Unterbauten aus, und die Werksteine lieferte eine Arbeitsgemeinschaft von Steinbrüchen unter Führung von H. Tacke, Negenborn, und H. Watermann, Stadoldendorf.

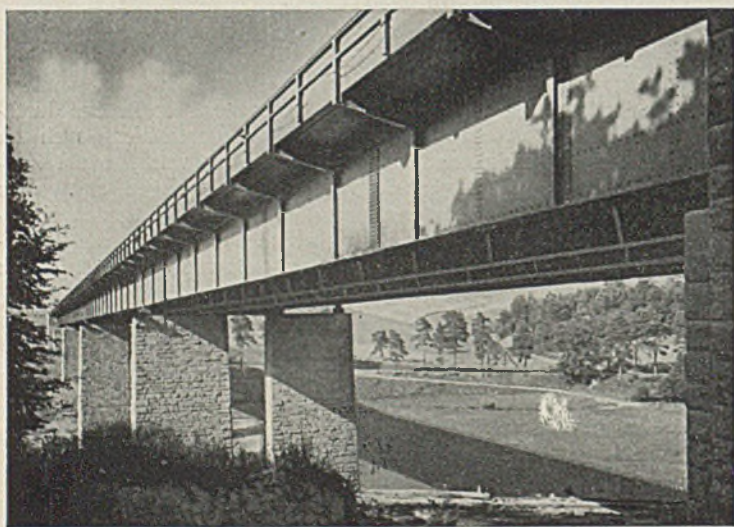


Bild 27. Ansicht der Brücke von Süden.

lagerkräfte auftraten (Bild 25). Bei den gewählten Abmessungen konnten die Hauptträgerteile mit gewöhnlichen SSI-Wagen auf der Eisenbahn befördert werden, wobei das Profil bei einem Teil der Träger um einige Zentimeter überschritten wurde. Bild 26 bringt einen Blick vom Vorbaukran nach Norden in Richtung Kassel einen Monat nach Beginn des Zusammenbaues. Der Pfeiler III und das nördliche Widerlager sind in der Herstellung begriffen. Die Brücke nach der Vollendung ist auf den Bildern 27 u. 28 dargestellt. Man erkennt auf diesen letzten Bildern das durch den Gegensatz erzielte harmonische Verhältnis zwischen Bauwerk und Landschaft.



Bild 28. Ansicht der Brücke von Norden.

Die Ausführung, zu der eine hinreichend lange Zeit zur Verfügung stand, dauerte von November 1936 bis August 1938. Die Brücke wurde Ende des Jahres 1938 mit den letzten noch fehlenden Teilstrecken der Reichsautobahn Göttingen—Kassel—Frankfurt a.M. dem Betrieb übergeben.

**INHALT:** Das Formänderungsgesetz des Baustahls im bildsamen Bereich. — Beitrag zur Kenntnis der Vorgänge beim Schweißen von St 52. — Die Aulatalbrücke der Reichsautobahnen bei Hersfeld. (Schluß.)

Verantwortlich für den Inhalt: Professor Dr.-Ing. K. Klöppel, Darmstadt.  
Verlag von Wilhelm Ernst & Sohn, Berlin W 9.  
Druck der Buchdruckerei Gebrüder Ernst, Berlin SW 68.