

STAHL UND EISEN

ZEITSCHRIFT FÜR DAS DEUTSCHE EISENHÜTTENWESEN

Herausgegeben vom Verein Deutscher Eisenhüttenleute

Geleitet von Dr.-Ing. Dr. mont. E. h. O. Petersen

unter Mitarbeit von Dr. J. W. Reichert und Dr. W. Steinberg für den wirtschaftlichen Teil

HEFT 52

26. DEZEMBER 1940

60. JAHRGANG

Einfluß des Haspel- und Bremszuges auf den Kaltwalzvorgang.

Von Werner Lueg und Fritz Schultze in Düsseldorf.

[Bericht Nr. 161 des Walzwerksausschusses des Vereins Deutscher Eisenhüttenleute*].

(Einleitung. Theoretische Grundlagen. Aufbau der Versuchseinrichtung an einem Zwölfwalzen-Kaltwalzgerüst. Walzversuche mit Haspelzug sowie mit gleichzeitigem Haspel- und Bremszug an weichgeglühtem und vorgewalztem Tiefziehbandstahl. Einfluß der äußeren Zugkräfte auf Walzdruck, mittleren Formänderungswiderstand und Voreilung. Größe der Walzdruckabnahme beim Walzen mit Haspel- und Bremszug.)

Einleitung und theoretische Grundlagen.

Beim Kaltwalzen von Bandstahl ist man in den letzten Jahren in Anlehnung an das reine Ziehwalzen immer mehr dazu übergegangen, sowohl auf der Einlaufseite als auch auf der Auslaufseite der Walzgerüste große Zugkräfte am Walzgut anzubringen, d. h. mit möglichst großem Brems- oder Haspelzug zu walzen. Es hatte sich nämlich gezeigt, daß hierdurch nicht nur ein glatteres Walzerzeugnis erhalten wird, sondern daß auch der Walzvorgang in Abwalmöglichkeit und Walzenverschleiß günstig beeinflußt wird.

An Versuchen über die Wirkung von Haspel- und Bremszug auf den Kaltwalzvorgang liegt bisher nur eine Untersuchung von A. Hayes und R. S. Burns¹⁾ vor, in der festgestellt wurde, daß die Voreilung des austretenden Walzgutes gegenüber der Walzenoberfläche mit steigendem Haspelzug ansteigt und mit steigendem Bremszug sinkt. Diese Erscheinung steht in grundsätzlicher Übereinstimmung mit der Wirkung äußerer Zugspannungen, die sich aus der Theorie über die Spannungsverteilung im Walzspalt ableiten läßt.

Ueber den Einfluß äußerer Zugkräfte auf Walzdruck und Voreilung lassen sich zuverlässige Berechnungen bisher nicht anstellen. Doch kann man aus der von E. Siebel²⁾ und Th. v. Kármán³⁾ aufgestellten Theorie über die Spannungsverteilung im Walzspalt wertvolle Schlüsse ziehen, wie auch von W. Trinks⁴⁾ und Th. Dahl⁵⁾ bereits gezeigt wurde. Nach der genannten Theorie ergibt sich ein Spannungsverlauf über der gedrückten Länge l_d im Walzspalt, wie er in Bild 1a schematisch dargestellt ist. Darin bedeutet k_f die Formänderungsfestigkeit des Walzgutes, k_w den Formänderungswiderstand und FF' die Lage der Fließscheide, die für die Größe der Voreilung bestimmend ist, da von hier ab das Walzgut entlang der Walzenoberfläche in Walzrichtung abfließt. Der Inhalt der eingeschlossenen Fläche

ist außerdem in erster Näherung verhältnismäßig dem Walzdruck.

Die Spannungsverteilung ändert sich, wenn mit Vorwärts- (Haspel-) oder Rückwärts- (Brems-) Zug gewalzt wird. Die Wirkung dieser äußeren Kräfte kann man erkennen, wenn man von der Druckspannung am Anfang oder Ende des Walzspaltes die aufgebrauchte Zugspannung abzieht. Bei Anwendung von Haspelzug sinkt dann nach Bild 1b der Formänderungswiderstand zwischen Fließscheide

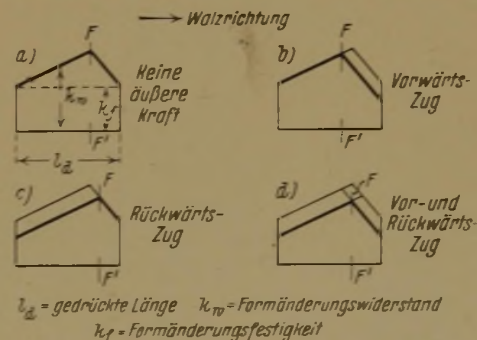


Bild 1. Spannungsverteilung im Walzspalt ohne und mit äußerem Kraftangriff.

und Walzspaltende, wobei die Lage der Fließscheide zum Walzspaltanfang hin verschoben wird. Die Voreilung muß demgemäß zunehmen, der Walzdruck dem kleineren Flächeninhalt entsprechend abnehmen. Beim Walzen mit Bremszug nimmt der Walzdruck nach Bild 1c ebenfalls ab, jedoch wird die Fließscheide im Sinne kleiner werdender Voreilung verschoben. Bei gleichzeitiger Anwendung von Haspel- und Bremszug erfährt der Walzdruck eine verstärkte Abnahme, während sich die Lage der Fließscheide nach dem Verhältnis der beiden Zugkräfte richtet (Bild 1d). Der mittlere Formänderungswiderstand wird als Verhältnis aus Walzdruck und gedrückter Fläche in jedem der drei Fälle kleiner werden.

W. Trinks⁴⁾ hat den Einfluß von Haspel- und Bremszug für einen Kaltwalzvorgang berechnet, bei dem ein Walzendurchmesser von 400 mm, eine Anfangshöhe von 0,30 mm, eine Endhöhe von 0,25 mm, d. h. eine Dickenabnahme von 16,7 % angenommen war. Mit einer Formänderungsfestigkeit des Walzgutes von 140 kg/mm² und einer Reibungszahl $\mu = 0,02$ ergab sich bei einem Bremszug von 70 kg/mm² eine Verminderung des Walzdruckes um 69 %. Ein gleich großer

*) Auszug aus der Arbeit von W. Lueg und F. Schultze: Mitt. K.-Wilh.-Inst. Eisenforschg. 22 (1940) S. 93/108. Vorgetragen in der 45. Sitzung des Walzwerksausschusses am 22. Mai 1940 in Düsseldorf. — Sonderabdrucke sind vom Verlag Stahleisen m. b. H., Düsseldorf, Postschließfach 664, zu beziehen.

¹⁾ Trans. Amer. Soc. Met. 25 (1937) S. 129/62; vgl. Stahl u. Eisen 57 (1937) S. 1055/56.

²⁾ Stahl u. Eisen 45 (1925) S. 1563/66 (Walzwerk.-Aussch. 37).

³⁾ Z. angew. Math. Mech. 5 (1925) S. 139/41.

⁴⁾ Blast Furn. 25 (1937) S. 285/88.

⁵⁾ Stahl u. Eisen 58 (1938) S. 1406/08.

Haspelzug würde 55 % Walzdruckverminderung bewirken. Durch gleichzeitiges Aufbringen von je 70 kg/mm² Haspel- und Bremszug müßte nach der Berechnung der Walzdruck um 76 % abnehmen, d. h. auf den vierten Teil des Walzdruckes beim Walzen ohne Zugkräfte sinken. Da bei dem Rechenbeispiel auch die Walzenabplattung berücksichtigt wurde, sinkt der mittlere Formänderungswiderstand nicht so stark wie der Walzdruck. Immerhin würde der Formänderungswiderstand in den drei Fällen um 47 % bzw. 32 und 54 % abnehmen. Man erkennt aus diesen Zahlen ferner, daß bei gleich großen Zugspannungen am Anfang oder Ende des Walzspaltes der Einfluß des Rückwärtszuges größer ist als der des Vorwärtszuges.

Die folgende Untersuchung sollte dazu dienen, den Einfluß von Haspel- und Bremszug auf Walzdruck, Formänderungswiderstand und Voreilung an einem wirklich durchgeführten Walzvorgang versuchsmäßig zu ermitteln.

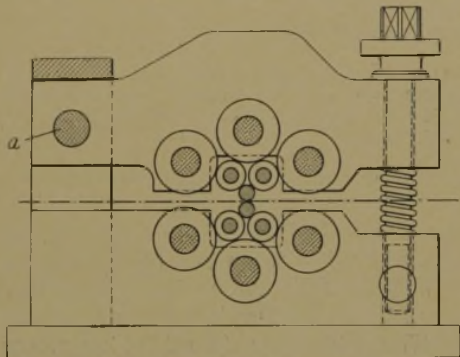


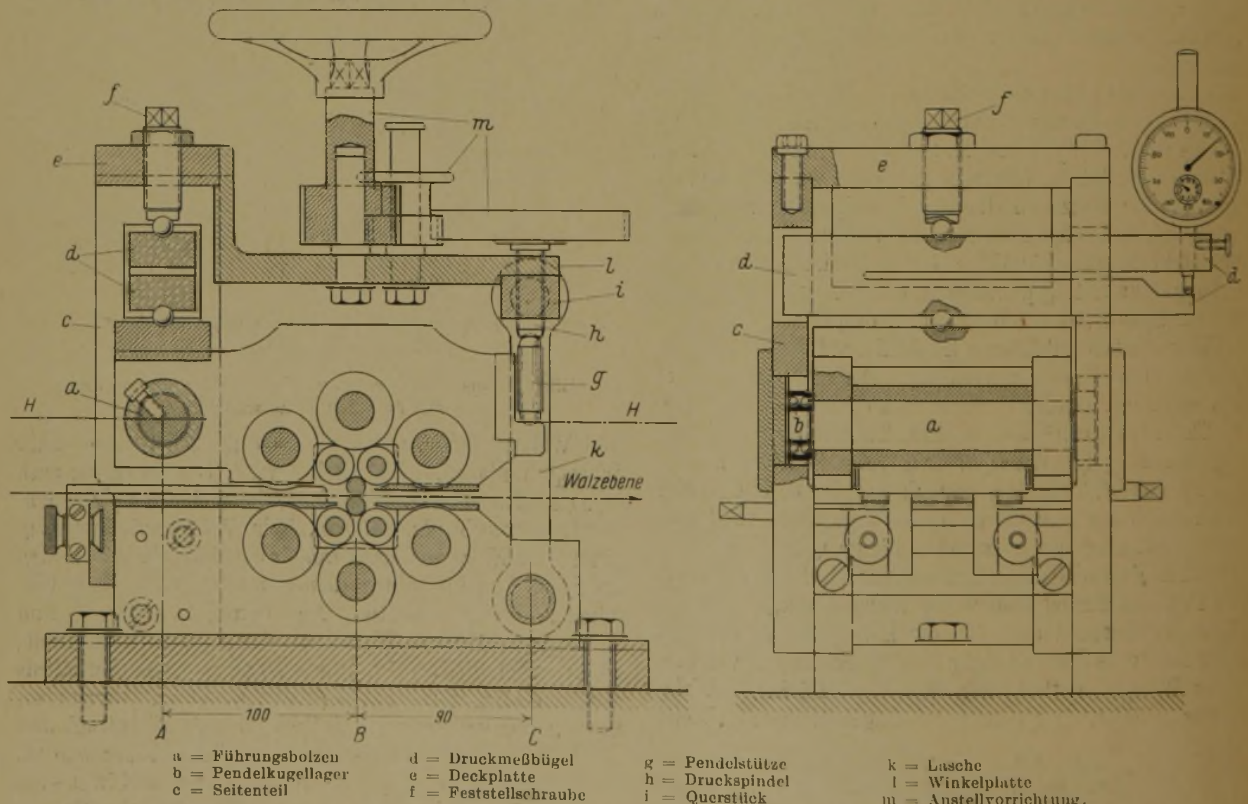
Bild 2. 12-Walzen-Kaltwalzgerüst, Bauart Rohn.

von 10 mm haben. Die Arbeitswalzen werden auf entgegengesetzten Seiten des Walzgerüsts von je einem Motor über ein Vorgelege angetrieben.

Die Anstellung der Oberwalze erfolgte ursprünglich nach Bild 2 durch eine Kippbewegung des ganzen Oberteils um den Bolzen a. Für die Walzdruckmessung war diese Anstellung ungeeignet; sie wurde deshalb nach Bild 3 abgeändert. Der Bolzen a wurde beiderseits mit Pendelkugellagern b versehen, die in den seitlichen Laschen c geführt sind. Die Führung verhindert die Bewegung des Oberteils in der Walzrichtung, ermöglicht sie dagegen in der senkrechten Ebene. Außerdem kann das Oberteil des Walzgerüsts um die Walzrichtung als Achse gekippt werden, wodurch ein leichteres Anstellen der Arbeitswalzen über die Breite des Walzspaltes möglich ist.

Das Oberteil des Walzgerüsts ist nach oben in drei Punkten abgestützt, und zwar auf der Eintrittsseite über den in Kugeln gelagerten Druckmeßbügel d gegen die in der oberen Deckplatte e eingesetzte Stellschraube f, auf der Austrittsseite über zwei Pendelstützen g gegen die beiden Druckspindeln h. Die Druckspindeln selbst werden in einem Querstück i gehalten, das seinerseits durch zwei Laschen k und das Winkelstück l mit dem Unterteil starr verbunden ist. Der Druckmeßbügel d ist ein einseitig geschlitzter vergüteter Stahlstab von rechteckigem Querschnitt, dessen elastische Zusammendrückung an einer Meßuhr mit 1/100-mm-Teilung abgelesen wird.

Da ein Teil des Walzdruckes von den Druckspindeln h aufgenommen wird, muß die Druckanzeige am Meßbügel entsprechend der Hebelübersetzung AC : BC = 190 : 90 umgerechnet werden: Ferner sind die durch Haspel- und Brems-



- | | | | |
|----------------------|-----------------------|------------------|------------------------|
| a = Führungsbolzen | d = Druckmeßbügel | g = Pendelstütze | k = Lasche |
| b = Pendelkugellager | e = Deckplatte | h = Druckspindel | l = Winkelplatte |
| c = Seitenteil | f = Feststellschraube | i = Querstück | m = Anstellvorrichtung |

Bild 3. 12-Walzen-Kaltwalzgerüst mit Walzdruckmeßeinrichtung.

Versuchseinrichtung.

Die Versuche wurden auf einem Zwölfwalzen-Kaltwalzgerüst der Bauart Rohn⁹⁾ durchgeführt, dessen Arbeitswalzen bei 80 mm Ballenlänge einen Durchmesser

⁹⁾ Rohn, W.: Stahl u. Eisen 52 (1932) S. 821/25.

zug auf das Oberteil übertragenen Drehmomente zu berücksichtigen. Angriffspunkt der halben Zugkräfte ist die Achse der oberen Arbeitswalze, die 33 mm unter der Stützebene HH liegt. Bezeichnet Z die Zugkraft in kg, so muß der gemessene Walzdruck um den Betrag

$$\Delta P = \frac{Z}{2} \cdot \frac{33}{190} = 0,086 \cdot Z$$

vergrößert werden bei Haspelzug, und um den gleichen Betrag verkleinert werden bei Bremszug. Bei gleichzeitigem Haspel- und Bremszug ist der Unterschied der Zugkräfte einzusetzen.

Zum Aufwickeln des austretenden Bandes und Aufbringen eines Vorwärtzuges diente ein Zughaspel mit Gleichstrommotor, Untersetzungsgetriebe und Aufwickelscheibe. Die Ankerstromstärke des Motors und damit die Zugkraft ist von der Drehzahl weitgehend unabhängig, so daß die mit der Voreilung wechselnde Austrittsgeschwindigkeit des Bandes unberücksichtigt bleiben konnte. Da das Drehmoment des Haspels bei gleichbleibender Zugkraft mit zunehmendem Durchmesser der aufgewickelten Bandrolle größer werden muß, wurde die Ankerstromstärke während des Versuches über Vorwiderstände im Ankerstromkreis laufend von Hand nachgeregelt. Die dem jeweiligen Wickeldurchmesser entsprechende Stromstärke wurde von einem Tastgerät abgelesen, auf dessen Anzeigetrommel für jede Zugkraft ein besonderer Stromstärkemaßstab angebracht werden konnte.

Der Rückwärtzug wurde aufgebracht, indem der Ablaufhaspel durch eine von Hand anstellbare Reibungsbremse abgebremst wurde. Zum Messen des Bremszuges wurde das Walzgut über eine feste und eine schwenkbare Umlenkrolle geführt. Letztere war in der waagerechten Ebene gegen einen Druckmeßbügel abgestützt, an dessen Meßuhr der Bremszug abgelesen werden konnte.

Versuchswerkstoffe und Versuchsdurchführung.

Die Versuche wurden mit einem Tiefziehbandstahl von 15 x 0,5 mm² Querschnitt durchgeführt. Ein Teil des Bandes lag in weichgeglühtem Zustand vor, der andere Teil war mit 50 % Abnahme vorgewalzt. Die Zugfestigkeit betrug rd. 30 kg/mm² im weichgeglühten und rd. 60 kg/mm² im vorgewalzten Zustand. Die entsprechenden Werte der Dehnung waren 46 bzw. 3 %.

Mit dem weichgeglühten Bandstahl wurden zwei Versuchsreihen durchgeführt. In der ersten Reihe waren Arbeitswalzen und Bandoberfläche trocken, bei der zweiten wurde das Walzgut mit dem Oel M 20 der Rhenania-Ossag geschmiert. Gewalt wurde bei diesen beiden Reihen nur mit Haspelzug. In zwei weiteren Versuchsreihen wurde der vorgewalzte Bandstahl in trockenem Zustand zunächst mit Haspelzug und dann unter gleichzeitiger Anwendung von Haspel- und Bremszug verwalzt.

Die aus einem hochkohlenstoffhaltigen Manganstahl hergestellten Arbeitswalzen waren geschliffen und poliert und hatten eine Härte von 60 Rockwell-C-Einheiten. Bei Versuchsreihe 1, 3 und 4 war die Balligkeit der Walzen 0,04 mm, bei Versuchsreihe 2 betrug sie 0,02 mm. Die obere Arbeitswalze war längs einer Mantellinie leicht angeritzt und hinterließ dadurch auf dem Walzgut Marken, aus deren Abstand die Voreilung bestimmt wurde. Die Leerlaufdrehzahl der Arbeitswalzen war 84 U/min entsprechend einer Walzgeschwindigkeit von rd. 2,6 m/min.

Für die Walzversuche ohne äußere Zugkräfte wurden Bandstreifen von etwa 300 mm Länge benutzt, deren Einsteckenden angespitzt waren. Bei den Walzungen mit Haspel- und Bremszug wurde das Walzgut durch den geöffneten Walzspalt gezogen und auf der Trommel des Zughaspels befestigt. Dann wurde der Walzspalt auf das gewünschte Maß eingestellt. Die Versuche wurden so durchgeführt, daß die Dickenabnahme stufenweise gesteigert wurde, während die einmal eingestellten Zugkräfte gleichgehalten wurden. Der auf den Anfangsquerschnitt bezogene Bremszug erfuhr

also während eines Versuches keine Änderung, dagegen nahm der bezogene Haspelzug mit steigender Dickenabnahme infolge des kleiner werdenden Endquerschnittes zu, was bei der Auswertung der Versuche zu berücksichtigen war.

Versuchsauswertung und Versuchsergebnisse.

Als unmittelbare Ergebnisse ergaben sich aus den Versuchen die Banddicken vor und nach dem Stich, die Bandbreite, der Abstand der aufgedrückten Voreilmarken, der Bremszug, der Haspelzug und schließlich der Walzdruck. Aus der Banddicke vor und nach dem Stich, dem Abstand der Voreilmarken auf Walze und Walze sowie aus Haspelzug und Endquerschnitt wurden sodann die Dickenabnahme und die Voreilung in % sowie der bezogene Haspelzug in kg/mm² ermittelt.

Die bei gleichem Haspelzug ermittelten Werte von Walzdruck und Voreilung wurden zunächst in Abhängigkeit von der Dickenabnahme aufgetragen und durch Schaulinien verbunden. Um aus diesen Darstellungen die Abhängigkeit des Walzdruckes und der Voreilung von der Dickenabnahme für gleiche Werte des bezogenen Haspelzuges zu erhalten, wurden ihnen die Werte von Druck und Voreilung bei gleicher Dickenabnahme entnommen und in Abhängigkeit vom bezogenen Haspelzug aufgetragen. Hieraus ergaben sich dann

durch nochmalige Entnahme und Auftragung der Werte die gewünschten Schaulinien, aus denen der Einfluß der bezogenen Zugspannungen auf Walzdruck und Voreilung abzulesen

war. Aus den zuletzt genannten Darstellungen wurde dann auch der mittlere Formänderungswiderstand ermittelt, indem der Walzdruck durch die zugehörige gedrückte Fläche geteilt wurde, die durch Dickenabnahme und Bandbreite gegeben war. Die Bandbreite änderte sich bei den Versuchen in so geringem Maße, daß auf die Bestimmung der Breitenzunahme verzichtet werden konnte.

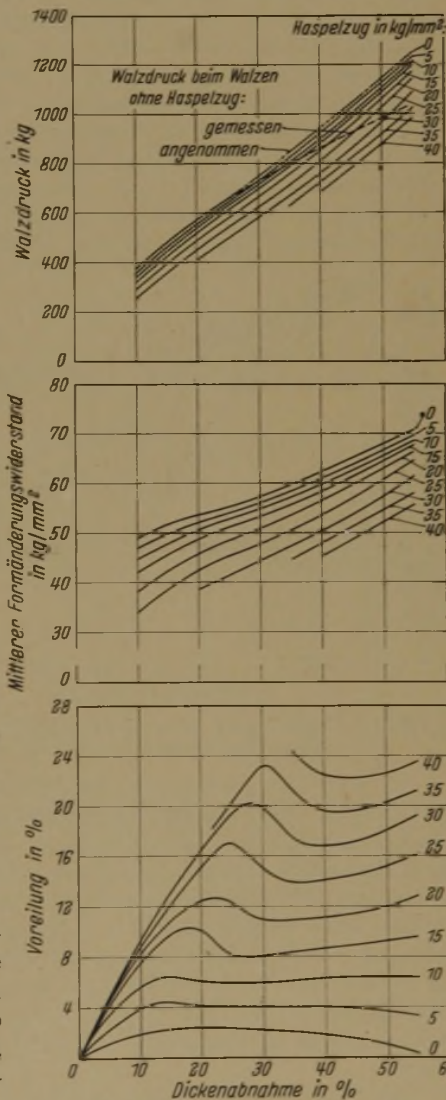


Bild 4. Einfluß des Haspelzuges auf Walzdruck, mittleren Formänderungswiderstand und Voreilung beim Kaltwalzen von weichgeglühtem Bandstahl.

Die Ergebnisse der Versuchsreihe 1, bei der weichgeglühter Bandstahl ohne Schmierung mit verschiedenen Haspelzügen gewalzt worden war, sind in *Bild 4* dargestellt, und zwar sind darin Walzdruck, mittlerer Formänderungswiderstand und Voreilung in Abhängigkeit von der Dickenabnahme aufgetragen. Der Walzdruck steigt danach für alle Zugspannungen mit zunehmender Dickenabnahme ziemlich gleichmäßig an. Nur beim Walzen ohne Zug steigt der Walzdruck oberhalb 30 % Dickenabnahme schwächer an, wie der Verlauf der gestrichelten Schaulinie erkennen läßt. Da nicht einzusehen war, daß der Walzdruck bei Anwendung von Haspelzug von mittleren Dickenabnahmen an statt der erwarteten Abnahme zunehmen sollte, wurden zur Nachprüfung Versuche ohne Haspelzug mit dem Ergebnis durchgeführt, daß der Walzdruck bei höheren Dickenabnahmen sinkt, wenn das Band Glühknicke in größerer Zahl aufweist. Da die ohne Haspelzug gewalzten Bandstücke vor dem Walzen gerichtet worden waren, enthielten sie sehr viel mehr Glühknicke als das von der Abwickelscheibe frei ablaufende Band. Nach dieser Feststellung darf man annehmen, daß der Walzdruck beim Walzen ohne Haspelzug bei größeren Dickenabnahmen längs der strichpunktierten Schaulinie verläuft. Der mittlere Formänderungswiderstand zeigt dasselbe gleichmäßige Verhalten wie der Walzdruck. Beide Meßgrößen sinken in Uebereinstimmung mit den theoretischen Ueberlegungen mit zunehmender Haspelzugspannung ab, wobei der Abstand der Schaulinien voneinander mit steigendem Haspelzug größer wird. So nimmt z. B. der Walzdruck bei 40 % Dickenabnahme und 40 kg/mm² Haspelzug von 935 auf 675 kg, d. h. um 260 kg oder um 27 % ab. Dementsprechend erniedrigt sich der Formänderungswiderstand von 62,5 auf 45,5 kg/mm² um 17 kg/mm² oder gleichfalls 27 %.

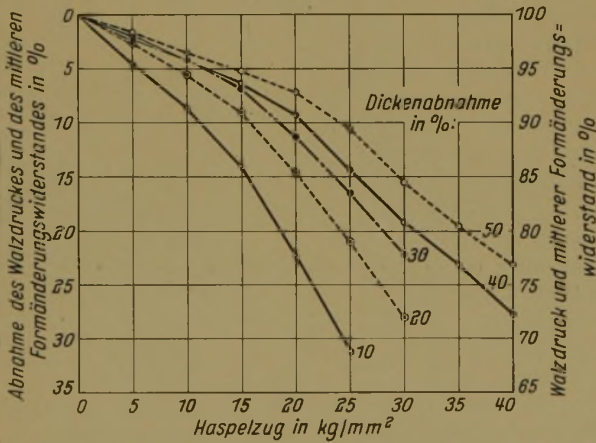


Bild 5. Walzdruckabnahme durch Haspelzug beim Kaltwalzen von weichgeglühtem Bandstahl.

Die Voreilung nimmt erwartungsgemäß mit der Zugspannung zu. Die Schaulinien weisen dabei einen sich immer stärker ausprägenden Höchstwert auf, der sich mit steigendem Haspelzug außerdem nach größeren Dickenabnahmen verschiebt. Bei großen Abnahmen und kleinen Zugspannungen fallen die Schaulinien ab, während sie mit größer werdender Zugspannung immer stärker ansteigen. Die Zunahme der Voreilung ist erheblich; sie steigt z. B. bei 40 % Dickenabnahme von 2 auf 22,5 %, d. h. auf mehr als das Elffache, wenn der Haspelzug von 0 auf 40 kg/mm² anwächst.

Aus *Bild 5* geht der Einfluß des Haspelzuges auf Walzdruck und Formänderungswiderstand deutlicher hervor. Hierin sind die beiden Meßgrößen in Prozent ihrer Werte bei 0 kg Haspelzug bzw. ihre verhältnismäßige Abnahme für

verschiedene Dickenabnahmen in Abhängigkeit vom bezogenen Haspelzug aufgetragen. Die Neigung der Schaulinien nimmt durchweg mit zunehmender Zugspannung zu, d. h. gleichem Zuwachs an Zugspannung entspricht eine größer werdende Verminderung von Walzdruck und Formänderungswiderstand. Ferner erkennt man, daß die beiden Meßgrößen um so mehr erniedrigt werden, je geringer die Dickenabnahme ist.

Bei Versuchsreihe 2, die sich von Reihe 1 nur dadurch unterscheidet, daß mit Schmierung gewalzt wurde, lagen die Schaulinien des Walzdruckes und des mittleren Formänderungswiderstandes erwartungsgemäß bei niedrigeren Werten als bei den Walzungen ohne Schmierung. Nur bei der Voreilung ergab sich ein abweichendes Verhalten, auf das hier jedoch nicht näher eingegangen werden soll. Der Einfluß des Haspelzuges auf Walzdruck und Formänderungswiderstand war im wesentlichen von der gleichen Größe wie bei Versuchsreihe 1. So ergab sich z. B. für das oben gewählte Beispiel bei 40 % Dickenabnahme und 40 kg/mm² Haspelzug ebenfalls eine Verminderung der beiden Meßgrößen um 27 %.

Die Ergebnisse der Versuchsreihe 3 beim Auswalzen des vorgewalzten Bandstahles mit Haspelzug und ohne Schmierung sind in *Bild 6* dargestellt. Der höheren Festigkeit des Bandes entsprechend liegen die Schaulinien des Walzdruckes im ganzen höher als bei den vorigen Versuchsreihen.

Gleichzeitig weisen sie aber auch eine geringere Steigung auf, was auf den geringeren Anstieg der Formänderungsfestigkeit bei hohen Verformungsgraden zurückzuführen ist. Der mittlere Formänderungswiderstand nimmt für kleine Zugspannungen mit steigender Dickenabnahme

etwas ab, zeigt aber für höhere Haspelzüge in dieser Richtung einen Anstieg. Der Einfluß des Haspelzuges ist also bei kleinen Verformungen am größten. Die der Versuchswalzung vorausgegangene Kaltverformung bringt naturgemäß auch einen entsprechenden Anstieg des

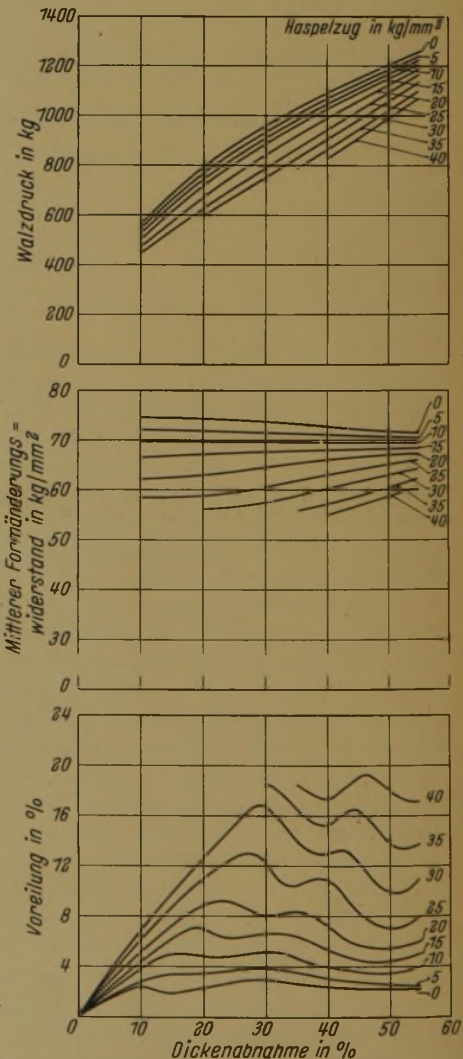


Bild 6. Einfluß des Haspelzuges auf Walzdruck, mittleren Formänderungswiderstand und Voreilung beim Kaltwalzen von vorgewalzttem Bandstahl.

mittleren Formänderungswiderstandes mit sich. So ergibt sich z. B. beim Walzen ohne Zugkraft für 40 % Dickenabnahme ein bezogener Walzdruck von 72,5 kg/mm² gegenüber 62,5 kg/mm² beim Walzen des weichgeglühten Bandes unter sonst gleichen Bedingungen.

Aus Bild 7 geht hervor, daß der Einfluß des Haspelzuges auf Walzdruck und mittleren Formänderungswiderstand bis zu Dickenabnahmen von 20 % praktisch gleich groß ist; bei höheren Abnahmen sinkt er dann wie bei Versuchsreihe 1 erheblich ab. Zahlenmäßig ist der Einfluß hier kleiner als bei dem weichgeglühten Band. So beträgt die Verminderung von Walzdruck und Formänderungswiderstand bei 40 % Dickenabnahme und 40 kg/mm² Haspelzug jetzt nur etwa 24 %.

Die Ergebnisse der Versuchsreihe 4 beim Walzen des vorgewalzten Bandstahles mit gleichzeitigem Haspel- und Bremszug sind in den folgenden Bildern dargestellt. Dabei muß berücksichtigt werden, daß ein Walzen mit hohem Bremszug nur möglich war, wenn gleichzeitig ein großer Haspelzug vorhanden war, da sonst das Walzgut von den Walzen nicht mehr gefördert wurde.

In Bild 8 ist der Verlauf des Walzdruckes in Abhängigkeit von der Dickenabnahme aufgetragen, wie er sich bei Bremszügen von 50, 75, 100, 125, 150 und 175 kg oder 6,7, 10, 13,3, 16,7, 20 und 23,3 kg/mm² für Haspelzüge von 10 bis 35 kg/mm² ergab. Für die unteren, gestrichelt gezeichneten Teile der Schaulinien liegen an sich keine Versuchswerte vor, weil die Leistung des Zughaspels hierfür nicht ausreichte. Da das Walzen aber in diesem Gebiet grundsätzlich möglich ist, wurde der Druckverlauf den darüberliegenden Schaulinien entsprechend ergänzt. Aus den Teilbildern geht hervor, daß der Walzdruck mit steigender Dickenabnahme zunimmt und für alle Werte des Bremszuges wiederum mit zunehmendem Haspelzug abnimmt. Gleichzeitig geht der Einfluß des Haspelzuges mit steigendem Bremszug etwas zurück, wie die immer näher zusammenrückenden Schaulinien erkennen lassen. Außerdem wird auch der Einfluß der Dickenabnahme kleiner, da die Schaulinien mit zunehmendem Bremszug flacher verlaufen.

Die gleichen Schaulinien sind in Bild 9 für jeweils gleichen Haspelzug, aber verschiedene Bremszüge zusammengestellt. Zum Vergleich ist strichpunktiert die Walzdruck-schaulinie eingezeichnet, die sich beim Walzen ohne äußere

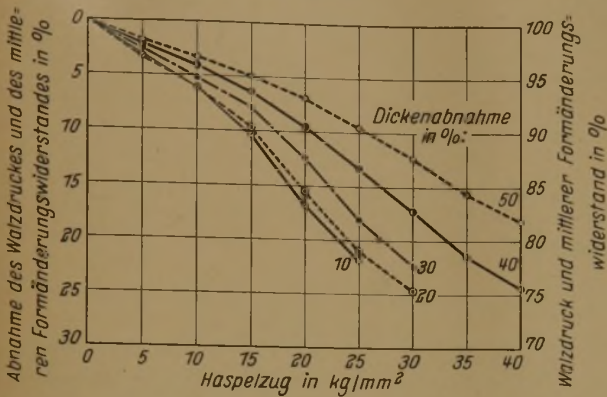


Bild 7. Walzdruckabnahme durch Haspelzug beim Kaltwalzen von vorgewalztem Bandstahl.

An dem Verlauf der Voreilungsschaulinien fallen die beiden Höchstwerte auf, die sich mit wachsendem Haspelzug nach höheren Dickenabnahmen verschieben. Da die Werte der Voreilung erfahrungsgemäß oft stark streuen, wurde zunächst angenommen, daß es sich hier um Versuchsfehler handele. Der zweite Höchstwert trat indessen auch bei wiederholten Walzungen immer wieder auf. Er muß deshalb als kennzeichnend für den untersuchten Walzvorgang angenommen werden, wenn auch für sein Auftreten bisher keine Begründung zu finden war. Im Vergleich zum weichgeglühten Band ist die Voreilung jetzt geringer, woraus auf eine bessere Oberflächenbeschaffenheit des Walzgutes infolge der vorausgegangenen Kaltwalzung geschlossen werden darf. Der erste Höchstwert der Voreilung stellte sich dagegen bei den gleichen Dickenabnahmen ein wie bei den Walzungen mit weichgeglühtem Band.

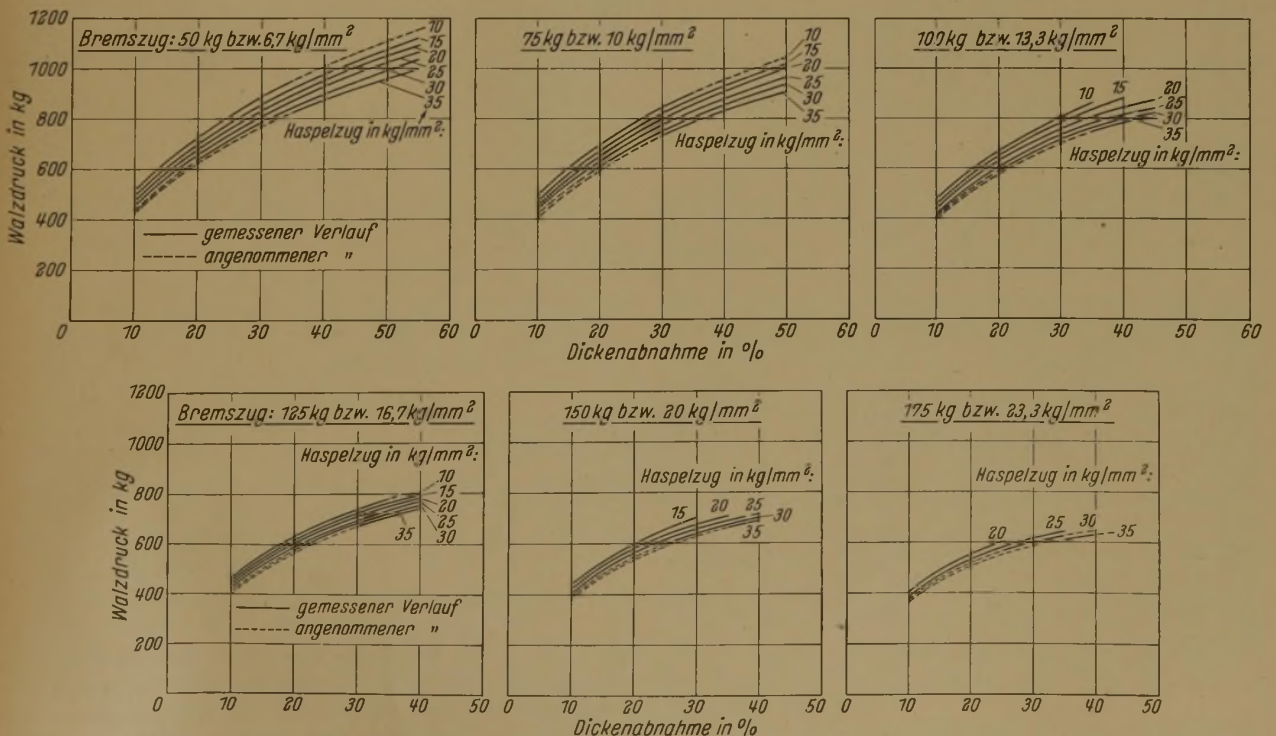


Bild 8. Walzdruck beim Kaltwalzen von vorgewalztem Bandstahl mit Haspel- und Bremszug (dargestellt für 6,7, 10, 13,3, 16,7, 20 und 23,3 kg/mm² Bremsung).

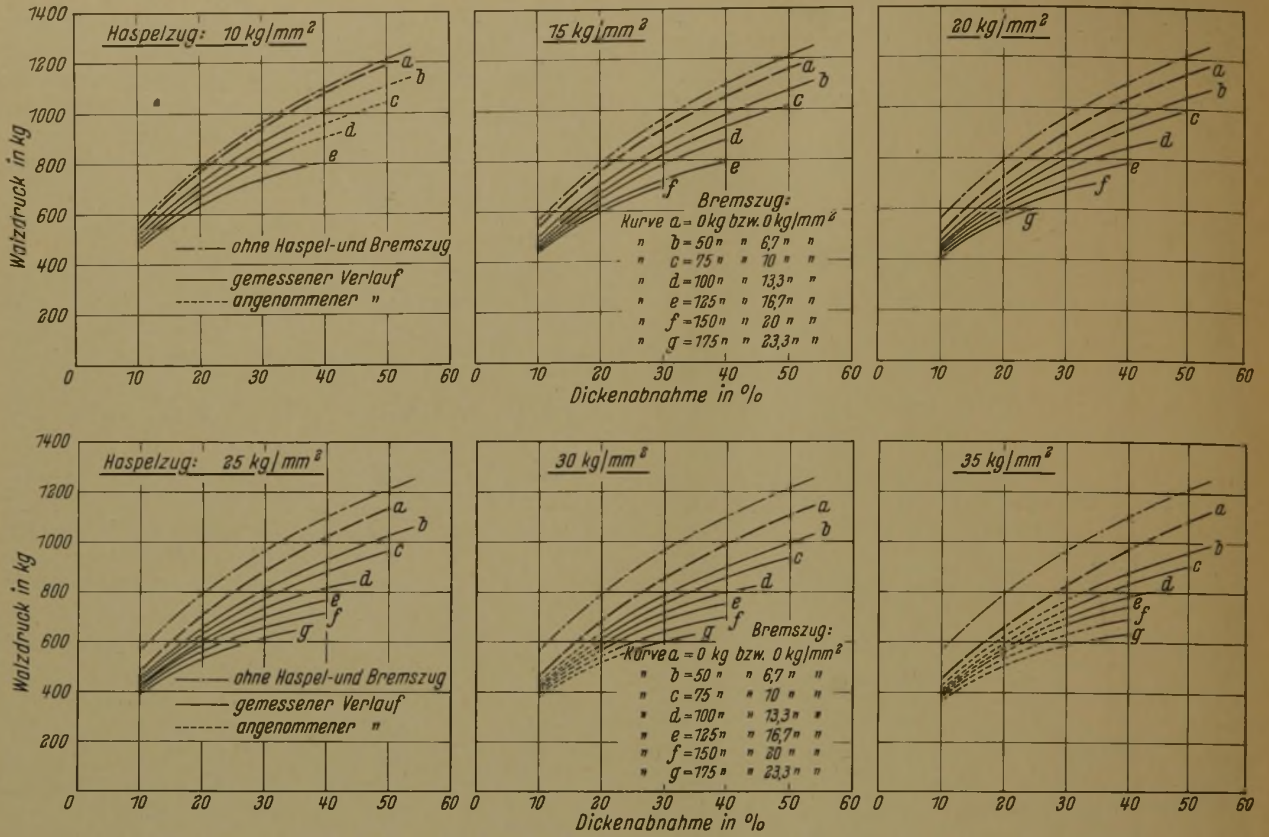


Bild 9. Walzdruck beim Kaltwalzen von vorgewalztem Bandstahl mit Haspel- und Bremszug (dargestellt für 10, 15, 20, 25, 30 und 35 kg/mm² Haspelzug).

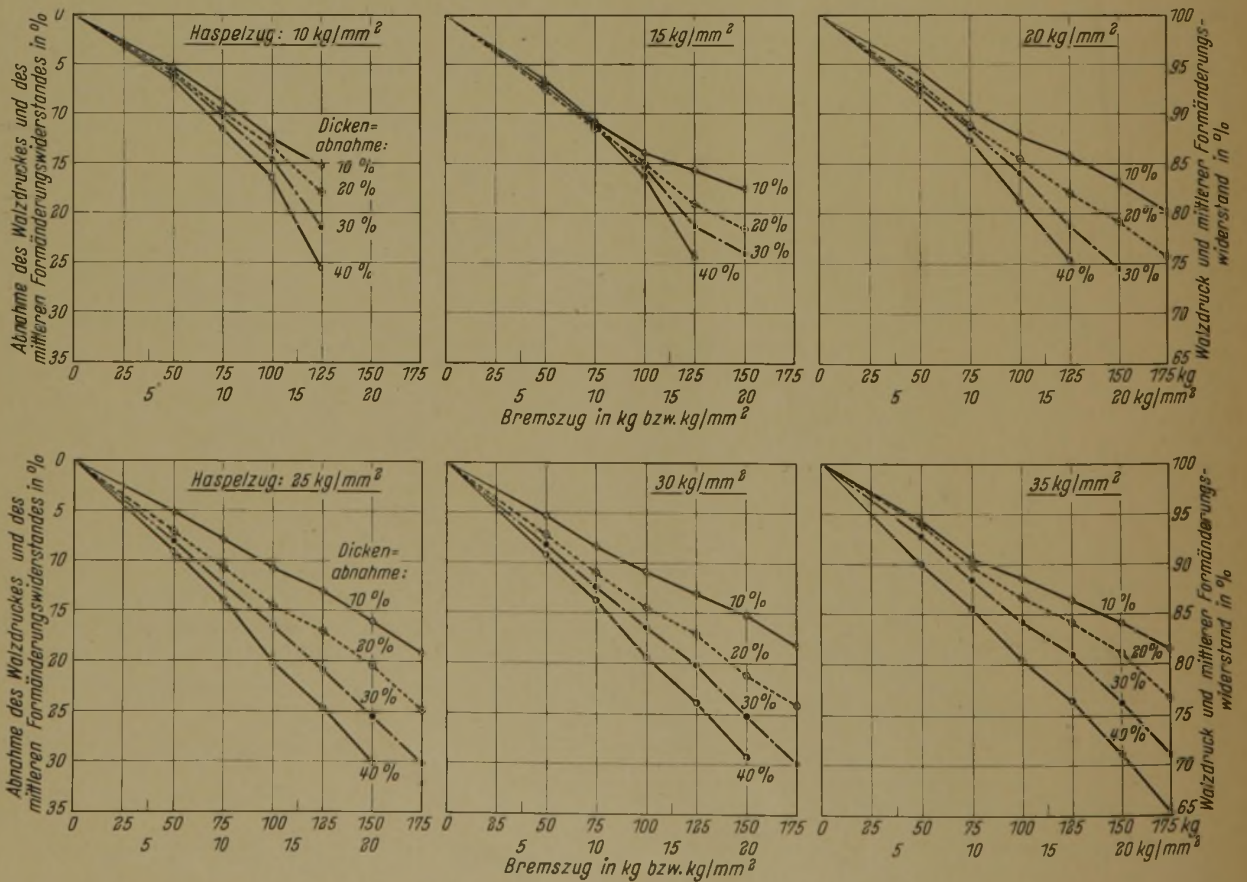


Bild 10. Walzdruckabnahme durch Bremszug beim Kaltwalzen von vorgewalztem Bandstahl bei 10, 15, 20, 25, 30 und 35 kg/mm² Haspelzug.

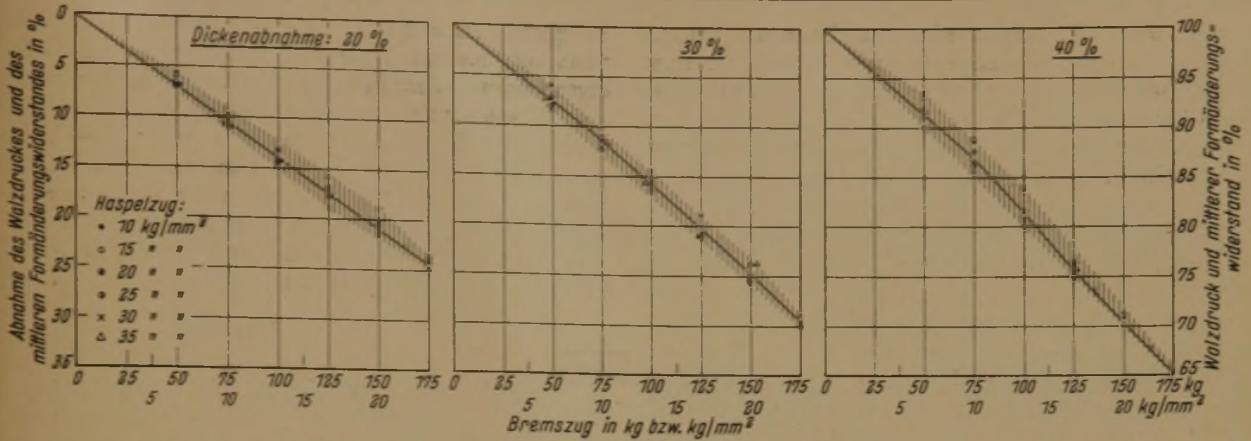


Bild 11. Walzdruckabnahme durch Bremszug beim Kaltwalzen von vorgewalztem Bandstahl für Dickenabnahmen von 20, 30 und 40 %.

Zugkräfte ergab. Außerdem enthält jedes Teilbild als Bezugslinie noch den Walzdruck, der beim Walzen mit dem betreffenden Haspelzug, aber ohne Bremszug auftritt. Die Schaulinien lassen den Einfluß des Bremszuges bei gleichbleibendem Haspelzug klar erkennen. Vergleicht man z. B. die Lage der in allen Teilbildern enthaltenen Schaulinie für einen Bremszug von 125 kg oder 16,7 kg/mm² miteinander, so sieht man, daß der Walzdruck mit steigendem Haspelzug stärker durch den Bremszug herabgesetzt wird. Die Darstellung zeigt insbesondere, wie groß die Abnahme des Walzdruckes gegenüber den beim Walzen ohne äußere Kräfte erhaltenen Werten ist. So sinkt z. B. bei 35 kg/mm² Haspelzug und 40 % Dickenabnahme der Walzdruck von 1100 kg auf 630 kg, d. h. um 43 % ab, wenn der Bremszug von 0 auf 175 kg oder 23,3 kg/mm² ansteigt. Im gleichen Sinne verhält sich auch der Formänderungswiderstand, der hier nicht besonders dargestellt wurde.

Bezieht man wiederum Walzdruck und mittleren Formänderungswiderstand auf die Werte für den Bremszug 0 und trägt die ermittelten Verhältniszerte für verschiedene Haspelzüge in Abhängigkeit vom Bremszug für verschiedene Dickenabnahmen auf, so erhält man die in Bild 10 wiedergegebene Darstellung. Die Wirkung des Haspelzuges ist hier dadurch ausgeschaltet, daß der Walzdruck auf Schaulinien bezogen wurde, die für das Walzen mit dem betreffenden Haspelzug ohne gleichzeitigen Bremszug durch Extrapolation gewonnen worden waren. Aus den Schaulinien ist wiederum zu entnehmen, daß der Einfluß des Bremszuges mit steigender Dickenabnahme anwächst, da die Schaulinien um so niedriger liegen, je größer die Dickenabnahme ist. Die Wirkung des Haspelzuges äußerte sich dagegen im entgegengesetzten Sinne, wie bereits bei den anderen Versuchsreihen festgestellt worden war. Im übrigen nehmen Walzdruck und Formänderungswiderstand mit wachsendem Bremszug fast geradlinig ab, was besonders deutlich bei 20 bis 35 kg/mm² Haspelzug zu erkennen ist. Betreffs der Größe der Walzdruckverminderung kann hier noch festgestellt werden, daß bei den untersuchten Walzvorgängen der Walzdruck bei Dickenabnahmen von 20 bis 40 % um 25 bis 30 % und darüber hinaus erniedrigt wird, wenn bei großem Haspelzug gleichzeitig Bremszüge von mehr als 15 kg/mm² aufgebracht werden.

In Bild 11 sind die eben beschriebenen Schaulinien noch einmal getrennt für die Dickenabnahmen von 20, 30 und 40 % zusammengestellt. Dabei fallen die Werte für gleiche Dickenabnahmen weitgehend zusammen, woraus der Schluß zu ziehen ist, daß die Wirkung des Bremszuges in erster Näherung unabhängig von dem gleichzeitig aufgebrauchten Haspelzug ist. Auf Grund dieser Feststellung ist es möglich,

den Einfluß der vor und hinter dem Walzspalt angreifenden Zugkräfte miteinander zu vergleichen, obwohl Versuche mit alleiniger Anwendung von Bremszug nicht durchgeführt wurden und für höhere Bremszüge auch gar nicht möglich sind.

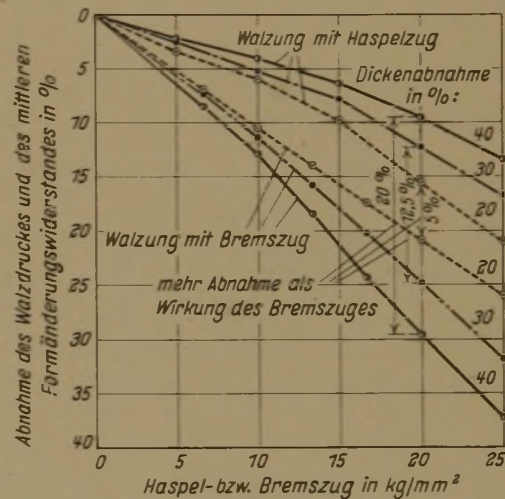


Bild 12. Vergleich der Einflüsse von Haspel- und Bremszug auf die Abnahme des Walzdruckes beim Kaltwalzen von vorgewalztem Bandstahl.

Dieser Vergleich ist in Bild 12 durchgeführt. Dabei beziehen sich die drei oberen Schaulinien auf den Walzvorgang mit Haspelzug. Sie sind den Ergebnissen der Versuchsreihe 3 in Bild 7 entnommen und veranschaulichen den Einfluß des Haspelzuges für 20, 30 und 40 % Dickenabnahme. Die unteren drei Schaulinien stellen Mittelwerte bei den erwähnten Dickenabnahmen erkennen. Aus der gegenseitigen Lage der Schaulinien folgt bereits, daß die Verminderung von Walzdruck und Formänderungswiderstand durch einen Bremszug durchweg größer ist als durch einen gleich großen Haspelzug. Darüber hinaus ist festzustellen, daß die überwiegende Wirkung des Bremszuges sowohl mit steigenden Werten der Zugkräfte als auch mit größer werdender Dickenabnahme zunimmt. Dieses ist in Bild 12 durch die drei Doppelpfeile noch besonders hervorgehoben. Bei 40% Dickenabnahme und 20 kg/mm² Haspel- oder Bremszug ist z. B. die durch den Bremszug hervorgerufene Druckerniedrigung rund dreimal so groß wie die durch den Haspelzug bewirkte.

Die hier gefundenen Ergebnisse stehen in grundsätzlicher Übereinstimmung mit den Feststellungen, die sich aus der

Theorie über die Druckverteilung im Walzspalt ableiten lassen, und mit den Berechnungen von W. Trinks⁴⁾. In allen drei Fällen ergibt sich nämlich, daß die Wirkung eines Bremszuges auf Walzdruck und mittleren Formänderungswiderstand größer ist als die eines gleich großen Haspelzuges. Zahlenmäßig werden die von Trinks berechneten Walzdruckverminderungen allerdings hier nicht erreicht, wobei aber zu berücksichtigen ist, daß die aufgebrachten Zugspannungen und die übrigen Walzbedingungen stark voneinander abweichen.

10 kg/mm² Haspelzug bei 10 kg/mm² Bremszug in *Bild 13* rechts oben oder eine zwischen 15 und 20 kg/mm² Haspelzug angenommene Schaulinie bei 16,7 kg/mm² Bremszug in *Bild 13* rechts unten mit der Schaulinie in *Bild 6* für das Walzen ohne Haspel- und Bremszug, so weisen diese Linienzüge in ihrem grundsätzlichen Verlauf und in der zahlenmäßigen Größe der Voreilung eine weitgehende Übereinstimmung auf. Auch für höhere Zugspannungen, für die der Vergleich hier nicht durchgeführt werden kann, dürfte diese Feststellung in erster Annäherung gelten.

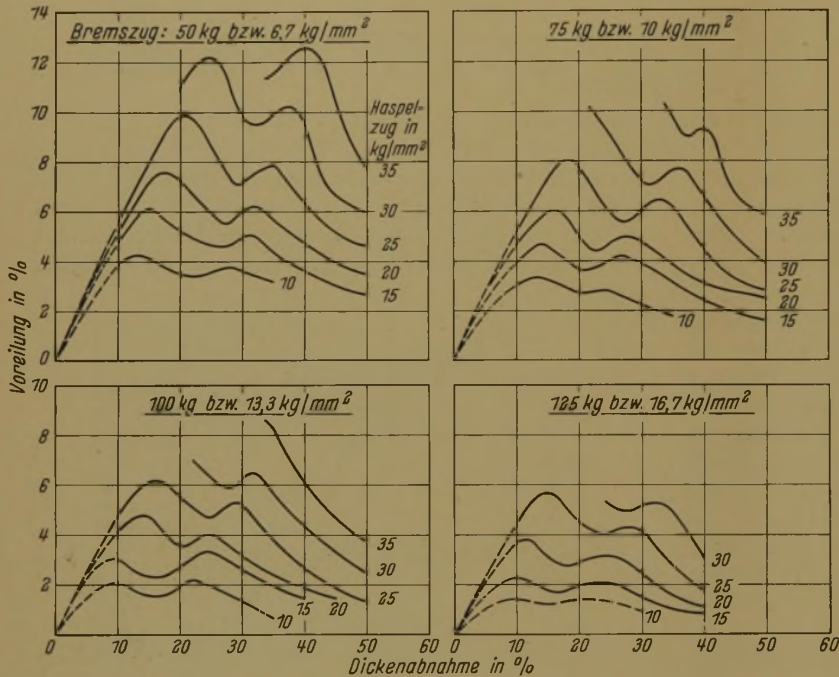


Bild 13. Einfluß von Haspel- und Bremszug auf die Voreilung beim Kaltwalzen von vorgewalztem Bandstahl.

Für die Voreilung beim Walzen mit Haspel- und Bremszug in Versuchsreihe 4 wurden die Schaulinien in *Bild 13* gefunden, und zwar ist die Voreilung in jedem Teilbild für gleichbleibenden Bremszug und den Haspelzug als dritte Veränderliche in Abhängigkeit von der Dickenabnahme aufgetragen. Für 150 und 175 kg Bremszug fehlen die entsprechenden Darstellungen, weil sich aus den wenigen Versuchswerten die Umrechnung des Haspelzuges von kg in kg/mm² nicht einwandfrei durchführen ließ. Der Verlauf der einzelnen Voreilungsschaulinien entspricht dem in Versuchsreihe 3 gefundenen. Auch hier treten zwei Höchstwerte auf, die sich mit zunehmendem Haspelzug nach größeren Dickenabnahmen verschieben. Der Bremszug wirkt aber im entgegengesetzten Sinne wie der Haspelzug. Die Voreilung nimmt nämlich mit steigendem Bremszug ab, gleichzeitig wandert die Lage der Höchstwerte nach kleineren Dickenabnahmen. Damit steht auch die im Versuch gefundene Wirkung des Bremszuges auf die Voreilung in Übereinstimmung mit dem nach der Theorie zu erwartenden Verhalten.

Dem ermittelten Voreilungsverlauf kann man schließlich noch entnehmen, daß sich die Wirkung von Haspelzug und Bremszug auf die Voreilung und damit auch auf die Lage der Fließscheide und den Werkstofffluß im Walzspalt praktisch aufhebt, wenn die beiden äußeren Kräfte an den Enden des Walzspaltes gleich große Zugspannungen im Walzgut hervorrufen. Vergleicht man z. B. die Schaulinie für

Folgerungen.

Für den Walzbetrieb ergeben sich aus den vorliegenden Versuchen folgende Folgerungen: Durch das Aufbringen eines Haspelzuges von der halben Größe der Anfangsfestigkeit des Walzgutes kann der Walzdruck bei Dickenabnahmen von 20 bis 40 % um 15 bis 25 % vermindert werden. Die Voreilung steigt unter diesen Verhältnissen auf mehr als das Siebenfache an, wodurch das Ausbringen merklich gesteigert wird, ohne daß die Walzdrehzahl erhöht zu werden braucht. Wird außerdem noch eine gleich große Bremsspannung aufgebracht, so ist die Verminderung des Walzdruckes etwa doppelt so groß. Die Voreilung geht unter diesen Umständen etwa wieder auf die Größe zurück, die sich beim Walzen ohne äußere Zugkräfte einstellen würde. Sind geeignete Brems- und Zughaspel vorhanden, so kann also eine Verminderung des Walzdruckes um 40 % und mehr leicht erzielt werden. Daß derartige Druckerniedrigungen, die entsprechend auch beim mittleren Formänderungswiderstand eintreten, einen geringeren Walzenverschleiß zur Folge haben werden, leuchtet ohne weiteres ein. Beim

Auswalzen harter oder bereits stark kaltverfestigter dünner Bänder wird außerdem noch die Grenze der Abwalzmöglichkeit zu dünneren Abmessungen verschoben, wodurch eine oder sogar mehrere Zwischenglühungen eingespart werden können. Demnach dürfte es für alle Kaltwalzvorgänge vorteilhaft sein, mit möglichst hohen Vorwärts- und Rückwärtszügen zu arbeiten.

Zusammenfassung.

Auf einem Zwölfwalzen-Kaltwalzgerüst mit Arbeitswalzen von 10 mm Dmr. wurden unter Messung des Walzdruckes und der Voreilung Walzversuche mit Haspel- und Bremszug an einem teils weichgeglühten, teils vorgewalzten Tiefziehbandstahl von 15 × 0,5 mm² Querschnitt durchgeführt. Die Versuche zeigten, daß die Wirkung der äußeren Zugkräfte auf den Walzvorgang nach Richtung und gegenseitigem Größenverhältnis mit den Folgerungen übereinstimmt, die aus der Theorie über die Druckverteilung im Walzspalt abgeleitet werden können. Weiter ergab sich, daß der Einfluß des Vorwärtszuges mit zunehmender Dickenabnahme sinkt, wogegen der des Rückwärtszuges mit der Dickenabnahme ansteigt. Die Verminderung von Walzdruck und mittlerem Formänderungswiderstand nahm in erster Näherung geradlinig mit der Größe der aufgebrachten Zugkräfte zu. Für die Wirkung des Bremszuges war dabei die Größe des gleichzeitig herrschenden Haspelzuges ohne Bedeutung. Die Voreilung verhielt sich ebenfalls so, wie nach der Theorie über die Druckverteilung zu erwarten war.

Erkenntnisse und Aufgaben auf dem Gebiet der Stahlkorrosions-Forschung.

Von Karl Daeves in Düsseldorf.

[Bericht Nr. 518 des Werkstoffausschusses des Vereins Deutscher Eisenhüttenleute*].

(Überschätzung der Eisenverluste durch Korrosion. Laboratoriumsversuche und praktisches Verhalten. Ordnung und Einteilung des Stahlkorrosionsgebiets. Gegenüberstellung der gesicherten Erkenntnisse zum Problematischen in diesem Rahmen.)

Es gibt wohl mit Ausnahme der ähnlich gelagerten Verschleißforschung kaum ein Arbeitsfeld, auf dem Gemeinschaftsarbeit so notwendig ist wie auf dem Korrosionsgebiet. Bei der Vielzahl untereinander verbundener Einflußgrößen, die auf Korrosion und Verschleiß einwirken, sind Einzeluntersuchungen nur schwer vergleichbar und verwertbar, wenn sie nicht von einer gemeinsamen Grundlage in Planung, Durchführung und Auswertung ausgehen. Viele Stunden mühseliger Korrosionsforschungsarbeit waren nutzlos, weil die Versuche von irigen Voraussetzungen ausgingen, oder weil wichtige Einflußgrößen unberücksichtigt blieben, die nachträglich zahlenmäßig nicht mehr feststellbar waren.

Der Wettbewerb der Kunststoffe und Nichteisenmetalle stellte die Korrosionsneigung des Stahles immer wieder zur Erörterung und nannte gewaltige Zahlen für die durch Rostung jährlich eintretenden Eisenverluste. Die Korrosionsfachleute der Eisenindustrie sahen sich daher zunächst in einen Abwehrkampf gedrängt, der in großen Linien nach drei Richtungen geführt werden mußte: gegen die Ueberschätzung der Wirkung des Korrosionsangriffs, gegen eine unzulässige Verallgemeinerung der Lokalelementtheorie und gegen falsche Folgerungen aus Laboratoriumsversuchen.

Die Rostgeschwindigkeit des Stahles.

Die Uebertreibung der durch Korrosionsangriff eintretenden Eisenverluste hat zuweilen den Wettbewerb des Baustoffs Stahl mit Beton, Holz und Leichtmetallen erschwert. Viel verwendet wurde dabei eine sehr roh von dem Engländer R. A. Hadfield¹⁾ geschätzte Zahl. Zwei Arbeiten von G. Schaper²⁾ sowie von K. Daeves und K. Trapp³⁾ brachten eine eingehende Berechnung, nach der der derzeitige jährliche Korrosionsverlust in Deutschland höchstens etwa 125 000 t beträgt oder, um eine leichter einprägsame Zahl zu geben, etwa 1/2 % der heutigen jährlichen Stahlerzeugung. Diese Klarstellung hat aber nicht verhindern können, daß neuerdings wieder die Behauptung auftauchte, im Deutschen Altreich seien im letzten Jahr über 100 000 t Eisen allein in Warmwasser- und Heizungsanlagen durch Korrosion zerstört worden⁴⁾; in Wahrheit werden höchstens 2400 t jährlich in allen wasserführenden Leitungen zerstört.

Um weitere positive Unterlagen zu schaffen, wurde unter der hier allein möglichen Anwendung der Großzahl-For-

*) Bericht vor dem Unterausschuß für Korrosion und Korrosionsschutz am 16. Juli 1940. — Sonderabdrucke sind vom Verlag Stahleisen m. b. H., Düsseldorf, Postschließfach 664, zu beziehen.

¹⁾ Corrosion of ferrous metals. Min. Proc. Instn. civ. Engrs. 214 (1922) S. 83/195; siehe auch Lewis, E. H.: J. West Scotl. Iron Steel Inst. 1923/24, Sonderabdruck. Iron Age 113 (1924) S. 306.

²⁾ Der jährliche Rostverlust an Stahl in Deutschland. Stahl u. Eisen 56 (1936) S. 1249/50.

³⁾ Der jährliche Rostverlust an Stahl in Deutschland. Stahl u. Eisen 57 (1937) S. 169/71.

⁴⁾ Seelmeyer, G.: Gegen die Korrosion in Warmwasser-, Heizungs- und Kühlanlagen. Rdsch. dtsh. Techn. 20 (1940) Nr. 24, S. 3.

schung die normale Rostungsgeschwindigkeit unlegierter Stähle an der Luft aus eigenen und fremden Versuchen bestimmt⁵⁾. Es zeigte sich, daß sie recht gering ist und sich in Landluft durch Bildung fester Schutzschichten in langen Zeiten dem Nullwert nähert.

Bild 1 zeigt die Lage der häufigsten Korrosionsgeschwindigkeiten für Stahl und Zink, eingetragen in eine logarithmisch geteilte Beständigkeitskala, wie sie in der Chemie vielfach benutzt wird⁶⁾. Selbst an Industrieluft liegt die Korrosionsgeschwindigkeit von nichtgeschützten Stählen noch im Bereich der als „gut verwendbar“ bezeichneten Gruppe. Die Zahl von 0,017 g je m² h für die Korrosionsgeschwindigkeit des Stahles in Landluft gibt nur den Mittelwert über eine

achtjährige Versuchsdauer wieder. Tatsächlich sinkt die Korrosionsgeschwindigkeit in Landluft ständig ab und erreicht nach 60 Jahren Werte von 0,0003 g/m² h⁷⁾.

Arbeiten über die Ursache der Haltbarkeit alter Eisensorten zeigten, welch hervorragend haltbarer Baustoff das Eisen außerhalb der Industrieluft ist⁸⁾. Es wurde der Nachweis erbracht, daß die gute Haltbarkeit alter Eisenteile im wesentlichen nicht auf Herstellungsverfahren und Zusammensetzung, sondern auf die im Laufe der Jahrzehnte und Jahrhunderte sich in einer von Steinkohlenabgasen freien Atmosphäre bildende, überaus haltbare Schutzschicht zurückzuführen ist⁹⁾.

Erforschung der Vorgänge bei der Korrosion.

Die Korrosionsforschung der Stähle ist durch unüberlegte Verallgemeinerung von Theorien, die unter bestimmten Laboratoriumsbedingungen entwickelt und gültig waren, gehemmt worden, weil dabei die Ganzheitsbetrachtung der Korrosionsvorgänge

⁵⁾ Daeves, K., und K. Trapp: Die Rostungsgeschwindigkeit von unlegiertem Stahl an der Luft. Stahl u. Eisen 58 (1938) S. 245/48.

⁶⁾ „Hütte.“ Taschenbuch für Stoffkunde, 2. Aufl. Berlin 1937. S. 97.

⁷⁾ Daeves, K., und K.-F. Mewes: Die Rostungsgeschwindigkeit von Stahl an Landluft im Verlauf sehr langer Zeiten. Stahl u. Eisen 58 (1938) S. 841/42.

⁸⁾ Daeves, K.: Untersuchung alter Eisenteile vom Kölner Dom. Stahl u. Eisen 60 (1940) S. 245/52.

⁹⁾ Daeves, K.: Ein Erklärungsversuch für die gute Erhaltung alter Eisensorten. Naturwiss. 23 (1935) S. 653/56.

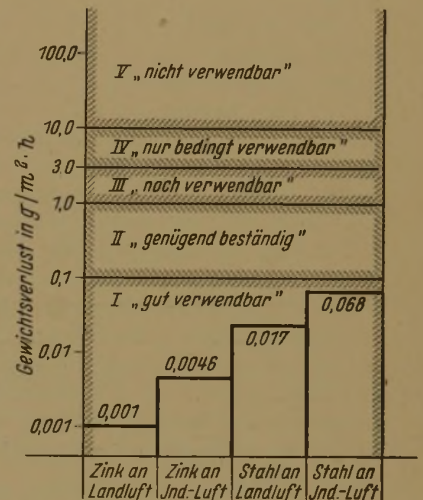


Bild 1. Witterungsbeständigkeit von Stahl und Zink im Vergleich zu den Beständigkeitsgruppen für Werkstoffe chemischer Geräte.

außer acht gelassen wurde. So führte eine unzulässige Anwendung der Lokalelementtheorie dahin, daß man bei Korrosionsfällen zunächst immer die Potentialunterschiede der Stähle und Stahlteile untersuchte, ohne zu bedenken, daß sich schon nach kurzer Zeit Deck- und Schutzschichten mit anderen Eigenschaften bilden, die die Elementwirkung überdecken. Bekannte Tatsachen, z. B. daß ein Gemenge von Zementit und Ferrit, wie es im Perlit vorliegt, in Wasser und an der Luft nicht stärker rostet als reines Eisen, oder auch die im Wasserleitungsbau überall angewendete Zusammenschaltung von Eisen, Blei, Messing und Kupfer, die kaum zu Schäden Veranlassung gibt, hätten schon zeigen müssen, wie eng der Geltungsbereich der für Lokalelemente geltenden Gesetze bei Stählen ist.

Das besondere Verdienst von U. R. Evans besteht darin, durch wirkungsvolle Versuche und begründete Theorie immer wieder darauf hingewiesen zu haben, daß Ausbildung und Eigenschaften der sich beim Korrosionsvorgang bildenden Schichten meist ausschlaggebend für das praktische Korrosionsverhalten sind¹⁰⁾. Es ist für die Entwicklung der Technik unwichtig, wer zuerst unter vielen falschen Anschauungen auch einmal eine richtige bekanntgegeben hat. Das eigentliche Verdienst der Förderung unserer Erkenntnis gebührt dem, der eine als richtig erkannte Auffassung durch Beispiele und Versuche so eingehend belegt, daß die Mehrheit der Fachgenossen von der Fruchtbarkeit dieser Anschauung überzeugt wird. Erst seit Evans hat sich die Erkenntnis von der Bedeutung der Schutzschichtausbildung in weiteren Kreisen Bahngebrochen und die bis dahin auseinanderstrebende Theorie und Praxis wieder genähert.

Infolge Verallgemeinerung der Wirkung von Lokalelementen im Laboratoriumsversuch mit sauren Flüssigkeiten wurde vielfach der „Reinheitsgrad“ für Korrosionserscheinungen der Stähle verantwortlich gemacht. Das wirkte sich weniger im Schrifttum aus, wenn man auch hier merkwürdige Behauptungen über die Ursache von Korrosionsschäden findet. Schlimmer waren die Klagen gegen die Stähle und sogar Gerichtsverfahren, die geführt werden mußten, weil die Stahlgebraucher Korrosionsfälle auf die Zusammensetzung der unlegierten Stähle zurückführten. Noch im letzten Jahre lief durch mehrere Instanzen ein Prozeß wegen Rostung der Bleche eines Warmwasserbereiters. Die Gegenseite stützte sich dabei auf das Gutachten eines Sachverständigen, der feststellte, daß in dem Kesselblech 0,4% Mn enthalten sei; da Mangan in der elektrochemischen Reihe über dem Eisen stünde, sei die schnelle Rostung durch diesen Mangangehalt hervorgerufen worden. Der Gutachter glaubte das durch einen Kochversuch mit einer Probe der beanstandeten Bleche in destilliertem Wasser beweisen zu können, weil unter diesen Bedingungen Eisen in Lösung ging. Er hatte dabei aber nur die im Schrifttum angegebene Zahl für die Lösungsgeschwindigkeit des Eisens in destilliertem Wasser gefunden. Tatsächlich waren weder der Mangangehalt noch die Schlackeneinschlüsse des Stahles für den zu hohen Eisengehalt des Warmwassers verantwortlich, sondern ein häufig unterbrochener Betrieb, der die Bildung einer natürlichen Schutzschicht immer wieder störte. Auch heute noch behauptet eine namhafte deutsche Abnahmegesellschaft¹¹⁾, daß Seigerungen für die Korrosion von

Nieten an Seeschiffen verantwortlich seien. Niemand hat sich die Mühe gemacht, geseigerte und uneseigerte Proben nebeneinander in Seewasser auf ihr Korrosionsverhalten zu beobachten, sonst hätte man sich schnell von der Unhaltbarkeit dieser Ansicht überzeugen können. Ursache der Nietkorrosionen ist vielmehr in den Nietkopf eingeschlagener Zunder, der nicht immer genügend sorgfältig entfernt wird und dann unter dem allmählich durchlässig werdenden Anstrich zu Lochfraß führt¹²⁾.

Bewertung von Laboratoriumsversuchen.

Die unzulässige Uebertragung von Laboratoriumsversuchen und Auflösungs geschwindigkeiten in Säuren auf das praktische Korrosionsverhalten wurde gefördert durch abwegige Schlußfolgerungen aus Arbeiten wissenschaftlicher Institute¹³⁾. Hatte ein Stahlwerk festgestellt, daß sein neuer Stahl sich in Schwefelsäure, Essigsäure oder Ameisensäure besser verhielt¹⁴⁾ als ein anderer, so zog es daraus Schlußfolgerungen über das Verhalten dieser Stähle im Schiffbau und an der Luft unter Anstrich. Man braucht sich deshalb nicht zu wundern, wenn in Frankreich das „Cahier des Charges général des ponts et chaussées“ für die Beurteilung der Witterungsbeständigkeit von Stählen, die in angestrichenem oder unangestrichenem Zustand für Bauteile bestimmt sind, das Ergebnis eines Säurelöslichkeitsversuchs zugrunde legt¹⁵⁾. Wir sind dieser Anschauung durch Vergleichsversuche an kupfer- und phosphorhaltigen Stählen einmal in Säuren und zum anderen an der Atmosphäre entgegengetreten. Es ließ sich zeigen, daß Stähle mit 0,08 % P und 0,2 % Cu in Säure sich viel schneller lösen als phosphorarme Stähle, daß aber an der Luft beim natürlichen Rostungsvorgang die phosphorhaltigen Stähle überlegen waren¹⁶⁾. Ganz neuerdings wird wieder die Behauptung aufgenommen, daß der Korrosionswiderstand von galvanischen Zinküberzügen höher sei als der von Feuerverzinkungen¹⁷⁾. Tatsächlich gilt das nur für den Laboratoriumsversuch in Säuren¹⁷⁾, während bei natürlicher Rostung die Korrosionsgeschwindigkeit beider Verzinkungsarten praktisch gleich ist¹⁸⁾. Der „Reinheitsgrad“ spielt bei der atmosphärischen Zinkkorrosion keine Rolle.

Man kann heute wohl als allgemein anerkannte Auffassung feststellen, daß Laboratoriumsversuche nichts über das Rosten an der Luft oder in gewöhnlichen Wässern auszusagen vermögen¹⁹⁾, sondern daß hier nur der Langzeit-

¹²⁾ Erörterungsbeitrag von K. Daeves zu J. Montgomerie und W. E. Lewis: Corrosion in Hulls of Merchant Vessels. Trans. Instn. Engrs. Shipp. Scotl. 1932, Sonderdruck, 70 S.; vgl. Iron Coal Tr. Rev. 124 (1932) S. 357.

¹³⁾ Daeves, K., E. H. Schulz und R. Stenkhoff: Eigentümliche Beobachtungen bei der Auflösung von Stahl in Säuren. Stahl u. Eisen 51 (1931) S. 1397/1402. Bardenheuer, P., und G. Thanheiser: Untersuchungen über den Einfluß des Kupfers auf die Säurelöslichkeit von kohlenstoffarmem Flußstahl. Mitt. K.-Wilh.-Inst. Eisenforsch. 14 (1932) S. 1/9; vgl. Stahl u. Eisen 52 (1932) S. 395/96.

¹⁴⁾ Le nouveau métal „Apso“ résistant à la corrosion. Usine 36 (1927) Nr. 42, S. 25. — DRP. 616 712 vom Mai 1926.

¹⁵⁾ Daeves, K., und F. Eisenstecken: Säurelöslichkeit und Rostungsverhalten von unlegierten Baustählen. Stahl u. Eisen 56 (1936) S. 417/18.

¹⁶⁾ Schlötter, M.: Korrosionsbeständigkeit elektrolytischer Zinküberzüge. Stahl u. Eisen 60 (1940) S. 724/27.

¹⁷⁾ Persönliche Mitteilung von G. Berndt, Mülheim (Ruhr).

¹⁸⁾ Daeves, K., W. Püngel und W. Rädcker: Die Haltbarkeit von Verzinkungen gegenüber Korrosionsangriff. Stahl u. Eisen 58 (1938) S. 410/13 (Werkstoffaussch. 416).

¹⁹⁾ Daeves, K.: Bewertung von Laboratoriums- und Naturrostversuchen. In: Bericht 1. Korrosionstagung. Berlin, 20. Oktober 1931. Berlin 1932. S. 50/60.

¹⁰⁾ Evans, U. R.: Korrosion, Passivität und Oberflächenschutz von Metallen. Berlin 1939.

¹¹⁾ Werkstoffvorschriften Germanischer Lloyd 1938. Berlin 1938. S. 377.

Naturversuch entscheidend ist. Seiner Ausbildung wurde deshalb besondere Aufmerksamkeit gewidmet.

Ordnung der Erkenntnisse und Aufgaben auf dem Korrosionsgebiet.

Der im folgenden unternommene Versuch, das auf dem Korrosionsgebiet bisher als mehr oder weniger gesicherte Erkenntnis Vorliegende vom Problematischen zu trennen, kann nur die Grundzüge, nicht Sonderfragen wiedergeben. Die Uebersicht soll die wichtigsten Schwachstellen unserer Korrosionskenntnis aufzeigen und anregen, außerhalb der Tagesfragen zunächst nach den aufgezeigten Richtungen Gemeinschaftsarbeit zu betreiben.

Wir wissen zwar heute, daß ungewöhnliche Korrosionserscheinungen bei unlegierten Stählen auf Besonderheiten der Beanspruchung, der Angriffsmittel und nicht auf Absonderlichkeiten des Werkstoffs zurückzuführen sind. Wir werden aber auch die besondere Wirkung der Angriffsmittel wenigstens in ihren Grundzügen klarstellen müssen, um bei Korrosionsfällen Abhilfemaßnahmen angeben zu können. Im Rahmen einer vernünftigen Arbeitsteilung wird jedoch die eigentliche Aufgabe des Eisenhüttenmanns auf dem Korrosionsgebiet hauptsächlich die Entwicklung von Werkstoffen mit verminderter Rostungsgeschwindigkeit und die Betrachtung des Werkstoffverhaltens und der werkstoffseitigen Einflüsse bei legierten Stählen sein müssen.

Es erscheint zweckmäßig, das Gebiet zunächst zu trennen in das Verhalten üblicher schwachlegierter Stähle einerseits (A) und korrosions- und hitzebeständiger Stähle andererseits (B).

Unter die Gruppe A sollen außer den nicht auf erhöhte Korrosionsfähigkeit legierten Stählen auch die mit geringen Mengen an Kupfer, Phosphor, Zinn usw. gegebenenfalls in Verbindung mit Chrom und Silizium legierten sogenannten schwerrostenden oder witterungsbeständigen Stähle gerechnet werden. Diese Gruppe muß ihrerseits weiter unterteilt werden in das Verhalten der Stähle

- a) ohne Schutzüberzüge (z. B. Schienen und Schwellen),
- b) mit metallischen Schutzüberzügen (Zink, Kadmium, Zinn, Nickel, Chrom),
- c) unter Anstrichen, wobei auch die Vorbehandlung der Oberfläche, Walzhaut, Sandstrahlen, Phosphatisieren usw. zu berücksichtigen ist, und endlich
- d) unter sonstigen nichtmetallischen Ueberzügen (bituminöse und Teerschuttmassen, Kunstharze, Emaillen usw.).

Man könnte einwenden, daß das Verhalten der Stähle unter Ueberzügen aller Art nicht eigentlich eine Aufgabe des Eisenhüttenmanns, sondern der Buntmetallfachleute oder der Fachleute für die organischen und anorganischen Schutzstoffe sei. Unsere Untersuchungen haben aber gezeigt, daß die Haltbarkeit der Schutzüberzüge weitgehend von der Vorbehandlung der Stahloberfläche, zum Teil auch von der Zusammensetzung des Stahles abhängt. Da den Stahlerzeugern daran liegt, die Haltbarkeit von Stahlteilen auch unter Schutzüberzügen zu erhöhen, müssen wir dieses Gebiet wenigstens so weit bearbeiten, wie es sich nicht um Sonderfragen der Zusammensetzung der Schutzüberzüge selbst handelt.

Schließlich ist dann noch für Gußeisen und Stahlguß das Verhalten unter Gußhaut zu erwähnen, die als eine Art aufgebrannten Silikatüberzuges aufgefaßt werden kann.

Das gesamte Gebiet des Korrosionsverhaltens der gewöhnlichen und schwachlegierten Stähle mit oder ohne

Schutzüberzüge muß dann weiter in das Verhalten gegenüber Atmosphärien (1) und gegenüber Flüssigkeiten und Böden (2) unterteilt werden. Insgesamt ergibt sich dann *Tafel 1, A* für das Arbeitsgebiet der Korrosion und des Rostschutzes von gewöhnlichen und schwachlegierten Stählen.

Tafel 1. Einteilung der Arbeitsgebiete über Korrosion und Rostschutz.

A. Uebliche und schwachlegierte Stähle und Gußeisen

- a) Verhalten ohne Schutzüberzüge gegen
 1. Atmosphärien (Landluft, Seeluft, Industrieluft),
 2. Flüssigkeiten (Dauertauchung, Wecheltauchung),
 3. Böden, feste Salze usw.
- b) Verhalten unter metallischen Schutzüberzügen gegen
 1. Atmosphärien.
 2. Flüssigkeiten,
 3. Böden, feste Salze usw.
- c) Verhalten unter Anstrichen gegen
 1. Atmosphärien.
 2. Flüssigkeiten,
 3. Böden, feste Salze usw.
- d) Verhalten unter sonstigen nichtmetallischen Ueberzügen gegen
 1. Atmosphärien,
 2. Flüssigkeiten,
 3. Böden, feste Salze usw.
- e) Verhalten unter Gußhaut gegen
 1. Atmosphärien,
 2. Flüssigkeiten,
 3. Böden, feste Salze usw.

B. Korrosions- und hitzebeständige Stähle

- α) Verhalten nichtrostender Stähle gegen
 1. Atmosphärien.
 2. Flüssigkeiten.
- β) Verhalten zunderbeständiger Stähle gegen
 1. reduzierende Gase,
 2. oxydierende Gase,
 3. besonders zusammengesetzte Gase.

Das große Gebiet der korrosions- und hitzebeständigen Stähle B zerfällt von selbst in die zwei Gruppen der nichtrostenden Stähle (α) und der zunderbeständigen Stähle (β). Wenn wir auch zusammen mit der chemischen Industrie unter Korrosion die von der Oberfläche ausgehende Zerstörung eines festen Körpers durch jeden chemischen Angriff verstehen, und wenn danach auch die Einwirkung heißer Gase ein Korrosionsangriff ist, so müssen wir doch eine Unterteilung in nichtrostende und zunderbeständige Stähle schon deshalb vornehmen, weil zunderbeständige Stähle rostanfällig sein können und umgekehrt. Wie bei der Gruppe der schwachlegierten Stähle werden die nichtrostenden Stähle getrennt in ihrem Verhalten gegen Atmosphärien und kalte Gase einerseits und dem Verhalten gegen Flüssigkeiten andererseits. Bei den zunderbeständigen Stählen unterteilt man zweckmäßig in drei Gruppen, die durch verschiedene Legierungswirkung bedingt sind, nämlich das Verhalten gegen reduzierende Gase, gegen oxydierende Gase und gegen besonders zusammengesetzte Gase. *Tafel 1, B* gibt eine Uebersicht über die Einteilung des Korrosionsverhaltens der hochlegierten Stähle.

Aus *Tafel 2* ist zunächst in Gruppe A a) 1, d. h. beim Verhalten der gewöhnlichen Stähle ohne Schutzüberzug gegen Atmosphärien zu sehen, daß uns die

Tafel 2. Bearbeitete und ungelöste Aufgaben auf dem Gebiete der Eisenkorrosions-Forschung.

| Gruppe nach Tafel 1 | Bereits bearbeitet oder bekannt | Ungelöste Fragen |
|--|---|---|
| A a) 1: Verhalten üblicher Stähle ohne Schutz gegen Atmosphäre | Wirkung von C, Si, Mn, S. Wirkung von Cu, Sn, P, W. Theorie der Wirkung von Cu. Wirkung der Oberflächenbeschaffenheit, besonders der Walzhaut (teilweise bekannt). | 1. Zweckmäßigste Zusätze an mehreren Begleitelementen. 2. Wirkung anderer Zusätze, z. B. Sb, As, Pb, Ti. 3. Schlüsseltheorie über die Wirkung von P sowie von P + Cu. 4. Weiteres über Wirkung der Oberflächenbeschaffenheit. 5. Wirkung des Zusammenbaues mit anderen Metallen. |
| A a) 2: Verhalten üblicher Stähle ohne Schutz gegen Flüssigkeiten | Wirkung von C, Si, Mn, S. Wirkung von Cu auf Stahl im Boden und teilweise auch im Wasser. Theorie der Wirkung von Cu. Wirkung der Oberflächenbeschaffenheit, besonders der Walzhaut (nur teilweise bekannt). Laugensprödigkeit (nur teilweise bekannt). | 1. Wirkung der Zusammensetzung des Stahles auf sich bildende Schutzschichten (z. B. die unterschiedliche Kesselsteinbildung bei gekupferten Stählen). 2. Vorbedingungen für die Zementbildung im Boden, wie sie bei Spundwänden beobachtet wird. 3. Verhalten in sauerstoffarmem Wasser, z. B. auf dem Meeresgrund, Flußböden. 4. Weiteres über Wirkung der Oberflächenbeschaffenheit. 5. Wirkung des Zusammenbaues mit anderen Metallen. 6. Laugensprödigkeit (teilweise bekannt). 7. Lochfraß besonders bei warmem und sauerstoffhaltigem Wasser. |
| A b) 1: Verhalten üblicher Stähle mit metallischen Ueberzügen gegen Atmosphäre | Wirkung der Zusammensetzung des Zinks. Haltbarkeit des Zinks und Lebensdauerzahlen. Vergleich von Zink mit Kadmium. | 1. Relative Haltbarkeit gleich dicker Schichten von Cu, Al, Ni, Cr, Zn usw. 2. Wirkung der Zusammensetzung des Stahls auf die Haltbarkeit der Zinküberzüge. 3. Wirkung einer Zinkunterlage auf die Haltbarkeit von Anstrichen. |
| A b) 2: Verhalten üblicher Stähle mit metallischen Ueberzügen gegen Flüssigkeiten | Einige Unterlagen über die Lebensdauer von Zink in üblichen Wässern | 1. Aehnliche Aufgaben wie bei A b) 1). 2. Verhalten und Haltbarkeit von verzinkten, Wasser führenden Röhren. |
| A c) 1: Verhalten üblicher Stähle unter Anstrichen gegen Atmosphäre | Wirkung von Cu- und P-Zusätzen. Wirkung einer Entzunderung vor dem Anstrich. Wirkung von Phosphatschichten. | 1. Verhalten verschiedenartiger Anstriche auf verschieden legierten Stählen. 2. Verlängerung der Lebensdauer der Anstriche durch Cu-Zusatz und Entzunderung. |
| A c) 2: Verhalten üblicher Stähle unter Anstrichen gegen Flüssigkeiten | Wirkung des Entzunderns auf die Haltbarkeit von Schiffsanstrichen. | 1. Wirkung der Zusammensetzung auf die Haltbarkeit von Anstrichen unter Wasser. 2. Erhöhung der Lebensdauer beim Vergleich von Anstrichen auf entzünderte und nichtentzünderte Flächen. |
| A d) 1: Verhalten üblicher Stähle unter sonstigen Ueberzügen gegen Atmosphäre | Verhalten einiger Farbanstriche. | Relative Haltbarkeit verschiedener organischer Lacke, Kunstharze, Autolacke usw. |
| A d) 2 und 3: Verhalten üblicher Stähle unter sonstigen Ueberzügen gegen Flüssigkeiten u. Böden | Verhalten von Rohrisoliermassen aus Bitumen oder Steinkohlenteer. | Aehnliche Aufgaben wie bei A d). |
| B α) 1: Verhalten nichtrostender Stähle gegen Atmosphärien | Verhalten gegen übliche Land- und Stadtluft. Einfluß der Oberflächenbeschaffenheit (teilweise). | 1. Verhalten gegen Seeluft (örtliches Anrosten). |
| B α) 2: Verhalten nichtrostender Stähle gegen Flüssigkeiten | Verhalten gegen die verschiedenartigsten Flüssigkeiten. Interkristalline Korrosion (nur teilweise geklärt). | 1. Uebersichtliche neutrale Zusammenstellung der Haltbarkeit der verschiedenen Stähle gegen verschiedenartige Flüssigkeiten (ähnlich wie bei manchen Firmen bereits vorhanden); soweit vorhanden, Ueberprüfung. 2. Weiteres über interkristalline Korrosion, 3. Lochfraß, 4. Spannungskorrosion und 5. Verhalten beim Zusammenbau mit anderen Metallen. 6. Festlegung von Prüfungsbedingungen. |
| B β) 1, 2 und 3: Verhalten zunderbeständiger Stähle | Verhalten der verschiedenen Stahlsorten gegen verschiedene Gase erst teilweise geklärt. | 1. Einfluß der Prüfmethode (Entfernung des Zunders). 2. Interkristalline Korrosion. 3. Angriff durch geschmolzene Salze und Metalle. 4. Verhalten gegen Gase: a) oxydierende Gase, b) reduzierende und aufkohlende Gase, c) schwefelhaltige Gase α) reduzierend, β) oxydierend. |

Wirkung von Kohlenstoff²⁰⁾, Silizium²¹⁾, Mangan²²⁾ und Schwefel²³⁾ ziemlich bekannt ist, insofern nämlich, als diese vier Elemente innerhalb der üblicherweise vorhandenen Gehalte keinen großen Einfluß auf die Korrosionsgeschwindigkeit ausüben. Sollte man wirklich feststellen, daß beispielsweise Schwefel in Gehalten von mehr als 0,100 % die Korrosionsgeschwindigkeit an Atmosphäre erhöht, so ist das praktisch bedeutungslos, da übliche Stähle einen so hohen Schwefelgehalt nicht aufweisen und Automatenstähle zum mindesten nicht ohne Schutz an der freien Luft verwendet werden. Eine solche allgemeine Angabe könnte daher nur Verwirrung bringen. Es ist weiter bekannt, daß Kupfer²⁴⁾, Zinn²⁵⁾, Phosphor²⁶⁾ und auch Wolfram²⁷⁾ die Korrosionsgeschwindigkeit an Atmosphäre verlangsamen, wobei im günstigsten Falle Werte von einem Drittel bis zu einem Viertel der Rostungsgeschwindigkeit des reinen Eisens erreicht werden können.

Gehen wir zur Gruppe der ungelösten Fragen bei dem Verhalten von schwachlegierten Stählen ohne Schutzanstrich an Atmosphäre, so wissen wir zwar, daß die Verbindung von Kupfer und Phosphor sich meist günstiger auswirkt als jedes dieser Elemente für sich²⁴⁾²⁶⁾. Wir wissen auch, daß Chrom und Silizium in Verbindung mit Kupfer

und Phosphor günstig wirken²⁸⁾. Da es aber noch keine schlüssige Theorie über den Mechanismus der Schutzwirkung bei Zusatz dieser Elemente gibt, dürften wir noch nicht die günstigste Zusammensetzung erreicht haben. Diese Aufgabe ist aber wichtig, wenn man nur an den Wettbewerb der Stahlschwellen mit den Holzschwellen denkt. Nach dem Kriege wird man auf Grund der jetzt laufenden Dauer- versuche mit im Gleis eingebauten Schwellen wohl dazu übergehen, für Schwellen einen besonderen Schwellenstahl mit bestimmtem Kupfer- und Phosphorgehalt zu verwenden. Jedenfalls haben alle bisher von den Vereinigten Stahlwerken A.-G. in Gemeinschaft mit den Firmen Fried. Krupp A.-G., Friedrich-Alfred-Hütte, und Hoesch A.-G. durchgeführten Untersuchungen an Einzelschwellen, die nach Mitteilung der Deutschen Reichsbahn im Vergleich zu gleichbeanspruchten Schwellen schneller verrosteten, ergeben, daß eine hohe Zerstörungsgeschwindigkeit immer auf verhältnismäßig zu geringen Gehalt an Kupfer und Phosphor zurückzuführen war. Man muß beachten, daß die Rostungsgeschwindigkeit eines Stahls mit 0,02% Cu bei 0,16 mm/Jahr liegt; diejenige eines Stahls mit 0,10 % Cu liegt dagegen bei etwa 0,08 mm/Jahr ist also nur halb so hoch²⁹⁾. Es ist denkbar, daß ein besonders günstiges Verhältnis der rostwiderstandsteigernden Elemente und vielleicht noch die zusätzliche Wirkung von anderen Elementen Bestwerte für die Wirtschaftlichkeit und den Rostwiderstand liefert, die die Wettbewerbsfähigkeit auch ungeschützter Stahlteile gegen andere Baustoffe erheblich verbessert.

In der nächsten Gruppe A, a) 2 sind wiederum schwachlegierte Stähle ohne Schutzanstrich, jetzt aber in ihrem Verhalten gegen Wasser und Böden aufgeführt. Hier harren noch eine ganze Reihe von Aufgaben der Bearbeitung. Wir haben z. B. festgestellt, daß dann, wenn man in einem Lokomotivkessel nebeneinander Rohre aus gekupfertem und ungekupfertem Stahl einbaut, der Kesselsteinansatz in den Rohren aus gekupfertem Stahl einen anderen Aufbau hat als in den gewöhnlichen Röhren²⁹⁾; er ist sehr fein und locker und läßt sich leichter entfernen und abschlämmen. Die Ursachen dieser Erscheinung sind noch wenig geklärt; ihre Erkenntnis könnte aber zu einer Verbesserung gewisser Kesselbaustoffe führen. Ähnliches gilt für die sogenannte Zementbildung an Eisenteilen in Böden, wie man sie bei Spundwänden beobachtet. Hier entstehen unter bestimmten Umständen so harte und feste Schutzschichten, daß unter ihnen der Stahl auch noch nach Jahrzehnten praktisch völlig unangegriffen ist³⁰⁾. Es liegt der Gedanke nahe, durch Stahlauswahl oder andere Mittel diese Schutzschichtbildung zu fördern, was der wirtschaftlichen Verwendung ungeschützter und daher billiger Stahlteile im Erdboden nützen würde. Bemerkenswert ist auch das Verhalten von alten Eisenteilen in sauerstoffarmem Wasser, z. B. auf dem Grund von Flüssen und Meeren. Genauere Zahlenangaben, bei welchen Sauerstoffgehalten oder Tiefen diese Wirkung eintritt, würden dem Brückenbau nützlich sein.

In der nächsten Gruppe des Verhaltens von Stählen unter metallischen Schutzüberzügen gegen Atmosphäre [A, b) 1] ist die Gewinnung zuverlässiger Zahlen über die Korrosionsgeschwindigkeit der Schutzmetalle wichtig. Es war in den Verbraucherkreisen ziemlich unbekannt, daß

²⁰⁾ Friend, J. N.: Zweiter Bericht über den relativen Rostangriff verschiedener handelsüblicher Eisen- und Stahlsorten. Carnegie Schol. Mem. 12 (1923) S. 1/25. Vgl. Geringe Korrosionsfestigkeit von Röhrenstahl. Iron Age 123 (1929) S. 1569. Hori, S.: Ueber Korrosionsversuche an Eisen und Stahl in destilliertem Wasser, Leitungs- und Seewasser. Ryojun College Engin. Publ. 1930, Nr. 1, S. 1/27; nach Chem. Zbl. 103 (1932) II, S. 3297. Mears, R. B.: Einfluß der Zusammensetzung auf die Korrosionswahrscheinlichkeit von Eisen und Stahl. Carnegie Schol. Mem. 24 (1935) S. 69/85. Patterson, W. Stewart: Einfluß von Kohlenstoff auf die Korrosion von Stahl. J. Soc. chem. Ind. 57 (1938) S. 442/44; nach Chem. Abstr. 33 (1939) Sp. 2466/67. Carius, C., und E. H. Schulz: Die Korrosion des Eisens. S. 273/77. In: Die Korrosion metallischer Werkstoffe, hrsg. von O. Bauer, O. Kröhnke und G. Masing, Bd. 1. Leipzig 1936.

²¹⁾ Mears, R. B.: Einfluß der Zusammensetzung auf die Korrosionswahrscheinlichkeit von Eisen und Stahl. Carnegie Schol. Mem. 24 (1935) S. 69/85. Carius, C., und E. H. Schulz: Die Korrosion des Eisens. S. 284/85. Siehe Fußnote 20, a. a. O.

²²⁾ Friend, J. N.: Zweiter Bericht über den relativen Rostangriff verschiedener handelsüblicher Eisen- und Stahlsorten. Carnegie Schol. Mem. 12 (1923) S. 1/25. Mears, R. B.: Einfluß der Zusammensetzung auf die Korrosionswahrscheinlichkeit von Eisen und Stahl. Carnegie Schol. Mem. 24 (1935) S. 69/85. Carius, C., und E. H. Schulz: Die Korrosion des Eisens. S. 286/87. Siehe Fußnote 20, a. a. O.

²³⁾ Tronstad, L., und J. Sejersted: Einfluß von Schwefel und Phosphor auf die Korrosion des Eisens. J. Iron Steel Inst. 127 (1933) S. 425/43; vgl. Stahl u. Eisen 53 (1933) S. 1007/08. Mears, R. B.: Siehe unter Fußnote 20, a. a. O. Evans, U. R.: Einfluß der Zusammensetzung des Stahls auf seine Korrosion. Iron Coal Tr. Rev. 134 (1937) S. 573. Stinnes, W.: Ueber den Einfluß des Schwefel- und Phosphorgehaltes im Stahl auf die Korrosion. Dr.-phil.-Diss. Univ. Münster. Dortmund 1938. Eisenstecken, F.: Stand unserer Kenntnisse über die Korrosion und den Korrosionsschutz von Eisen und Stahl. Stahl u. Eisen 59 (1939) S. 537/48 (Werkstoffaussch. 464). Carius, C., und E. H. Schulz: Die Korrosion des Eisens. S. 288/89. Siehe Fußnote 20, a. a. O.

²⁴⁾ Daeves, K.: Die Witterungsbeständigkeit gekupferter Stähle. Stahl u. Eisen 46 (1926) S. 1858/63.

²⁵⁾ Daeves, K.: Einfluß eines Zinngehaltes auf die Rostungsgeschwindigkeit gekupferter und ungekupferter Stähle an der Luft. Stahl u. Eisen 58 (1938) S. 603/04.

²⁶⁾ Daeves, K.: Die Weiterentwicklung witterungsbeständiger Stähle. Arch. Eisenhüttenw. 9 (1935/36) S. 37/40 (Werkstoffaussch. 308).

²⁷⁾ Burgess, C. F., und J. Aston: Influence of various elements on the corrodibility of iron. 8th Int. Congr. Applied Chemistry 26 (1912) S. 479/90; vgl. J. Industr. Engng. Chem. 5 (1913) S. 458/62.

²⁸⁾ Greenidge, C. T., und C. H. Lorig: Copper Steels. Iron Age 145 (1940) Nr. 7, S. 21/25.

²⁹⁾ DRP. 533781 vom Januar 1929.

³⁰⁾ Holthaus, C.: Untersuchungen über den Angriff von Spundwandeseisen in Fluß- und Seewasser. Arch. Eisenhüttenw. 8 (1934/35) S. 379/89 (Chem.-Aussch. 105).

einer der Gründe für die Anwendung von Verzinkungen die gegenüber Stahl etwa 15mal kleinere Korrosionsgeschwindigkeit des Zinks ist; sie liegt in Landluft im Durchschnitt von acht Jahren bei $1 \mu/\text{Jahr}$ gegenüber 13 bis $20 \mu/\text{Jahr}$ bei Stählen¹⁸⁾. Unklar ist bisher noch, ob und wie weit die Stahlzusammensetzung auf die Haltbarkeit metallischer Ueberzüge von Einfluß ist. Ferner müssen wir Anhaltzahlen über die erforderliche durchschnittliche Mindeststärke der verschiedenen Schutzschichten gewinnen. Wichtig ist schließlich die Haltbarkeit geeigneter Schutzanstriche auf verzinkten Stahlteilen. Wir glauben, daß ein Kupfer-Phosphor-Stahl mit Feuerverzinkung und darüber gelegtem Anstrich der beste Korrosionsschutz von Bauteilen ist, den es zur Zeit gegen Atmosphären gibt¹⁹⁾. Wir wissen aber noch nicht, wie weit man dabei in der Zinkauflage heruntergehen kann, da ja die Zinkschicht hier nur mit ihren Oxydationserzeugnissen die im Anstrich sich bildenden Haarrisse zu verstopfen braucht und daher nur in geringem Umfange durch das Regenwasser gelöst wird.

Bei dem Verhalten der mit metallischen Ueberzügen versehenen Stähle gegen Wasser [A, b) 2] bedarf das Verhalten wasserführender verzinkter Rohre der Aufklärung. Das Gebiet ist dadurch besonders schwierig, daß je nach Härte und Zusammensetzung des Wassers andere Schutzschichten und damit auch andere Zerstörungsgeschwindigkeiten und -arten auftreten.

Wenden wir uns dem Verhalten von Stählen unter Anstrich (c) zu, so muß geklärt werden, wie sich die Stahlzusammensetzung auf die Haltbarkeit verschiedener Anstriche auswirkt. Aber auch die Frage der richtigen und wirtschaftlichen Oberflächenbehandlung der Stähle vor dem Anstrich bedarf noch der Sicherung, weil im Gegensatz zu den meisten Forschern²¹⁾ einige Stellen auch heute noch den Standpunkt vertreten, daß ein Anstrich auf Walzhaut wirtschaftlicher sei als auf blankem Metall. Die Aufdeckung des Einflusses der Walzhaut auf die Haltbarkeit von Schiffsanstrichen²²⁾ hat seinerzeit die entscheidende Erklärung für die zahlreichen Korrosionsfälle an Schiffen mit Lochfraßbildung gegeben; wie bei der Nietkorrosion führt unter dem Anstrich verbliebener Zunder oder Walzhaut unter Wasser stets zu Lochfraß.

Das große Gebiet der Isolierstoffe für Rohre (A, d) soll hier nur gestreift werden, weil es in Sonderausschüssen bearbeitet wird. Wir haben uns durch die Bitumeninteressen

der Erdölgesellschaften auf einen falschen Weg drängen lassen. Man hat für Rohrschutzmassen Abnahmevorschriften und Normen vorgeschlagen, die allein das Bitumen kennzeichneten, aber nicht die für den Korrosionsschutz wirklich ausschlaggebenden Eigenschaften. So fehlte eine Prüfung auf Wasserdurchlässigkeit der Massen, obwohl diese von entscheidendem Einfluß für den Korrosionsschutz ist. Die Wasserdurchlässigkeit ist nämlich bei Bitumenmassen höher als bei Massen aus Steinkohlenteer. Die jetzige Entwicklung, die uns Steinkohlenteermassen mit mechanischen Eigenschaften gebracht hat, die dem Bitumen entsprechen, wobei aber die bessere Wasserisolierung der Teere erhalten blieb³³⁾, ist wohl, wie auch amerikanische Erfahrungen zeigen, der richtige Weg.

An Stelle einer Erörterung der großen und wichtigen Gruppe der nichtrostenden und hitzebeständigen Stähle (B), die wohl die größte Errungenschaft der Stahlentwicklung der letzten Zeit darstellen, kann auf zahlreiche Veröffentlichungen des letzten Jahres und der nächsten Monate verwiesen werden³⁴⁾.

Es wäre erwünscht, wenn der vorliegende Versuch einer Darstellung der wichtigsten Aufgaben auf dem Korrosionsgebiet ergänzt und erweitert werden könnte. Die Gemeinschaftsarbeit ist dann ohne Beeinträchtigung der Forschungsfreiheit des einzelnen auf einheitliche Ziele ausgerichtet. Sie wird für Stahlgebraucher und Stahlschaffende in gleichem Maße nützlich sein.

Zusammenfassung.

Die durch Korrosionsangriff eintretenden Eisenverluste werden weit überschätzt. Jährlich geht nur etwa $\frac{1}{2}\%$ der jährlichen Stahlerzeugung durch Korrosion verloren.

Ergebnisse aus Laboratoriumsversuchen sind auf das langzeitige Verhalten von Stählen an Atmosphäre und in Wässern nicht übertragbar.

Es muß grundsätzlich unterschieden werden das Korrosionsverhalten schwachlegierter und korrosionsbeständiger Stähle, das Verhalten im ungeschützten und mit Ueberzügen versehenen Zustand, das Verhalten gegen Atmosphären, Flüssigkeiten und heiße Gase.

Es werden für die aus diesen Gruppen sich ergebenden Kombinationen die wichtigsten gesicherten Erkenntnisse und einige noch zu lösende Fragen zusammengestellt.

¹⁸⁾ Deterioration of Structures in Sea Water. Fifteenth Report Instn. Civ. Engrs. London 1935. S. 83. — Fifth Report of the Corrosion Committee. London 1938 (Spec. Rep. Iron Steel Inst. Nr. 21). S. 9. — Sarx, H. F.: Der Rostschutzanstrich im Rahmen der Rohstoffbewirtschaftung. Korrosion u. Metallsch. 16 (1940) S. 77/81.

¹⁹⁾ Lewis, W. E.: The Protection of Ships' Hulls against Marine Corrosion. Trans. N-E Coast Instn. Engrs. Shipb. 52 (1935/36) S. 127/42. — Montgomerie, J., und W. E. Lewis: Corrosion in Hulls of Merchant Vessels. S. Fußnote 12, a. a. O.

³³⁾ Daevs, K., H. Klas und H. Schlumberger: Sonderpeche für Korrosionsschutz und Dichtungsmassen aus deutschem Steinkohlenteer. Korrosion u. Metallsch. 16 (1940) S. 339/41.

³⁴⁾ Hougardy, H., und G. Riedrich: Metallwirtsch. 16 (1937) S. 1329/42; Techn. Mitt., Essen, 30 (1937) S. 547/60. Tofaute, W.: Techn. Mitt. Krupp 6 (1938) S. 17/24; Techn. Mitt. Krupp, B: Techn. Ber., 7 (1939) S. 31/35. Maurer, E.: Korrosion u. Metallsch. 15 (1939) S. 285/95. Scherer, R.: Metallwirtsch. 19 (1940) S. 783/90; vgl. Stahl u. Eisen 60 (1940) S. 844. Tofaute, W., und H. Schottky: Arch. Eisenhüttenw. 14 (1940/41) S. 71/76. Riedrich, G.: Stahl u. Eisen demnächst.

Umschau.

Verbesserungen im amerikanischen Hochofenwesen.

Einen Ueberblick über die Entwicklung des amerikanischen Hochofenwesens während des vergangenen Jahres gab W. A. Haven¹⁾. Darin wird erneut darauf hingewiesen, daß die Betriebsweise nach wie vor weitgehend von der Rohstofflage abhängig ist. Bekanntlich liegen die meisten Hochofenwerke an den Ufern der großen Seen oder in Flußtälern, wodurch die Rohstoff-Frachten und die Kühlwasserversorgung besonders günstig beeinflußt werden. Darüber hinaus haben die Seewerke noch

den Vorteil besonders guter Umlademöglichkeiten. An vielen Stellen kann das Erz in einem einzigen Arbeitsgang vermittelt einer großen Verladebrücke vom Schiff bis in die Vorratsbunker oder unmittelbar in die Füllbunker geschafft werden. Demgegenüber sind für die anderen Werke, die auf die Eisenbahnzufuhr angewiesen sind, umfangreiche Einrichtungen getroffen worden, um die Erzentladung zu erleichtern und zu verbilligen. Wagenkipper verschiedener Bauart bis zu 70 t Tragfähigkeit finden hier fast überall Anwendung. Mit der unaufhaltsamen Vergrößerung der Hochofen sind auch die Erzlager bis zu ansehnlicher Höhe angestiegen. Wegen der strengen Winter sieht man sich vielfach auf wenigstens 5 bis 6 Monate vor, was für einen 1000-t-Ofen allein einen Vorrat von etwa 350 000 t Erz ergibt.

¹⁾ Iron Steel Inst., Vorabzug, Mai 1940, 43 S.; Blast Furn. 28 (1940) S. 354/57, 410, 418, 483/86, 586/90, 683, 702/03, 705.

Der Koks wird den Oefen, wenn die Entfernung nicht allzu groß ist, durch Förderbänder zugeführt, die oft bis zu den einzelnen Koks bunkern durchgeführt sind. Sie entladen selbsttätig in fest angebrachte Wiegetrichter oder gleich in die Hunde. Die Zahl der Bunker mit je 250 t Inhalt entspricht etwa dem täglichen Verbrauch, doch sind in den neuzeitlichen Werken die Bunker für 1 bis 2 Tagesvorräte bemessen. Zur Ersparung von Löhnen geht das Bestreben darauf hinaus, sämtliche Umladungen von Erz und Koks so zu vereinfachen, daß nur ein einziger Mann für diese Tätigkeit notwendig wird. Das Erz gelangt vom Erzlager in die mit Wänden unter einem Winkel von 52,5° verlaufenden Bunker und wird von dort in Trichter abgezogen, die den gleichen Inhalt haben wie ein Kippkübel. Die Förderanlage, die das Füllen der Hunde, das Aufziehen auf die Gicht und das Einlassen in den Ofen umfaßt, wird von einer einzigen Arbeitskraft bedient, wozu eine besonders sorgfältige Pflege und Ueberwachung der mechanischen und elektrischen Einrichtungen unerlässlich ist. Als Begichtungseinrichtung hat der McKee-Verschluß mit Drehrichter nach wie vor das Feld behauptet. Der Antrieb geschieht überwiegend elektrisch, wenn auch hier und da noch Dampf- oder Preßluftantrieb anzutreffen ist.

Das Hochofenprofil ist auch bei den neuesten Oefen ebenso steil geblieben wie bisher und ist in dem rasch anwachsenden Roheisenbedarf und der Verhüttung des feinen Mesabi-Erzes begründet. Diese Entwicklung schloß im allgemeinen ab mit dem 1000-t-Ofen im Jahre 1930. In den vorausgegangenen vierzig Jahren war die jährliche Roheisenerzeugung von 9 Mill. auf 40 Mill. t gestiegen. Hand in Hand damit ging eine wesentliche Verstärkung des Ofenschachtes, bis es möglich wurde, der in den ersten Jahren des Feinerzverhüttens auftretenden Explosionen und Durchbrüche Herr zu werden. So wurde die Stärke des Panzers von 6,5 mm nach und nach auf 31 mm gebracht. Alle Teile, die besonders Stoß und Spannung ausgesetzt sind und früher aus Gußeisen bestanden, sind durch Stahl ersetzt worden. Die Ofenkühlung wurde durch Anbringen zahlreicher Spritzrohre weiter ausgebaut, um für die Ofenbedienung vollkommene Sicherheit gewährleisten zu können.

Der Ausmauerung des Schachtes wurde besondere Beachtung geschenkt und bessere Zusammensetzung und gleichmäßigere Form der Steine angestrebt. An der Länge der Ofenreise gemessen hatten zwar manche englische Oefen eine gewisse Höchstleistung zu verzeichnen, dem Ausbringen nach blieben ihnen indessen amerikanische Oefen mit einer einzigen Ausmauerung für 2,5 Mill. t Roheisen überlegen.

Für die amerikanischen Hochofen sind besonders die großen Durchmesser von Gicht und Gestell kennzeichnend. Beim Verarbeiten von See-Erzen hält man für den 1000-t-Ofen einen Gestelldurchmesser von 7,60 m und eine Höhe von 30,5 m für angemessen, doch sind schon neuerdings wieder Bestrebungen im Gange, diese Maße auf 7,75 m und 32 m, sogar 8,20 m und 33 m zu steigern.

Stichlochstopfmaschinen, die bei vollem Druck schließen, sind überall in Gebrauch. Die früher üblichen Sandrinnen sind durch Auskleiden mit Mischungen aus Ton, Sand und Koksgrus ersetzt worden. Zum Abdämmen der Schlacke sind die Killeen-Schlackenabstreifer in verschiedenen Abarten allgemein in Anwendung gekommen. An Stelle des Vergießens des Eisens in Sandbetten ist fast durchweg die Roheisengießmaschine getreten. Durch neuartige Einrichtungen wird der Garschaum sorgfältig abgestreift und den Masseln dadurch eine ansehnliche glatte Oberfläche verliehen. Ebenso wird den Wünschen der Verbraucher über Stückgröße und Dicke der Masseln weitgehend Rechnung getragen.

Für die Aufnahme des flüssigen Roheisens benutzt man immer mehr liegende Pfannen nach Art der Mischer, die ein Fassungsvermögen bis zu 125 t erreicht haben. Zweifellos hat sich ihre Verwendung als sehr sparsam erwiesen, da sie Schrott- und Wärmeverluste weitgehend herabdrücken, selbst wenn es sich um weite Wegstrecken handelt, wie es beispielsweise bei den 32 km voneinander entfernt liegenden Hamilton-Hochofenwerken und dem Ohio-Stahlwerk der Fall ist.

Schlackenpfannen mit einem Inhalt von 11 m³ hält man für groß genug, um allen Anforderungen gerecht zu werden. Sehr häufig wird Preßluft oder Dampf als Antrieb zum Kippen der Pfannen verwandt. Saure Schlacken werden zweckmäßig in weite Gruben ausgegossen, von wo dampf- oder elektrisch betriebene Greifer die Abförderung durch Eisenbahn oder Kraftwagen besorgen.

Die Maschinen und Einrichtungen zur Erzeugung von Strom, Dampf und Preßluft weisen nur geringe Veränderungen auf. Kesselanlagen sind in den Größen von 1000 bis 2000 PS

gebräuchlich und werden mit fein gereinigtem Gas und ersatzweise mit Kohlenstaub betrieben. Die Kesseldrücke bewegen sich in Grenzen von 20 bis 30 atü bei 195 bis 220° Ueberhitzung, wobei je nach Art des Brennstoffs Wirkungsgrade von 79 bis 85 % erzielt werden. Der Strom wird primär mit 6600 V erzeugt und auf 220 V umgewandelt. Außer für Krane und Fördermotoren wird überall Wechselstrom bevorzugt. Als Gebläsemaschine ist das Gaskolbengebläse heute fast durchweg durch das Turbogebälse verdrängt worden. Geblasen wird gewöhnlich mit 0,7 bis 0,9 atü an den Formen, in einigen Fällen mit 1,1 atü, was einer Leistung an der Maschine von 1,4 bis 1,6 atü gleichkommt. Grundsätzlich wird die Windzufuhr nach der Menge geregelt.

Der erhöhte Winddruck machte die Verstärkung der Blechpanzer der Winderhitzer auf 16 mm nötig. Sie sind entweder doppelt genietet oder geschweißt. Man sucht auf allen Werken mit höchstens drei Winderhitzern auszukommen. Diese haben bei 30 m Höhe 7,20 m Dmr. und genügen bei 19 000 m² Heizfläche vollauf auch erhöhten Ansprüchen. Für einen 1000-t-Ofen reicht eine Gesamtheizfläche von 42 000 m² bei 800° Windtemperatur aus, entsprechend einem Zugquerschnitt von rund 50 mm und einem Wirkungsgrad von 85 %, vorausgesetzt, daß nur vollständig gereinigtes Gas in Anwendung kommt. Die Winderhitzer sind in den meisten Fällen gleichlaufend mit der Ofenreihe angeordnet. Die zu zwei benachbarten Oefen gehörigen stehen zusammen, und zwar der bequemeren Bedienung halber meist 6 bis 7 m über Hüttenflur in gleicher Höhe mit der Gießhalle.

Die Gasreinigung hat mit der allgemeinen Entwicklung nicht voll Schritt gehalten. Vor fünfzehn Jahren noch gab es nur wenig Hütten mit Gasmachinesbetrieb, denen eine Entstaubung des Gases unter 0,7 g/m³ im Theisenwäscher gelang. Eine Verbesserung trat erst ein, als der größere Windbedarf der neuzeitlichen Oefen eine Vergrößerung der Winderhitzerheizfläche erforderte und hierfür sowie für die Beheizung von Dampfkesseln und Stahlwerksöfen zwangsläufig ein stärker gereinigtes Hochofengas notwendig wurde. So ist erst in den letzten zehn Jahren eine Aufwärtsentwicklung in der Reinigung des Gichtgases zu verzeichnen. Neben den Cottrell-Gaswäschern sind die gewöhnlichen Bauarten zu finden, hauptsächlich dann, wenn Gasüberschuß oder billige Kraftquellen zur Verfügung stehen. Die Cottrell-Wäscher sind etwas höher in den Anlagekosten, haben aber meistens einen größeren Spielraum im Kraftverbrauch und in den Reinigungskosten. Ganz andere Wege hat die elektrische Reinigung genommen, die sich im wesentlichen dadurch von der Lodge-Cottrell-Einrichtung unterscheidet, daß vor die Staubausfällung eine Waschung und Kühlung des Gases geschaltet ist. Sie arbeitet mit kaltem Gas, das mit Feuchtigkeit gesättigt ist und aus dem der Grobstaub als leichter Schlamm herausgewaschen worden ist. An diese vorhergehende Naßreinigung sind Einrichtungen verschiedener Art zur Eindickung des Schlammes angeschlossen, um den Staub zur Verwendung in den Sinteranlagen wiederzugewinnen.

Dem Sintern des Gichtstaubes wird besondere Beachtung entgegengebracht, da der enthaltene Kohlenstoffanteil eine wertvolle Bereicherung des Sintermöllers darstellt und ein Sinter aus einer Mischung von Feinerz und Gichtstaub als besonders gewinnbringend angesehen wird. *Arno Wapenhensch.*

Bau- und Betriebserfahrungen mit einem basischen 40-t-Siemens-Martin-Ofen, Bauart Venturi.

Im August 1938 wurde im Siemens-Martin-Stahlwerk der Vereinigten Oberschlesischen Hüttenwerke, Abteilung Stahl- und Preßwerk in Gleiwitz, ein 40-t-Venturiöfen nach den Plänen der Firma H. A. Brassert in Betrieb genommen. Bevor man sich zu dieser Ofenbauart entschloß, besichtigte der Berichtersteller in England einige basische und saure 70-t- und 90-t-Venturiöfen im Betriebe und stellte fest, daß diese Oefen¹⁾, soweit aus englischen Betriebsergebnissen ein Vergleich mit deutschen Verhältnissen abzuleiten war, leistungsmäßig etwa deutschen Siemens-Martin-Oefen derselben Fassung und mit ähnlichem Schmelzplan gleichwertig waren. Die Flammenführung und der Kochvorgang bei diesen englischen Venturiöfen waren ausgesprochen gut. Da der neu zu errichtende Ofen hauptsächlich für die Erzeugung von legierten und unlegierten Stählen mit besonderen Güteanforderungen bestimmt war, mußte bei der Auswahl der Ofenbauart vor allem Gewicht auf gute Flammenführung und einwandfreies Kochen des Bades gelegt werden. Die Bauart des Venturiöfens, wie sie in Gleiwitz

¹⁾ Danforth jr., G. L.: Blast Furn. 26 (1938) S. 1183/87; vgl. Stahl u. Eisen 59 (1939) S. 759/60.

witz ausgeführt wurde, enthält einige Besonderheiten hauptsächlich in der Armierung, die stark herausgezogene schräge Rückwand, Patent Brassert, mit besonderer Verankerung u. a. m.

Der Grundwasserstand für den neuen Ofen lag schon bei 2,50 m Tiefe, außerdem bestand das Erdreich in der erforderlichen Tiefe aus Schwemmsand, so daß eine wasserdichte Betonwanne mit Pfahlgründung vorgesehen werden mußte. Im ganzen wurden 85 Pfähle von 8 m Länge nach einem besonderen Verfahren, Patent Wolfsholz, gebohrt. Die lichte Tiefe der Wanne beträgt 5 m. In die Betonwanne wurde der gesamte Ofen mit den Wechselkanälen und den Umsteuerventilen auf ein System von Kühlkanälen gesetzt. Dieses besteht aus gemauerten Rippen, die mit Gußplatten überdeckt sind, auf denen unmittelbar die Untermauerung der Kammern und Wechselkanäle ruht. In den Kanälen befindet sich bei warmem Ofen bewegte Luft, die den Boden und auch die Seitenwände der Wanne vor Ueberhitzung und Reißen schützen soll.

An feuerfesten Steinen und Mörtel wurden für den Ofenbau rund 1750 t verbraucht, darunter 100 t Magnesitsteine, 10 t Chromerzsteine und 3 t Magnesidonsteine für die Brennermündung, ferner etwa 300 t Ziegelmauerwerk. An Baustahl für die Armierung usw. waren 300 t notwendig, dazu rund 25 t Stahl- und Grauguß (ohne die Ventile). Der Einbau des gesamten Ofens in die Wanne dauerte etwa vier Monate, die reine Anheizzeit betrug vier Wochen.

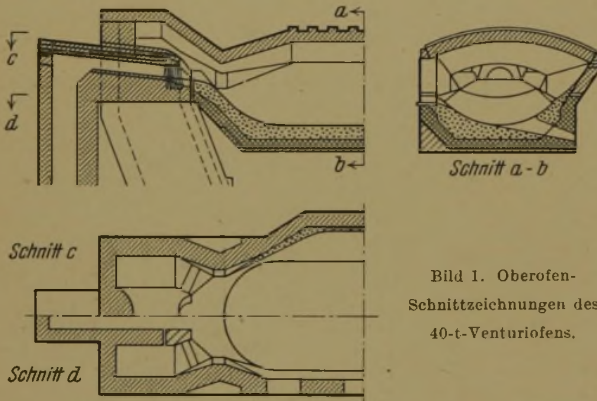


Bild 1. Oberofen-Schnittzeichnungen des 40-t-Venturiofens.

Aus Bild 1 ist zu ersehen, daß der Gaszug beim Venturifurn vollkommene frei steht. Der Luftzug ist von oben und zu beiden Seiten düsenartig auf die Brennermündung zu eingeschnürt, wie ein aus der Meßtechnik bekanntes Venturirohr. Die schräge Rückwand entspricht mit einer Neigung von 40° dem Schüttwinkel des Sinterdolomits. Dadurch soll der Einbau von hochwertigen Steinen in die Rückwand oder das langwierige Stampfen des Teerdolomits bei der Zustellung vermieden werden. Die Köpfe sind dicht über den Kammern durch einen auf drei Seiten frei schwebenden Rahmen in Kragträgerform verankert, das Mittelgewölbe wird oben durch eine Diagonalverankerung zusammengehalten.

Bei den Abmessungen des Kopfes ist besonders zu erwähnen, daß der Luftzugquerschnitt mit 1,78 m² rund 8,5mal so groß ist wie der Gaszugquerschnitt mit 0,24 m². Besonders aufmerksam zu machen ist auch auf die geringe Neigung des Gaszuges von 6,5° gegenüber 8 bis 12° bei deutschen Oefen.

In Zahlentafel 1 sind die Herdabmessungen des Venturiofens denen gutgehender deutscher mit Generatorgas beheizter 40-t-Oefen gegenübergestellt. Es ergeben sich keine wesentlichen Abweichungen, die Badtiefe ist gering, der Ofen ist bei einem Verhältnis von Breite zu Länge des Herdes von 0,42 als verhältnismäßig gedungen anzusprechen.

Die erste Ofenreise des Venturiofens dauerte vom 5. August 1938 bis zum 10. September 1939, umfaßte also über 13 Monate Betriebszeit. Die Durchschnittswerte der Betriebskennzahlen in der ersten Ofenreise nach Zahlentafel 2 ergaben bei einer für den vorliegenden besonders schwierigen Schmelzplan normalen Leistung als bemerkenswert einen beträchtlich hohen Wärmeverbrauch mit 1,54 · 10⁶ kcal/t Stahl am Gasventil. Der Schmelzplan umfaßte rund 30 % gewöhnlichen silizierten Stahl für Achsen, Radreifen, Schmiedeblocke für Walzen, Wellen usw., etwa 25 % legierte Stähle, dabei 20 % legierte Einsatz- und Vergütungsstähle sowie legierte Werkzeugstähle, Kugellagerstähle u. a., ferner etwa 25 % unlegierte Sonderstähle für harte Werkzeug-

Zahlentafel 1. Vergleich der Herdabmessungen bei deutschen Ofenbauarten mit denen des Venturiofens.

| | Einheit | 40-t-Venturiofen im Stahl- und Preßwerk | Uebliche Werte von 40-t-Generatorgasöfen | |
|--|-------------------|---|--|-----------|
| | | | von bis | im Mittel |
| Nutzbare Herdfläche | m ² | 29,4 | 26 bis 30 | 28,5 |
| Herdlänge | m | 8,4 | 7 bis 10 | 8,5 |
| Herdbreite | m | 3,5 | 3 bis 3,7 | 3,35 |
| Verhältnis Herdbreite : Herdlänge | | 0,42 | 0,37 bis 0,43 | 0,39 |
| Bezogene Herdfläche je t Schmelzgewicht | m ² /t | 0,734 | 0,65 bis 0,75 | 0,71 |
| Berechnete mittlere Badtiefe | mm | 194 | 190 bis 220 | 200 |
| Senkrechter Abstand zwischen Schaffplatte und Gewährstich mittlere Tür | m | 183 | 1,5 bis 2 | 1,8 |

Zahlentafel 2. Durchschnittswerte der Betriebskennzahlen der ersten Ofenreise.

| Benennung | Einheit | Wert |
|--|------------------------|--------|
| Erzeugung an guten Blöcken | t | 36 025 |
| Ofenstunden | h | 6 832 |
| Mittlere Schmelzdauer | h | 7,3 |
| Ofenleistung | t/h | 5,3 |
| Ofenleistung höchstens (Nr. 1132; unsiliz. gew.) | t/h | 7,15 |
| Mittlere Einsatzdauer | h | 3,01 |
| Mittlerer Roheisensatz | % | 25,7 |
| Mittleres Schmelzgewicht | t | 33,5 |
| Wärmeverbrauch am Gasventil | 10 ⁶ kcal/t | 1,54 |

stähle, Schiffskurbelwellen, Schweißbrähte, Transformatorenbleche usw. Das sind zusammen rund 50 % legierte und unlegierte hochwertigere Sonderstähle und rund 30 % normales Qualitätsmaterial, gegenüber etwa 20 % unsilizierter Handelsgüte.

Nach dem Leistungsschaubild der ersten Ofenreise (Bild 2) betrug die monatliche Erzeugung bei üblichen Betriebsverhältnissen rund 3000 t, die Höchsterzeugung im Monat März 1939 rund 3660 t. Die Ofenleistung war in den ersten Monaten mit 4,5 t/h nur gering. Dabei ist ein unmittelbarer Zusammenhang mit der Einsatzdauer festzustellen, die infolge der damals noch nicht fertiggestellten maschinellen Einrichtungen für die Schrottversorgung mit etwa 3,5 h hoch lag. Der Wärmeverbrauch war in den ersten Monaten besonders hoch. Obwohl ein gewisser Zusammenhang mit der geringen Ofenleistung als Grund ohne weiteres gegeben ist, weist der Verlauf des Wärmeverbrauchs über die ganze Ofenreise doch auch auf einen gewissen Einfluß der Ofenbauart hin. Ab März 1939, nach einer wichtigeren Zwischenausbesserung, betrug der Wärmeverbrauch bis Ende der Ofenreise, das ist sieben Monate, etwa 1,49 · 10⁶ kcal/t. Die günstigsten Werte mit etwas über 1,3 · 10⁶ kcal/t wurden in den Monaten Juni und Juli 1939 erreicht.

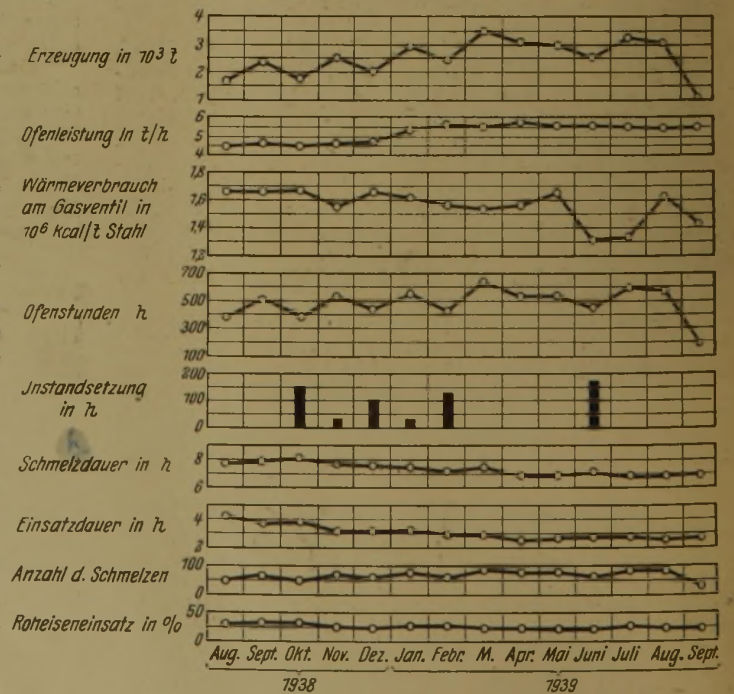


Bild 2. Leistungsschaubild des 40-t-Venturiofens. (Erste Ofenreise vom 5. 8. 1938 bis 10. 9. 1939, das sind 13 1/2 Monate.)

Die Haltbarkeit während der ersten Ofenreise ist als gut zu bezeichnen. Die übliche Ofenreise eines Silikaofens beträgt bei dem gegebenen Schmelzplan und festem Roheiseneinsatz 450 bis höchstens 550 Schmelzen oder 6 bis höchstens 8 Betriebsmonate, während hier 935 Schmelzen und reichlich 13 Monate Betriebszeit erreicht wurden. Allerdings wurden vier Zwischen-ausbesserungen von zusammen 580 h durchgeführt, davon aber eine Ausbesserung von 5 Tagen nach 150 Schmelzen Betriebszeit infolge einer Kühlwasserstörung, die nicht zu Lasten des Ofens gerechnet werden kann. Der Steinverbrauch für die Zwischenausbesserungen, ohne die Ausbesserung infolge der Kühlwasserstörung, betrug rund 190 t feuerfeste Stoffe.

Zahlentafel 3. Betriebszahlen der Schmelze Nr. 1132 (Schrott-Roheisen fest).

| Benennung | Einheit | Wert | | | | | | | | | | |
|--|----------------------|--|-------|-----------------|--------|----|-------|-----------------|--------|----------------|--------|----------------|
| Schmelzgewicht (gute Blöcke) | t | 46,9 | | | | | | | | | | |
| Einsatzverhältnisse: | | | | | | | | | | | | |
| Roheisen, fest (Stahlroheisen) | kg/t | 175 | | | | | | | | | | |
| Kernschrott und Brockeneisen | kg/t | 794 | | | | | | | | | | |
| Späne | kg/t | 81 | | | | | | | | | | |
| Eisengehalt des Erzes | kg/t | 7 | | | | | | | | | | |
| Metallische Zusätze (Ferromangan 55 %) | kg/t | 6,1 | | | | | | | | | | |
| Zuschläge: | | | | | | | | | | | | |
| Kalk | kg/t | 24 | | | | | | | | | | |
| Flußspat | kg/t | 2 | | | | | | | | | | |
| Zeiten: | | | | | | | | | | | | |
| Schmelzungsdauer | min | 395 | | | | | | | | | | |
| Einsatzdauer | min | 150 | | | | | | | | | | |
| Leistung: | | | | | | | | | | | | |
| Ofenleistung | t/h | 7,15 | | | | | | | | | | |
| Bezogene Herdflächenleistung | kg/m ² b | 243 | | | | | | | | | | |
| Ofenbeheizung: | | | | | | | | | | | | |
| Trockene Gaszusammensetzung | % | <table border="0"> <tr> <td>2,6 %</td> <td>CO₂</td> </tr> <tr> <td>30,0 %</td> <td>CO</td> </tr> <tr> <td>2,2 %</td> <td>CH₄</td> </tr> <tr> <td>12,1 %</td> <td>H₂</td> </tr> <tr> <td>53,1 %</td> <td>N₂</td> </tr> </table> | 2,6 % | CO ₂ | 30,0 % | CO | 2,2 % | CH ₄ | 12,1 % | H ₂ | 53,1 % | N ₂ |
| 2,6 % | CO ₂ | | | | | | | | | | | |
| 30,0 % | CO | | | | | | | | | | | |
| 2,2 % | CH ₄ | | | | | | | | | | | |
| 12,1 % | H ₂ | | | | | | | | | | | |
| 53,1 % | N ₂ | | | | | | | | | | | |
| Teergehalt | g/Nm ³ | 20 | | | | | | | | | | |
| Heizwert (einschließlich Teer) Hu | kcal/Nm ³ | 1615 | | | | | | | | | | |
| Feuchtigkeitsgehalt | g/Nm ³ | 50 | | | | | | | | | | |
| Wärmeverbrauch: | | | | | | | | | | | | |
| Kohlenverbrauch vor dem Generator | % | 20,1 | | | | | | | | | | |
| Gasmenge am Gasventil | Nm ³ /h | 4600 | | | | | | | | | | |
| Wärmeverbrauch am Gasventil | 10° kcal/h | 1,04 | | | | | | | | | | |

In Zahlentafel 3 sind die Betriebszahlen einer Schmelze angegeben, die während der ersten Ofenreise die beste Schmelzleistung, allerdings bei unsilizierter Handelsgüte, mit 7,15 t/h ergab. Bild 3 zeigt die Vorderansicht des Oberofens während des Anheizens.



Bild 3. Oberofen des 40-t-Venturiofens von vorn.

Anschaungen muß bei dem üblichen geringeren Luftüberschuß durch diese Querschnitts- und Geschwindigkeitsverhältnisse am Kopf die Verbrennung und damit der Wärmeverbrauch sowie die Ofenleistung leiden. Jedenfalls ist ein grundsätzlicher Unterschied der Brennerverhältnisse zwischen dem Venturiofen und deutschen Oefen festzustellen.

Die Nachrechnung der Kammern ergab, daß im Verhältnis zu gutgehenden deutschen Generatorgasöfen der Kammerraum groß ist. Dagegen erscheint die weitmaschige Ausgitterung mit dem Patterson-Gitterstein bei 165 mm Schachtweite wärmetechnisch nicht besonders günstig, zumal da eine besonders starke Verstaubung der Kammern bei den vorliegenden Betriebsverhältnissen nicht zu befürchten war. Das Gesamtgitterwerk beim Venturiofen liegt mit 168 m³ mehr an der unteren Grenze und der freie Querschnitt des Gitterwerks mit 53 % des Kammerquerschnitts sehr hoch. Die Strömungsgeschwindigkeit des Abgases in den Kammern errechnet sich beim Venturiofen zu etwa 0,22 m/s und ist sehr gering; sie liegt bei deutschen Oefen meist bei 0,35 m/s. Zudem haben die Kammern des Venturiofens einen geringen Schlankheitsgrad, er beträgt für die Gaskammer 0,99, für die Luftkammer 0,80 und sollte im allgemeinen bei 1,0 bis 1,12 liegen. Die Kammern des Venturiofens sind demnach als gedrungen zu bezeichnen. Geringe Strömungsgeschwindigkeiten des Abgases in den Kammern sind nach deutscher Anschauung aber nur bei einem großen Schlankheitsgrad zulässig. Ungünstige Strömungsverhältnisse in den Kammern ergeben eine ungleichmäßige Beaufschlagung, d. h. es werden Teile im Gitterwerk vorhanden sein, die an dem Wärmeaustausch nicht teilnehmen. Im Zusammenhang mit den Winkel- und Geschwindigkeitsverhältnissen am Kopf kann sich darauf die Ursache des höheren Wärmeverbrauches ergeben. Außerdem steht der Venturiofen frei in der Wanne und hat daher erhebliche äußere Wärmeverluste, ebenso waren die Wärmeverluste im Kühlwasser zu Beginn der Betriebszeit sehr hoch. Sie betragen rund 20 % der zugeführten Wärme, konnten aber später durch Fortlassen der Türkühlungen und bessere Einregelung der Gaszugmündungskühlung vermindert werden.

Die Bauart des Brenners mit dem vollkommen frei stehenden und allseitig von Luft umspülten Gaszug bewirkt andererseits eine hervorragende und innige Mischung von Gas und Luft, dadurch eine heiße Flamme und eine große Gleichmäßigkeit der Flammenführung. Bei einer Einsatzdauer von 2 h betrug die Einschmelzzeit bis zum hohen Alter des Ofens 4 bis 4,5 h. Als Folge der günstigen Brennerbauart ergab sich ein hervorragend gutes und gleichmäßiges Kochen über das ganze Bad. Damit war die Grundlage für die Erzeugung hochwertiger Stähle gegeben. Die Erfahrungen im Betrieb haben gezeigt, daß sich ein bezüglich nichtmetallischer Einschlüsse und geringem Gasgehalt hochwertiger Stahl bis zum höchsten Ofenalter erschmelzen ließ. Infolge der heißen Flamme ergaben sich auch keine wesentlichen Schwierigkeiten durch Schäumen beim Einschmelzen von chromhaltigem Schrott.

Hervorzuheben ist noch, daß bei der Aufmauerung der Köpfe und auch der beiden Gewölbeschrägflächen über dem Gaszug größte Sorgfalt angewendet werden muß, und daß insbesondere der gegenüber dem englischen Dinasstein beträchtlich höheren Wärmeausdehnung des deutschen Silikasteines weitgehend Rechnung getragen werden muß, weil bei dem frei stehenden Gaszug sich jede Ausdehnung voll auswirken kann, viel mehr jedenfalls als bei einem in ein großes Steinvolmen fest eingemauerten Gaszug. Auch bei den Gewölbeschrägflächen muß die Steinausdehnung durch Einlagen von Pappe- oder Holzplättchen aufgenommen werden, damit die Schnittlinie der beiden Schrägen, die sogenannte Venturikante, in ihrer senkrechten und waagerechten Entfernung zur Brennermündung nicht verändert wird. Der Venturiofen geht mit tadelloser Flammenführung von der ersten bis zur letzten Schmelze, wenn keine Formänderungen am Kopf auftreten. Andererseits wirken sich schon geringe Veränderungen am Kopf entscheidend nachteilig auf die Flammenführung, Ofenleistung und Haltbarkeit aus.

Während der einzelnen Zwischenausbesserungen der ersten Ofenreise wurde versucht, die Brennerverhältnisse dadurch zu verbessern, daß die Gaszugneigung vergrößert wurde. Es ergaben sich dabei gewisse Fortschritte bezüglich Ofenleistung und Wärmeaufwand. Bei der Zustellung nach der ersten Ofenreise wurde der Gaszugwinkel auf 9° erhöht, der Luftaustrittsquer-

Als Unterlage für die Kritik der Ofenbauart diene eine Nachrechnung des Ofens, die B. von Sothen, Gleiwitz, durchführte.

Während die Herdabmessungen des 40-t-Venturiofens, wie schon erwähnt, den üblichen Werten für generatorgasbeheizte Oefen entsprechen, unterscheiden sich die Gas- und Luftaustrittsverhältnisse von denen deutscher Oefen erheblich; hauptsächlich ist der Luftaustrittsquerchnitt des Venturiofens außerordentlich groß. Die Luftaustrittsgeschwindigkeit beim Venturiofen beträgt nur etwa 1 m/s, dagegen bei deutschen Ofenbauarten 1,7 bis 4 m/s. Der Gaszugwinkel ist bedeutend flacher, der Luftaustrittswinkel steiler und der Schnittwinkel zwischen Gaszug und Luftzug größer als bei deutschen Oefen. Nach unseren

schnitt und der Querschnitt der aufsteigenden Luftzüge verkleinert. In den Kammern wurde wegen der vorhandenen Gittersteine die Patterson-Gitterung mit der gleichen Schachtweite beibehalten, aber der Wärmeaustausch in den Kammern durch ganz enge Gitterung der toten Ecken erhöht. Der Erfolg dieser Maßnahmen war bei der laufenden zweiten Ofenreise mit bisher 470 Schmelzen eine Erhöhung der Durchschnittsofenleistung auf etwa 5,9 t/h und eine Senkung des Wärmeverbrauches auf $1,3 \cdot 10^6$ kcal/t am Gasventil als Gesamtdurchschnittswert. Für spätere Zustellungen ist eine gleichmäßige Ausgitterung der Kammern mit 90-mm-Balkensteinen und 100 mm Schachtweite vorgesehen bei Beibehaltung der jetzigen Brennerabmessungen.

Zusammenfassend ist zu sagen, daß die Venturibauart nach den bisherigen Betriebserfahrungen als eine wertvolle Siemens-Martin-Ofenbauart bewertet werden muß. Der 40-t-Venturiofen hat trotz dem verhältnismäßig hohen Wärmeverbrauch schon während der ersten Ofenreise seine Wirtschaftlichkeit bewiesen. Es ist mit Sicherheit zu erwarten, daß die weitere sorgfältige Anpassung an die gegebenen deutschen Betriebsverhältnisse und die bauliche Entwicklung im Betriebe noch eine beträchtliche Verbesserung der Leistung und des Wärmeverbrauches ohne Beeinträchtigung des günstigen Kochens bringen wird.

Günter Drath.

Verstickung von gehärtetem Schnellarbeitsstahl in Zyanalbadern.

Seitdem die Stickstoffhärtung praktische Verwendung gefunden hat, ist eine Reihe von Versuchen gemacht worden, um diese Art der Oberflächenhärtung auch bei solchen Stählen anzuwenden, die nicht wie die üblichen Nitrierstähle nur mit Chrom, Aluminium und Molybdän legiert sind¹⁾. Gleichlaufend mit der Entwicklung dieser Stähle wurde bereits 1921 von P. W. Shimer und E. B. Shimmer²⁾ versucht, unterschiedlich legierte Stähle in Zyanbädern auf der Oberfläche zu härten; hierbei sollen Einsatziefen von 0,8 bis 1,5 mm nach 1½- bis 2stündiger Behandlung erreicht worden sein. In die Richtung, den üblichen, bekanntlich sehr langwierigen Weg der Verstickung über die Ammoniakphase durch ein schneller durchzuführendes Verfahren mit gleicher Wirkung zu ersetzen, liefen Versuche von A. B. Kinzel und J. J. Egan³⁾, die bei Behandlung von Vanadin- und Aluminiumstählen in geschmolzenem Natrium- und Kaliumcyanid bei 460° über 2 h die gleiche Verschleißbeständigkeit erzielten wie nach rd. 90stündiger Behandlung im Ammoniakstrom. Erwähnenswert ist in diesem Zusammenhang noch ein von R. L. Rolf⁴⁾ beschriebenes Verfahren, nach dem die Oberflächenhärtung zwar im Salzbad erfolgt, jedoch unter Zuleitung von Ammoniak; das soll den Vorteil haben, daß wesentlich kürzere Arbeitszeiten zur Erreichung einer einwandfreien Verstickung erforderlich sind und daß vor allen Dingen auch solche Stähle nitriert werden können, bei denen dies nach dem reinen Ammoniakverfahren bisher kaum durchzuführen war.

Ueber die Verstickung von Schnellarbeitsstählen in Zyanbädern liegt im großen und ganzen nur ausländisches Schrifttum vor; besonders erwähnt seien die Arbeiten von J. Garland⁵⁾, D. G. Shitnikow⁶⁾, D. A. Prokoshkin und W. J. Zaregorodzew⁷⁾ sowie von J. A. Morrison und J. P. Gill⁸⁾. In diesen Arbeiten wird von der Verstickung von Schnellarbeitsstählen mit 4% Cr, 18% W und 1% V in Bädern aus Natriumcyanid, Kaliumcyanid und geringen Zusätzen von Aetzkali berichtet. Die Verstickungstemperatur betrug etwa 540 bis 570° und deckt sich mithin mit der Temperatur, wie sie zur Erzielung guter, zäher Verstickungsschichten bei anderen hochlegierten Stählen, wie austenitischen Chrom-Nickel- und Chrom-Mangan-Stählen, als günstig erkannt wurde.

Die als notwendig angegebenen Verstickungszeiten bei der Zyanbadhärtung betragen 15 min bis 6 h, wobei eine Zeit von etwa 1 bis 2 h als günstig und im allgemeinen ausreichend für eine gute Verstickung angesprochen werden kann. Die Behandlungszeiten sind gegenüber der üblichen Verstickung mit Ammoniak (rd. 60 bis 90 h) somit recht kurz. Die Verstickungszeiten bei der üblichen Ammoniakverstickung schwanken nur

insofern, als bestimmte Verstickungstiefen erforderlich sein können. Der stets gleiche Ablauf des Verstickungsvorganges über die Ammoniakphase findet seine Erklärung darin, daß bei Einhaltung einer gleichbleibenden Verstickungsbehandlung durch die unveränderte Zerfallsgeschwindigkeit des Ammoniaks zum atomaren Stickstoff hin Gleichgewicht vorliegt. Die Verstickung mit Zyanverbindungen ist aber sehr von der Zusammensetzung des Salzbad abhängig, die nach den bisher vorliegenden Veröffentlichungen unterschiedlich gewesen ist. Da außerdem wegen der mit zunehmendem Gebrauch eintretenden Alterung des Bades sich stets neue Gleichgewichtszustände mit einem geänderten Reaktionsvermögen des Salzbad einstellen, ändern sich entsprechend die zur Erzielung guter Verstickungsschichten erforderlichen Behandlungszeiten.

Ueber die Eindringtiefen kann etwa gesagt werden, daß nach etwa 15 min eine Verstickung bis zu 0,025 mm und nach rd. 5 bis 6 h etwa 0,1 bis 0,15 mm Tiefe erzielt wird. Damit scheint aber auch bereits eine gewisse Sättigung erreicht zu sein, denn nach B. Jones⁹⁾ ibersteigt die wirksame Verstickungstiefe bei Schnellarbeitsstählen mit 4% Cr, 18% W und 1% V nach 48 h nicht 0,15 mm. Verglichen mit Chrom- und Chrom-Aluminium-Nitrierstahlen¹⁰⁾ ist die erreichbare Verstickungstiefe bei Schnellarbeitsstahl also wesentlich geringer (Bild 1). Hinzu

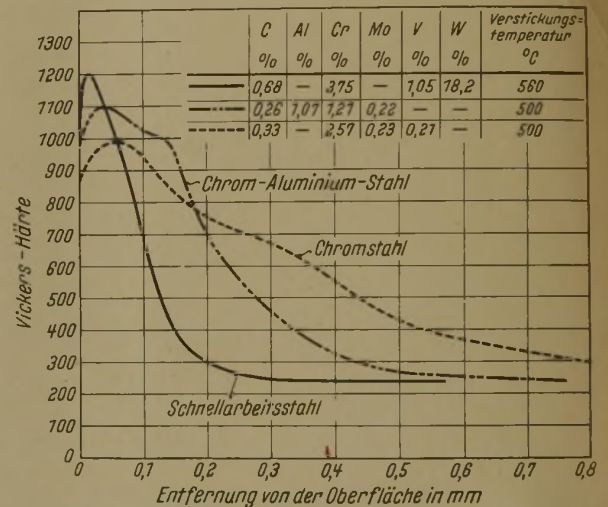


Bild 1. Eindringtiefe nach 48stündigem Verstickern in Zyanbad von Schnellarbeitsstahl sowie von Chrom- und Chrom-Aluminium-Nitrierstahl nach Verstickern über Ammoniak.

kommt noch, daß die Verstickungsschicht bei dem Schnellarbeitsstahl wesentlich schärfer abgegrenzt ist, wodurch diese Hartesichten stärkeren mechanischen Beanspruchungen weniger gewachsen sind und leicht zum Ausbrockeln neigen. Außerdem ist zu berücksichtigen, daß bei geringen Eindringtiefen eine stärkere Anfälligkeit gegenüber beim Verstickungsvorgang auftretenden Änderungen der Behandlungsbedingungen, wie schlechte Badverhaltnisse und falsche Temperatur, vorliegt.

Verstickte Schnellarbeitsstähle weisen nach Jones⁹⁾ etwa eine Höchsthärte von 1100 bis 1200 Vickers-Einheiten (5 kg Prufast) oder über 69 Rockwell-C-Einheiten auf. Diese Härte-werte sind wegen der dünnen Schicht schwer zu erfassen. Nach Garland⁵⁾ bleibt die Härte der verstickten Auenzone bis etwa 635° erhalten, um dann schnell abzusinken. Zum Teil ist dies auf die stattfindende Zusammenballung der Nitride zurückzuführen. Gleichzeitig wird der Härteabfall bereits durch Anlawirkung in der Grundmasse bedingt sein.

Ueber die erreichbare Verbesserung der Schnittleistung des Schnellarbeitsstahles durch die Oberflächenhärtung im Zyanbad sind leider kaum Versuchsergebnisse bekannt. Zwar gibt Shitnikow⁶⁾ an, daß die Schneidhaltigkeit bis zu 150% erhöhet werden kann, macht jedoch keine Angaben über die zugrunde liegenden Beanspruchungsverhältnisse. Meist wurde die Leistung durch Frasversuche überprüft, und zwar unter Bedingungen, bei denen vor allem reine Verschleibeanspruchungen und keine größeren Druckbeanspruchungen vorlagen.

Morrison und Gill⁸⁾ befassen sich besonders mit der zweckmäßigsten Durchführung der Verstickung zur Erzielung möglichst günstig ausgebildeter Härte-zonen. Während bei den anderen ge-

1) Houdremont, E.: Einführung in die Sonderstahlkunde. Berlin 1935. S. 453 u. 495/505.

2) Trans. Amer. Soc. Steel Treat. 2 (1921/22) S. 403/08.

3) Trans. Amer. Soc. Steel Treat. 16 (1929) S. 175/82.

4) Steel 102 (1938) S. 48/51.

5) Machinery, Lond., 54 (1939) S. 168/71; nach Chem. Abstr. 33 (1939) Sp. 7711.

6) Metallurg 12 (1937) Nr. 12, S. 77/83.

7) Metallurg 13 (1938) Nr. 7/8, S. 28/39.

8) Trans. Amer. Soc. Met. 27 (1939) S. 935/1014.

9) Metal Treatm. 3 (1937) S. 165/70.

10) Strauss, J., und W. E. Mahin: Metal & Alloys 6 (1935) S. 59/62.

nannten Arbeiten die verschiedensten Zyanbadzusammensetzungen Verwendung fanden, kommen Morrison und Gill zu der Erkenntnis, daß als wichtigste Voraussetzung für eine gut haftende und zähe Verstickungsschicht eine ganz bestimmte Badzusammensetzung notwendig ist. Die gehärteten, angelassenen und gegebenenfalls auch noch geschliffenen Werkzeuge sind 5 min bis 1 h — je nach der Art des Werkzeuges — bei 550 bis 570° in einem Natrium-Kalium-Zyanbad zu behandeln. Es entsteht eine verstickte Außenzone von einer Härte bis zu 1200 Vickers-Einheiten oder rd. 72 Rockwell-C-Einheiten. Die Erhöhung der Oberflächenhärte ist unabhängig davon, ob ein geglühter oder ein gehärteter und angelassener Stahl dieser Wärmebehandlung unterzogen wird. Allerdings dürfte praktisch nur ein vollständig ausgehärteter oder zumindest abgeschreckter Stahl dieser Behandlung unterworfen werden. In den meisten Fällen wird man die Anwendung auf nur abgeschreckte Werkzeuge beschränken, schon um den zweiten Arbeitsvorgang des Anlassens, der im Temperaturbereich der Verstickung erfolgt, einzusparen.

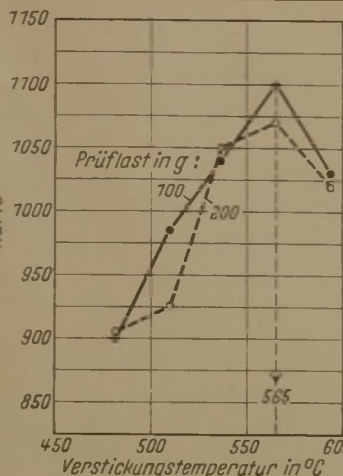


Bild 2. Höchsthärte eines im Zyanbad verstickten Schnellarbeitsstahls in Abhängigkeit von der Verstickungstemperatur. (Verstickungszeit 30 min.)

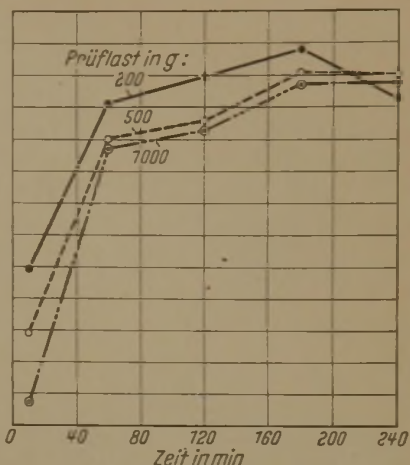
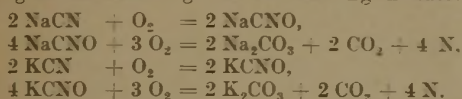
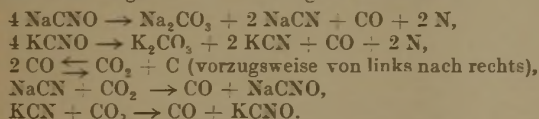


Bild 3. Höchsthärte eines im Zyanbad bei 565° verstickten Schnellarbeitsstahls in Abhängigkeit von der Verstickungszeit. (Verstickungstemperatur 565°)

Von Morrison und Gill wird ein Bad aus 60 % NaCN und 40 % KCN (45 % CN, 1,44 % CNO und mit insgesamt 1,9 % CO₂) empfohlen, das einer eutektischen Zusammensetzung mit ziemlich niedrigem Schmelzpunkt von etwa 502° nahekommt. Es wurde gefunden, daß die Verwendung eines bereits eine gewisse Zeit in Betrieb gewesen gealterten Bades mit etwa 21 % CN, 16 % CNO und 14 % CO₂ die besten Ergebnisse zeigt. Bei der Alterung finden etwa folgende Umsetzungen statt:



Bereits von einem Gehalt von 6 % CNO an ist eine gute Verstickung möglich. Bei der Verstickung des Stahles gehen bei rd. 560° etwa folgende Umsetzungen vorstatten:



Bei Verwendung gealterter Bäder werden zähe Verstickungsschichten erzielt, die sich durch einen gleichmäßigen und vor allen Dingen allmählichen Uebergang von der Verstickungszone zum unveränderten Kern auszeichnen. Bei Benutzung frisch angesetzter Bäder mit geringem Anteil an Zyanaten werden nach einer kurzen Behandlungszeit zwar auch annähernd die gleichen Verstickungstiefen und Härten erreicht, jedoch sind diese Verstickungszonen wegen einer fehlenden ausgeglichenden Diffusion nach dem Kern zu sehr scharf abgegrenzt und deshalb wenig zäh. Allerdings ist es möglich, bei Verwendung derartig frischer Bäder diesem Uebelstand durch eine etwas längere Verstickungszeit und damit bessere Diffusion zu begegnen. Wegen des größeren Zeitaufwandes ist dies jedoch kaum zu empfehlen, zumal da außerdem die Erreichung einer einwandfreien Verstickungsschicht unter diesen Voraussetzungen nicht immer sichergestellt ist.

Die Alterung eines frischen Bades, d. h. die Bildung von Kalium- und Natriumzyanat bis zu einem für eine einwandfreie Verstickung erforderlichen Gehalt geht zwischen 500 und 600° in mehreren Tagen vor sich. Durch Halten auf etwa 700° kann dieser Vorgang wesentlich beschleunigt werden; da sich jedoch die gebildeten zyan-sauren Salze bei höherer Temperatur leicht wieder zersetzen, ist diese Art der Alterung nicht zu empfehlen. Vielmehr ist es ratsam, die Alterung bei etwa 550° in mehreren Tagen vorzunehmen, bis die günstige Badzusammensetzung vorliegt. Eine Benutzung des Bades während dieser Zeit ist möglich, jedoch ist dann erforderlich, die behandelten Werkzeuge in dieser Zeit einer ganz besondern Prüfung zu unterziehen. Bei längerem Gebrauch des Bades bilden sich überschüssige Abbauerzeugnisse, in der Hauptsache Karbonate. Da diese Stoffe einen etwas höheren Schmelzpunkt haben als das eigentliche Bad, können sie leicht entfernt werden, indem sie von Zeit zu Zeit bei etwa 412° abgeschöpft werden. Durch Nachfüllen von frischem Salz in der Zusammensetzung Natriumzyanid: Kaliumzyanid = 70 : 30 wird hiernach das Bad wieder aufgefrischt.

Von Nachteil bei der Nitrierung ist die Anwesenheit von Nickel im Bad, das als Verunreinigung im Salz vorliegen kann oder bei Verwendung eines hochnickelhaltigen Tiegels oder nickelhaltigen Thermoelementschutzrohres in Erscheinung tritt. In solchen Fällen überziehen sich die zur Verstickung eingetauchten Werkzeuge galvanisch mit einem leichten Nickelfilm. An diesen Stellen liegt entsprechend der geringen Neigung des Nickels zum Stickstoff eine passivierte Zone vor, an der eine Verstickung ver- oder behindert wird. Ebenso von Nachteil auf den Verstickungsvorgang ist das Vorhandensein einer entkohlten Oberfläche bei dem zu verstickenden Werkstück. Die Verstickungsschicht wird dann sehr ungleichmäßig und spröde und bricht bei den geringsten mechanischen Beanspruchungen aus. Diese nachteilige Beeinflussung des Verstickungsvorganges durch die Anwesenheit von Nickel und das Vorhandensein entkohlter Randzonen ist auch bei der Verstickung mit Ammoniak bekannt.

Morrison und Gill²⁾ untersuchten an gehärtetem Schnellarbeitsstahl mit 0,70 % C, 0,33 % Si, 0,21 % Mn, 3,98 % Cr, 18,16 % W und 1,03 % V die günstigste Verstickungstemperatur und -zeit (Bild 2 und 3). Danach sind bei einer Temperatur von 550 bis 570° die härtesten Verstickungsschichten zu erzielen und Behandlungszeiten von 160 bis 180 min ausreichend. Die angegebenen Höchsthärten wurden durch Diamanteindruck nach einer dem Vickers-Verfahren ähnlichen Härteprüfung ermittelt und entsprechen größenordnungsmäßig auch den nach Vickers ermittelten Werten. Wegen der grundsätzlichen Schwierigkeit, die Härte von dünnen Verstickungsschichten zu erfassen, ist allerdings ein Vergleich der nach verschiedenen Verfahren ermittelten Härtewerte nur mit Vorsicht vorzunehmen, besonders bei Berücksichtigung des in Bild 2 und 3 erkennbaren Einflusses der Prüflast. Bild 4 zeigt als Beispiel das Randgefüge einer verstickten Probe.

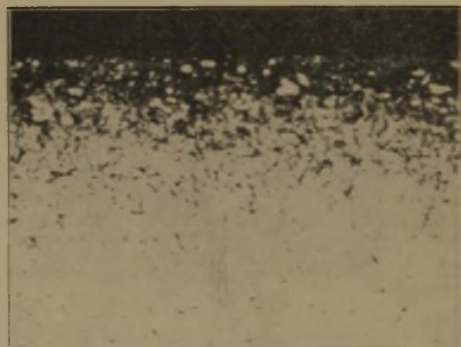


Bild 4. Randgefüge eines 30 min bei 565° im gealterten Zyanbad verstickten Schnellarbeitsstahls mit 4 % Cr, 18 % W und 1 % V. (Geätzt mit alkoholischer 4prozentiger Salpetersäurelösung; x 500.)

Den bisher vorliegenden Arbeiten über die Verstickung von Schnellarbeitsstahl in Zyanbädern ist zu entnehmen, daß es grundsätzlich möglich ist, die Werkstücke durch Verstickten zusätzlich zu härten. Besonders die Arbeit von Morrison und Gill enthält wertvolle Angaben über die zweckmäßige Durchführung des Verfahrens. Leider fehlen jedoch auch hier Hin-

weise auf die praktische Nutzenanwendung, vor allem über die durch die Verstückung zu erzielende Leistungssteigerung.

Es ergeben sich zwar sehr harte, aber auch nur sehr dünne Schichten. Wegen des hohen Anteils an Nitridbildnern tritt bereits frühzeitig eine Sättigung der Randzone ein, während eine weitere Diffusion zum Kern nur sehr langsam vor sich geht. Da diese Schichten wie alle Verstückungsschichten auch im günstigsten Falle nur beschränkte Zähigkeit haben, sind den praktischen Anwendungsmöglichkeiten des Verfahrens bei Schnellarbeitsstahl von vornherein Grenzen gesetzt. So wird eine Verwendung bei groben Schrupparbeiten wegen der auftretenden hohen Drücke kaum in Frage kommen und sich die Verwendung wohl ausschließlich auf jene Fälle beschränken, wo es weniger

auf die Zähigkeit des Werkzeuges als auf seinen Widerstand gegenüber reiner Verschleißbeanspruchung ankommt, also z. B. bei der Verwendung von Schlichtstählen, Gewindefräsen und ähnlichen Werkzeugen, wo ein sauberer Spanablauf erwünscht ist. Es liegt somit eine Parallele zu der Verbesserung des Schnellarbeitsstahles durch Hartverchromung vor, wo bekanntlich auch durch die Erhöhung der Oberflächenhärte und in diesem Falle auch gleichzeitigen Verbesserung der Oberflächenglätte günstigere Reibungsverhältnisse geschaffen werden. Bis zu einer endgültigen Bewertung der Verstückung des Schnellarbeitsstahles bedarf es noch weiterer Versuche, wobei die Anwendung des Verfahrens bei wolframarmen Schnellarbeitsstählen unter Berücksichtigung einzelner Legierungselemente besonders bemerkenswert sind.

Fitel-Friedrich Baerlecken.

Patentbericht.

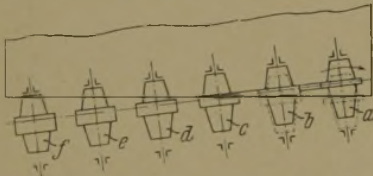
Deutsche Reichspatente.

Kl. 18 d, Gr. 1₃₀, Nr. 695 049, vom 1. Dezember 1931; ausgegeben am 14. August 1940. Dr. Vojtěch Jareš in Prag. Gut bearbeitbare unmagnetische Gegenstände, z. B. Kappenringe für Turbogeneratoren.

Die hierzu verwendete Mangan-Nickel-Stahllegierung enthält 0,2 bis 0,9 % C, 5 bis 15 % Mn, 4 bis 15 % Ni, 0,5 bis 7 % Cr, 0,5 bis 4,5 % Cu, Rest Eisen mit den üblichen Gehalten an Silizium, Phosphor und Schwefel.

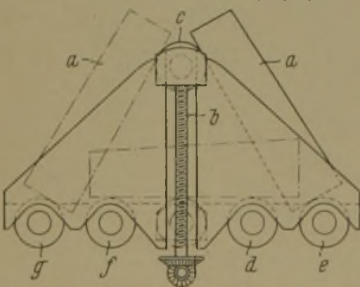
Kl. 7 a, Gr. 15, Nr. 695 205, vom 15. Juli 1937; ausgegeben am 20. August 1940. Deutsche Röhrenwerke, A.-G., in Düsseldorf. (Erfinder: Martin Roeckner und Jose Severin in Mülheim, Ruhr.) Rohrwalzwerk.

Um ein einwandfreies Einziehen der Hohlblöcke allein durch die Walzen zu gestatten, werden die Walzen zum Herstellen nahtloser Rohre durch Ausstrecken hauptsächlich in achsiger Richtung durch mehrere,



z. B. sechs Walzenpaare a, b, c, d, e, f mit außen und/oder innen angeordneten Walzen (oder Innendornen) so gelagert, daß sie zur Achse des Hohlblockes schräg stehen, sich auf der Außen- oder Innenfläche des Hohlblockes auf Schraubenlinien abwickeln und aufeinanderfolgend so kalibriert sind, daß jede folgende Walze die von der vorhergehenden Walze bereits bearbeitete Stelle des Hohlblockes weiterbearbeitet. Dabei werden die Walzen in ihrer Längsrichtung um einen solchen Betrag verschiebbar angeordnet, daß beim Einziehen des Hohlblockes die Wülste von mehreren, z. B. drei, hintereinander zur Einwirkung kommenden Walzen gleichzeitig vor dem Block liegen. Die Walzen sind entgegen der Wirkung von Federn oder Gegengewichten in Richtung ihrer Längsachse verschiebbar, und diese Verschiebbarkeit kann geregelt werden.

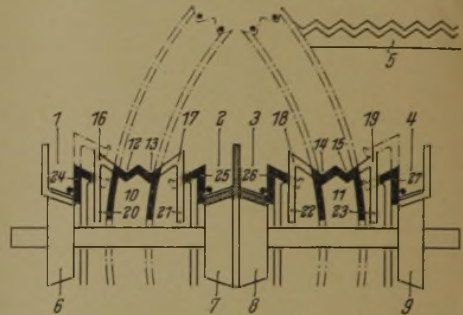
Kl. 7 a, Gr. 25, Nr. 695 206, vom 24. Oktober 1937; ausgegeben am 20. August 1940. Fried. Krupp A.-G. in Essen. (Erfinder: Dipl.-Ing. Kurt Rosenbaum in Rheinhausen.) Blockkipprichtung mit einer im Rollgang eingebauten und senkrecht heb- und senkbaren Blockauflage für Walzwerke.



Der am Kran hängende Block a wird vor oder hinter die in ihre oberste Stellung durch Spindeln b gebrachte Mittelrolle c mit einer Kante seines unteren Endes zwischen die zwei Rollen d, e oder f, rechts oder links der Mittelrolle gesetzt und durch Verfahren des Kranes umgelegt, bis sich der Block mit dem Kopf gegen die nach oben ausgefahrne Mittelrolle legt. Wird diese Rolle bis in ihre unterste Stellung gesenkt, so legt sich der Block auf den Rollgang, ohne daß dazu ein Kraftaufwand nötig ist. Außer der Mittelrolle c kann auch noch wenigstens eine der benachbarten seitlichen Rollen heb- und senkbar ausgebildet werden.

Kl. 7 a, Gr. 26₀₂, Nr. 695 207, vom 20. Februar 1938; ausgegeben am 20. August 1940. Schloemann A.-G. in Düsseldorf. (Erfinder: Otto Wischeropp in Düsseldorf.) Auflaufrollgang für Kühlbetten von Walzwerken.

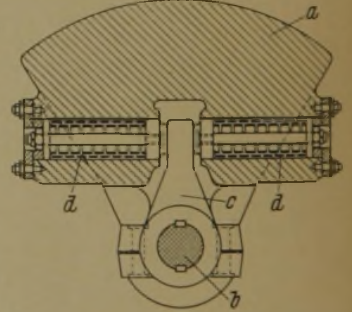
Die Auflaufrollgänge 1, 2, 3, 4 befinden sich unterhalb des Kühlbettes mit den Rechen 5. Die Rollen 6, 7, 8, 9 sind kegelförmig ausgebildet. Zwischen den Rinnenpaaren 1 und 2 sowie



3 und 4 befindet sich je ein Schieber 10 und 11. Diese sind kreisbogenförmig und in ebenso gestalteten Führungen untergebracht. Die Verhältnisse werden hierbei so gewählt, daß in der Hochstellung dieser Schieber die auf ihrer Oberfläche vorgesehenen Rasten 12, 13 und 14, 15 innerhalb des Bewegungsfeldes des bewegten Rechens liegen, und zwar in Abständen voneinander, die der Teilung des Kühlbettrechens angepaßt sind. Beiderseits der Schieber 10 und 11 schließen sich ihren Rasten feststehende Rutschroste 16, 17, 18 und 19 an, deren lotrechte Teile 20, 21, 22 und 23 Leitwände für die Zwischenschieber 24, 25 und 26, 27 bilden.

Kl. 7 a, Gr. 27₀₁, Nr. 695 264, vom 8. Mai 1937; ausgegeben am 21. August 1940. Demag A.-G. in Duisburg. (Erfinder: Franz Stellbrink in Duisburg.) Kurbelantrieb für Walzwerkshebetische.

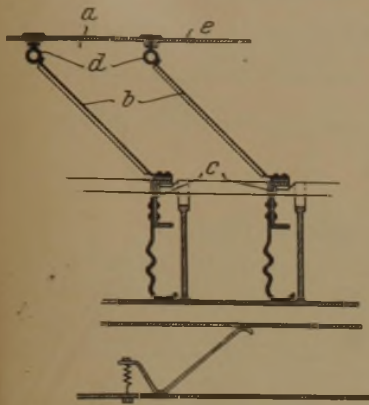
Um die Stoßkräfte eines Ausgleichsgewichtes für die Massen von Walzwerkshebetischen zu vermindern, wird das Gewicht a auf seiner in den Totlagen stillzusetzenden Kurbelwelle b in einer oder beiden Drehrichtungen entgegen einer Federwirkung nachgiebig angeordnet, in dem das lose drehbar auf der Welle gelagerte Gewicht mit einem auf der Welle fest aufgekeilten Mitnehmer c gegen in das Gewicht eingebaute Federn mit besonders starker Dämpfung, z. B. Ringfedern d, mitgenommen wird.



Kl. 42 k, Gr. 20₀₃, Nr. 695 360, vom 12. Februar 1933; ausgegeben am 23. August 1940. Amerikanische Priorität vom 12. Februar und 21. Juli 1932. Sperry Products, Inc., in Brooklyn, Newyork, V. St. A. Einrichtung zum Feststellen von Rissen in langgestreckten metallischen Körpern und von Unregelmäßigkeiten der Wandstärke dieser Körper.

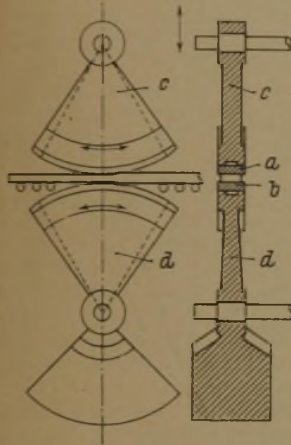
Risse und Unregelmäßigkeiten der Wandstärke in Rohren, Hohlwellen, Bleikabelmänteln usw. werden mit einem durch den Prüfling hindurchzuschiebenden gleichbleibenden elektrischen Strom und mit einer relativ zum Prüfling zu verschiebenden Kontaktvorrichtung festgestellt, die über einen Vakuumröhrenverstärker mit einem die infolge von Fehlstellen im Prüfling entstehenden Stromänderungen anzeigenden Meßgerät verbunden ist. Zwei mit dem Ausgang des Verstärkers verbundene Röhrenrelaisvorrichtungen sind derart ausgebildet, daß die eine nur auf kurzdauernde, für Risse kennzeichnende, und die andere auf langdauernde, für Unregelmäßigkeiten in der Wandstärke kennzeichnende Stromschwankungen anspricht.

Kl. 18 c, Gr. 8₀₀, Nr. 695 283, vom 20. August 1938; ausgegeben am 21. August 1940. Zusatz zum Patent 693 531 [vgl. Stahl u. Eisen 60 (1940) S. 1120]. Dipl.-Ing. Wilhelm Doderer in Essen. *Vorrichtung zum Abdichten der Ein- und Ausschleuskammern von Durchlauföfen mit Balkenherdförderung.*



Innerhalb der Schleusen-kammer a ist eine Reihe von hintereinander angeordneten, durch das Gut zu öffnenden, schwenkbaren Abschlußklappen b vorgesehen, deren unteres umgebogenes Ende in Ruhestellung abdichtend auf den Tragflächen der feststehenden Balkengruppe c aufliegen. Die Achsen d der Abschlußklappen werden nahe an den Decken e der Schleusen-kammern gegen diese durch nachgiebige Dichtungsmittel abgedichtet, die von außen betätigt werden und mit der Schleusen-kammerdecke in Verbindung stehen.

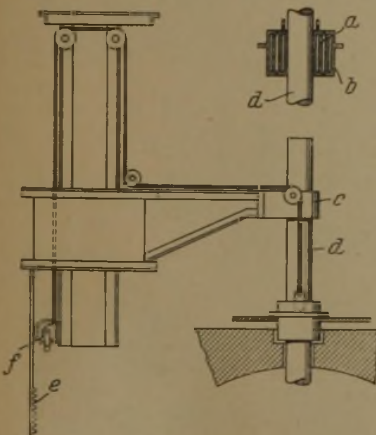
Kl. 7 a, Gr. 6, Nr. 695 327, vom 21. März 1936; ausgegeben am 22. August 1940. Dr. Wilhelm Stich in Andreashütte, Oberschlesien. *Verfahren zum Warmwalzen von Metallen, besonders von Edelstählen.*



Zum Verbessern der Güteeigenschaften werden beim Warmwalzen hohe spezifische Drücke, besonders bei den ersten Stichen eines Blockes, bei kleiner Querschnittsverminderung (Formänderung) durch Verwenden großer, gedrückter Längen, d. h. großer arbeitender Walzendurchmesser, angewendet. Hierzu dient ein Pendel- oder Segmentwalzwerk, bei dem die arbeitenden Kaliber gleichbleibend und die untere Walze mit einem unter dem Drehpunkt liegenden Schwerpunkt ausgebildet werden. Der arbeitende Halbmesser der Pendelsegmente ist größer als 1000 mm. Die kreisförmigen Kaliberteile a, b der Pendelkörper c, d werden mit einem Kühlmittel gekühlt, das zwischen die entfernbaren Kreisbögen und die diese tragenden Pendelkörper geleitet wird.

tende Halbmesser der Pendelsegmente ist größer als 1000 mm. Die kreisförmigen Kaliberteile a, b der Pendelkörper c, d werden mit einem Kühlmittel gekühlt, das zwischen die entfernbaren Kreisbögen und die diese tragenden Pendelkörper geleitet wird.

Kl. 21 h, Gr. 23, Nr. 695 343, vom 7. November 1933; ausgegeben am 22. August 1940. Siemens & Halske, A.-G., in Berlin-Siemensstadt. *Lichtbogenofen mit Elektrodenkühlmantel, der in zwei konzentrische, gegeneinander verschiebbare gekühlte Teile unterteilt ist.*

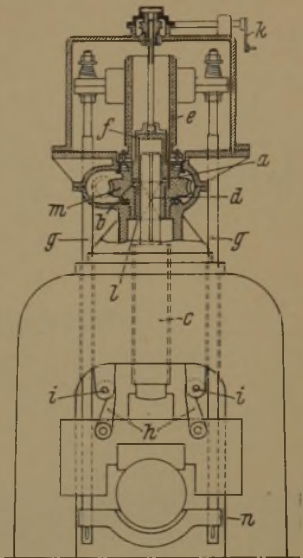


Die beiden in ihrer Ruhelage ineinandergeschobenen gekühlten Hohlzylinder a und b, die nicht am Ofen befestigt sind, sondern auf einer besonderen Abstützung ruhen, verbleiben beim Heben und Senken des Elektrodenträgers c und der mit diesem fest verbundenen Elektrode d so lange unabhängig von der Elektrodenebewegung in ihrer Ruhelage, bis die mit dem Elektrodenträger fest verbundene Zahnstange e mit dem Zahnrad f in Eingriff kommt, dessen Drehung den inneren Kühlmantel die Bewegung der Elektrode mitmachen läßt.

Kl. 7 a, Gr. 23, Nr. 695 431, vom 31. Januar 1934; ausgegeben am 24. August 1940. Demag, A.-G., in Duisburg. *An-*

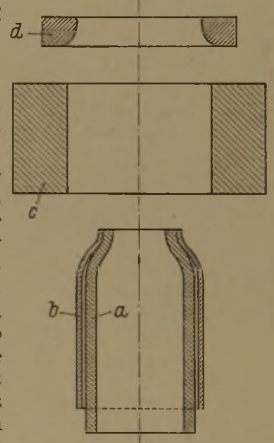
stellvorrichtung für die Oberwalze von Walzwerken.

Die Kupplung a, b für die Anstellspindel c besteht aus einer über das obere Ende d der Anstellspindel gestülpten und in der Hohlspindel e auf- und abwegbaren und mit dieser drehbaren Kupplungsmuffe f. Beim gewöhnlichen Heben und Senken der Oberwalze ist die Kupplung eingerückt, so daß gleichzeitig mit dem Hoch- oder Niedergehen der Zugstangen g die Spindel c hoch- oder niedergeschraubt wird. Zum Ausbauen der Oberwalze wird diese zunächst gehoben, dann werden die Haken h in die Oesen i eingehakt. Hierauf wird mit der Handkurbel k die Kupplungshälfte f angehoben, so daß die Drehbüchse l von der Schnecke m entkuppelt wird. Nunmehr können die unteren Lagerschalen n mit der hierin ruhenden Oberwalze so weit gesenkt werden, daß die Walzen ausgebaut werden können.



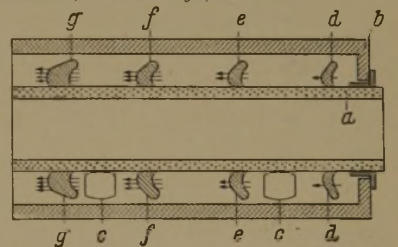
Kl. 7 b, Gr. 12, Nr. 695 503, vom 17. Juli 1938; ausgegeben am 26. August 1940. Deutsche Röhrenwerke, A.-G., in Düsseldorf. (Erfinder: Josef Wolff in Mülheim, Ruhr.) *Verfahren und Vorrichtung zur Herstellung von Mehr-lagenhohlkörpern.*

Sowohl das Kernrohr a als auch das aufzuschumpfende Rohr b werden am vorderen Ende etwas eingezogen; zwischen beiden bleibt ein Spielraum. Nachdem beide Rohre übereinandergesteckt worden sind, werden sie durch die ringförmige Heizvorrichtung c gezogen, in der das Rohr b sich sehr schnell erhitzt, während das Kernrohr a kaltgehalten wird. Hierauf wird durch den Ziehring d das Rohr b gleichmäßig auf seiner ganzen Länge im äußeren Durchmesser so weit vermindert, daß nur noch ein ganz geringer Spielraum zwischen den Rohren verbleibt, der dann beim Zusammenschrupfen des Rohres b beim Erkalten verschwindet, so daß das Rohr b ganz gleichmäßig auf seiner ganzen Länge auf dem Rohr a fest aufschumpft.



Kl. 31 c, Gr. 18₀₁, Nr. 695 559, vom 17. Januar 1939; ausgegeben am 28. August 1940. Deutsche Eisenwerke, A.-G., in Mülheim, Ruhr. (Erfinder: Albrecht von Frankenberg und Ludwigsdorf in Gelsenkirchen.) *Schleudergußmaschine.*

Zum Herstellen von Formstücken aus Metallen oder keramischen Massen läuft die porige Schleuderform a innerhalb des sie umgebenden Gehäuses b auf den Rollen c, wobei das Gehäuse die Form a an einem Ende abdichtend umschließt. Auf der Oberfläche der Form a sind Schaufeln, Flügel od. dgl. d, e, f, g angeordnet, die alle nach dem offenen Ende zu saugen; diese können auch so angebracht werden, daß sie nach beiden Enden der Form hin saugend wirken.



Kl. 48 b, Gr. 9, Nr. 695 685, vom 24. April 1932; ausgegeben am 30. August 1940. Hoesch A.-G. in Dortmund. (Erfinder: Dr.-Ing. Johann Kuschmann und Dr. phil. Wilhelm Bohnholtzer in Dortmund.) *Einrichtung zum Ueberziehen von Bändern, Blechstreifen und Drähten mit metallischem Aluminium.*

Das Rohr oder der Kanal, in dem das Ueberzugsgut im Wasserstoff- oder Kohlenwasserstoffstrom erhitzt wird, läuft an seinem Ende in eine Düse aus, die bis unter die Badoberfläche des schmelzflüssiges Aluminium enthaltenden Tauchbades führt.

Kl. 83 b, Gr. 8₀₄, Nr. 695 853, vom 3. Februar 1935; ausgegeben am 4. September 1940. Arthur Sprenger in Berlin-Karlshorst. Verfahren zur Herstellung hochwertiger Chrommagnesiasteine.

Um eine sehr lange Lebensdauer und große Beständigkeit gegen hohe Temperaturen, Schlackenangriffe usw. dieser Steine zu erreichen, werden die Ausgangsstoffe, Magnesit und Chromerz, in derartiger Körnungsabstimmung verwendet, daß in den oberhalb 0,3 mm Korngröße liegenden Anteilen beide Ausgangsstoffe vorzugsweise in praktisch gleicher Korngröße als Gemisch

vorliegen, unterhalb dieser Grenze Liegendes völlig fehlt oder in diesem, vorzugsweise in dem Feinstgut unterhalb 0,2 mm, eine Verschiebung des Durchschnittsgehaltes der Formmasse zugunsten des Chromits bewirkt wird.

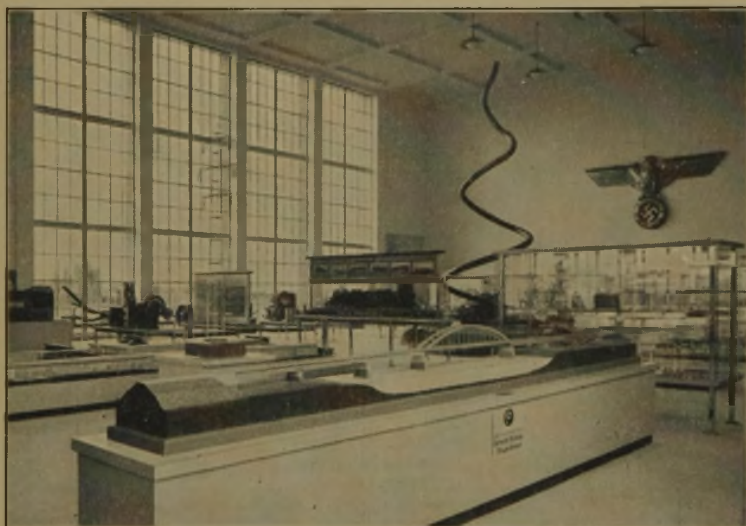
Kl. 48 b, Gr. 6, Nr. 696 063, vom 25. Juli 1937; ausgegeben am 10. September 1940. Ruhrstahl-A.-G. in Witten. (Erfinder: Dr.-Ing. Heinrich Pieper in Hattingen, Ruhr.) Verzinkungspflanne.

Die Pflanne besteht aus vergütetem unlegiertem Stahl.

Wirtschaftliche Rundschau.

Die deutsche Stahlindustrie auf der Belgrader Herbstmesse 1940.

Die Ausstellung der deutschen Stahlindustrie im Deutschen Pavillon auf der Belgrader Messe in diesem Herbst war durch eine besondere Vielseitigkeit ausgezeichnet, die in der Angliederung einer Sonderschau „Edelstahl“ und einer Ausstellung von Erzeugnissen der stahlverarbeitenden Industrie, besonders



von Landmaschinen, Werkzeugen, Schneidwaren, Waffen, Beschlägen, Haushaltmaschinen, Blechpackungen usw., zum Ausdruck kam.

In Anbetracht der Zeitverhältnisse hatte man von der Anfertigung besonderer Schaustücke zur architektonischen Ausgestaltung der Ausstellung abgesehen, vielmehr hierzu auf besonders geeignete Ausstellungsstücke zurückgegriffen, die bei den Werken vorhanden waren (Rohrschlange, Springbrunnen aus nichtrostendem Stahl, Bohrturm- und Leitungsmastmodell usw.). Mit diesen Mitteln ist es gelungen, eine auch in formaler Hinsicht lebendigegliederte und eindrucksvolle Schau zu schaffen. Auch der vor der Halle aufgelegte Rampaufbau in der eindrucksvollen Länge von 40 m und die reichhaltige Landmaschinenschau neben der Halle übten eine starke Anziehungskraft auf die Messebesucher aus. Die an den Wänden angebrachten Großphotos und Bildfriese gaben die notwendigen Erläuterungen zu den darunter oder davor ausgestellten Ausstellungsstücken, so daß deren Zweck und besondere Eigenart in einer auch für den Laien verständlichen Art herausgestellt wurde. Dem gleichen Zweck dienten die Darstellungen auf den frei stehenden Bildtafeln; jedoch waren diese in der Haupthalle farbig gehalten und trugen dadurch zur Belebung des Gesamtbildes in wohlthuender Weise bei. Durch zweckentsprechende Anordnung, straffe Betonung der Achsen und Schaffung packender Darschnitte war ferner dafür Sorge getragen, daß trotz dem umfangreichen Ausstellungsstoff nirgendwo der Eindruck der Ueberladung entstand und alle Ausstellungsstücke gut zur Geltung kamen.

In sieben Hauptgruppen wurde ein Ueberblick über alle Zweige der deutschen Stahlerzeugung und Stahlverarbeitung ge-

geben, von großen Stahlbauwerken und schweren Industrie-einrichtungen angefangen bis zum Taschenmesser und Mappenschloß.

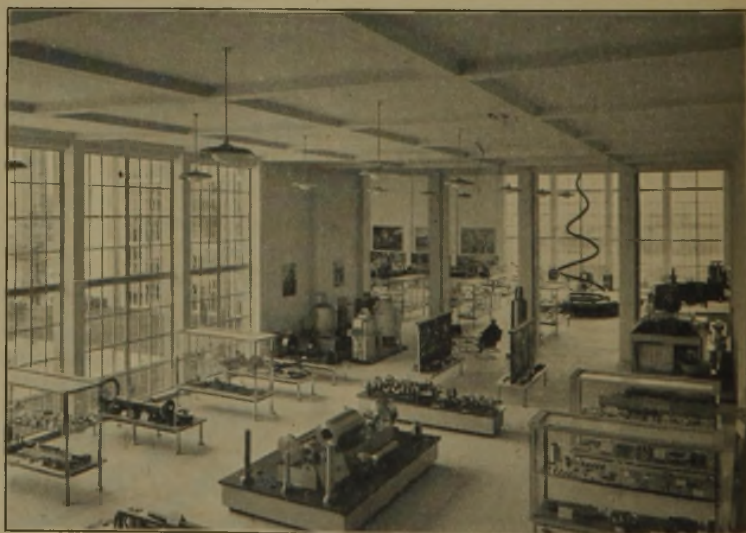
Die erste Gruppe umfaßte das Gebiet des Bergbaues und der Aufbereitung von Kohle, Erzen usw. Hier wurden in der Hauptsache für die Untertagearbeit Streckenausbaubögen und -ringe aus Sonderprofilen sowie Stahlgrubenstempel gezeigt, ferner für die Kohlegewinnung Preßluftwerkzeuge, Förderbänder und -rutschen, Förderseile und Förderwagen mit allem Zubehör. Auch waren neben Bildern ganzer Anlagen für Hartzerkleinerung, Aufbereitung, Klassierung und Sinterung verschiedene Hartzerkleinerungswerkzeuge, Brikettpreßstempel und Schwellungen aus kalthärtendem Manganstahl zu sehen, außerdem die schematische Darstellung des Krupp-Rennverfahrens für die Verhüttung eisensarmer Erze.

Die Abteilung Tiefbau enthielt Bauteile und Werkzeuge für den Wasserbau, Rohrleitungsbau, Erd- und Straßenbau, Eisenbahnbau und für Tiefbohrungen.

In der Abteilung Industriebau, Hoch- und Brückenbau gab eine Reihe von Großphotos und Modellen einen Einblick in die Leistungsfähigkeit des deutschen Stahlbaues.

Auch für die Gebiete des Fahrzeug-, Maschinen- und Apparatebaues, der Landwirtschaft und der Eisen-, Stahl- und Blechwarenindustrie lieferte die Messe überzeugende Beweise für den hohen Stand der deutschen Stahlindustrie.

Schließlich war noch dem Edelstahl eine Sonderschau vorbehalten. Durch praktische Vorführung wurden das Härten, Zerspanen und Schweißen vorgeführt. Außerdem kamen in Glasschränken und auf Tischen in beachtlicher Auswahl eindrucksvolle Stücke der einzelnen Edelstahlgebiete: Schnell-



stähle, Hartmetalle, Werkzeugstähle — Baustähle — Sonderstähle — Edelschweißröhre — zur Vorführung.

Mit dem Erfolg der Messe können die deutschen Aussteller recht zufrieden sein. Der Besuch war mit 170 000 zahlenden Besuchern um rd. ein Drittel höher als im Vorjahre.

Erträge von Hüttenwerken und Maschinenfabriken im Geschäftsjahr 1939 und 1939/40.

| Gesellschaft | Aktienkapital a) = Stamm-, b) = Vorzugsaktien | Rohgewinn | Allgemeine Unkosten, Abschreibungen usw. | Reingewinn einschl. Vortrag | Gewinnverteilung | | | | | Vortrag |
|---|---|-------------|--|--------------------------------|------------------|--|--|--------------------------|----------------------|-----------|
| | | | | | Rücklagen | Stiftungen, Ruhegehaltskasse, Unterstützungsbestand, Beihilfen | Gewinnanteile an Ausschüß, Vorstand usw. | Gewinnausteil | | |
| | | | | | | | | a) auf Stammaktien | b) auf Vorzugsaktien | |
| RM | RM | RM | RM | RM | RM | RM | RM | % | RM | |
| Bergbau-Aktiengesellschaft Lothringen, Bochum (1. 1. 1939 bis 31. 12. 1939) | 20 800 000 | 45 344 099 | 44 303 046 | 1 041 053 | 1)130 000 | — | — | 2)888 890 | 4 | 22 163 |
| Deutsche Waffen- und Munitionsfabriken, Aktiengesellschaft, Berlin (1. 1. bis 31. 12. 1939) | 17 500 000 | 47 989 890 | 46 718 950 | 1 270 940 | — | — | 57 770 | 3)1 213 170 | 7 | — |
| Düsseldorfer Eisenhüttengesellschaft, Ratingen (1. 1. 1939 bis 31. 12. 1939) | 1 540 000 | 2 138 982 | 2 035 195 | 103 787 | — | — | 3 850 | 92 400 | 6 | 7 537 |
| Eisenhüttenwerk Thale, Aktiengesellschaft, Thale am Harz (1. 1. 1939 bis 31. 12. 1939). — Vgl. Stahl u. Eisen 60 (1940) S. 646 | 8 333 300 | 14 156 000 | 13 656 002 | 499 998 | — | — | — | 499 998 | 6 | — |
| Eisen- und Hüttenwerke, Aktiengesellschaft, Bochum (1. 1. 1939 bis 31. 12. 1939). Vgl. Stahl u. Eisen 60 (1940) S. 616 | 10 000 000 | 14 755 315 | 13 770 770 | 984 545 | 300 000 | — | 84 545 | 600 000 | 6 | — |
| Bachweiler Bergwerks-Verein, Kohlscheid (1. 7. 1939 bis 30. 6. 1940) | 22 800 000 | 61 363 604 | 61 176 720 | 186 984 | — | — | — | 4)186 984 | 14 | — |
| Emuco, Aktiengesellschaft für Maschinenbau, Leverkusens-Schlebusch (1. 1. bis 31. 12. 1939) | 1 500 000 | 3 025 623 | 2 736 056 | 289 567 | — | — | — | — | — | 289 567 |
| Gatehoffnungshütte, Aktienverein für Bergbau und Hüttenbetrieb zu Nürnberg (1. 7. 1939 bis 30. 6. 1940). — Vgl. Stahl u. Eisen 60 (1940) S. 1040/41 | 80 000 000 | 12 617 283 | 5 845 138 | 6 772 145 | — | — | — | 4 800 000 | 6 | 1 972 145 |
| Gatehoffnungshütte Oberhausen, Aktiengesellschaft, Oberhausen (1. 7. 1939 bis 30. 6. 1940) — Vgl. Stahl u. Eisen 60 (1940) S. 1040/41 | 60 000 000 | 149 828 317 | 146 300 736 | 3 527 581 | — | — | — | — | — | — |
| Hartung-Jachmann Aktiengesellschaft, Berlin (1. 4. 1939 bis 31. 3. 1940) | 2 000 000 | 3 943 993 | 3 942 101 | 1 892 | 1 892 | — | — | — | — | — |
| Hochofenwerk Lübeck, Aktiengesellschaft, Lübeck-Herrenwyk (1. 7. 1939 bis 30. 6. 1940) Vgl. Stahl u. Eisen 60 (1940) S. 1195 | 16 000 000 | 13 398 715 | 13 335 810 | 62 905 | — | — | — | — | — | 62 905 |
| Hoesch Aktiengesellschaft, Dortmund (1. 7. 1939 bis 30. 6. 1940). — Vgl. Stahl u. Eisen 60 (1940) S. 1122/23 | 101 800 000 | 159 374 345 | 153 266 345 | 6 108 000 | — | — | — | 6 108 000 | — | — |
| Klöckner-Werke, Aktiengesellschaft, Duisburg (1. 7. 1939 bis 30. 6. 1940). — Vgl. Stahl u. Eisen 60 (1940) S. 1041/42 | 105 000 000 | 166 289 459 | 159 963 737 | 6 325 722 | — | — | — | 6 300 000 5)25 722 | 6 6 6 | — |
| Kölsch-Pölzer-Werke, Aktiengesellschaft, Siegen (1. 7. 1939 bis 30. 6. 1940) | 3 189 300 | 3 514 310 | 3 130 594 | 383 716 | 50 000 | 45 000 | 26 381 | 223 251 | 7 | 39 084 |
| Maschinenfabrik Augsburg-Nürnberg, A.-G., Augsburg (1. 7. 1939 bis 30. 6. 1940) | 30 000 000 | 92 912 406 | 90 264 571 | 2 647 835 | — | — | — | 6)2 000 000 | — | 647 835 |
| Neunkircher Eisenwerk, Aktiengesellschaft, vormals Gebr. Stumm, Neunkirchen (Saar) (1. 1. 1939 bis 31. 12. 1939) | 40 000 000 | 39 916 903 | 39 047 727 | 869 176 | 869 176 | — | — | — | — | — |
| Norddeutsche Hütte, Aktiengesellschaft, Bremer-Oslebshausen (1. 1. 1939 bis 31. 12. 1939) | 4 500 000 | 6 890 500 | 6 752 576 | 137 924 | — | — | — | — | — | 137 924 |
| J. Pohlig, Aktiengesellschaft, Köln-Zollstock (1. 7. 1939 bis 31. 12. 1939) | 3 000 000 | 3 141 875 | 3 095 497 | 46 378 | — | — | — | — | — | 46 378 |
| Preß- und Walzwerk Aktiengesellschaft, Düsseldorf-Reisholz (1. 1. bis 31. 12. 1939) | 5 690 000 | 19 865 556 | 19 227 127 | 638 429 | — | — | — | 455 200 | 8 | 183 229 |
| Rheinische Stahlwerke, Essen (1. 4. 1939 bis 31. 3. 1940) | 150 000 000 | 83 168 930 | 72 291 174 | 10 877 756 | — | — | 171 600 | 3)10 010 000 | 7 | 696 156 |
| Rheinmetall-Borsig, Aktiengesellschaft, Düsseldorf (1. 1. 1939 bis 31. 12. 1939). — Vgl. Stahl u. Eisen 60 (1940) S. 963 | 50 000 000 | 201 829 358 | 198 329 358 | 3 500 000 | — | — | — | 3 500 000 | 7 | — |
| Sächsische Gußstahl-Werke Döhlen, Aktiengesellschaft, Freital (1. 7. 1939 bis 30. 6. 1940) | 6 000 000 | 21 691 599 | 21 331 599 | 360 000 | — | — | — | 360 000 | 6 | — |
| Sobenck und Liebe-Harkort, Aktiengesellschaft, Düsseldorf (1. 1. bis 31. 12. 1939) | 1 500 000 | 2 285 548 | 2 243 717 | 41 831 | 5 000 | — | — | — | — | 36 831 |
| Schiess Aktiengesellschaft, Düsseldorf (1. 1. bis 31. 12. 1939) | 8 000 000 | 15 298 531 | 14 633 402 | 665 129 | — | — | — | 640 000 | — | 25 129 |
| Schoeller-Bleckmann Stahlwerke, A.-G., Wien (1. 11. 1938 bis 31. 12. 1939) | a)13 600 000 b) 2 400 000 | 23 676 053 | 22 950 523 | 725 530 | — | — | 40 000 | a) 544 000 b) 120 000 | 4 5 | 21 530 |
| Stahlwerk Mannheim, A.-G., Mannheim-Rheinau (1. 1. 1939 bis 31. 12. 1939) | 1 100 000 | 2 296 016 | 2 221 016 | 75 000 | 5 844 | — | 6 000 | 3)63 156 | 6 | — |
| Stahlwerke Röchling-Buderus, A.-G., Wetzlar (1. 1. 1939 bis 31. 12. 1939) | 3 000 000 | 15 551 430 | 14 982 687 | 568 743 | — | — | — | — | — | 568 743 |
| Veitscher Magnesitwerke-Aktien-Gesellschaft, Wien (1. 1. bis 31. 12. 1939) | 12 000 000 | 6 853 088 | 6 133 088 | 720 000 | — | — | — | 720 000 | 6 | — |
| Westfalen Dinnendahl Gröppel, Aktiengesellschaft, Bochum (1. 1. 1939 bis 31. 12. 1939) | 3 300 000 | 8 650 450 | 8 322 808 | 327 642 | — | — | 18 807 | 297 000 | 9 | 11 835 |
| Westfälische Drahtindustrie, Hamm (1. 7. 1939 bis 30. 6. 1940) | a) 6 667 000 b) 1 000 000 | 8 865 197 | 8 123 197 | 742 000 | — | 225 000 | — | a) 400 020 b) 40 000 | 6 4 | 76 980 |
| Schweizer Franken | | | | | | | | | | |
| Aktiengesellschaft Brown, Boveri & Cie., Baden (1. 4. 1939 bis 31. 3. 1940) | 30 000 000 | 9 730 907 | 6 282 278 | 3 448 629 | 500 000 | 250 000 | 129 027 | 1 500 000 | 5 | 1 069 602 |
| Kronen | | | | | | | | | | |
| Berg- und Hüttenwerks-Gesellschaft, Prag (1. 1. bis 31. 12. 1939) | 375 000 000 | 93 015 555 | 76 410 915 | 16 604 640 | — | 750 000 | — | 15 000 000 | 4 | 854 640 |
| Dinar | | | | | | | | | | |
| Krainische Industrie-Gesellschaft, Ljubljana (1. 1. 1939 bis 31. 12. 1939) | 90 000 000 | 124 075 839 | 106 620 012 | 17 455 827 | 5 345 954 | — | 360 000 | 9 000 000 | 10 | 749 873 |
| Kronen | | | | | | | | | | |
| Magnesit-Industrie-A.-G., Bratislava (1. 1. 1939 bis 31. 12. 1939) | 10 350 000 | 9 774 026 | 2 881 633 | 6 892 493 | — | — | 658 840 | 5 175 000 | 50 | 1 058 653 |
| Pengö | | | | | | | | | | |
| Rimamurány-Sárga-Tarjánér Eisenwerks-Aktien-Gesellschaft, Budapest (1. 7. 1939 bis 30. 6. 1940) | 19 344 000 | 92 733 747 | 90 051 817 | 2 681 929 | 102 383 | 250 000 | 204 766 | 1 834 400 | 10 | 190 380 |

1) Zur Tilgung von Genußscheinen. — 2) Davon 4 % Dividende auf 1 422 250 RM Genußscheine = 56 890 RM und 4 % Dividende auf 20 800 000 RM Aktien = 832 000 RM. — 3) Auf die dividendenberechtigten Stammaktien. — 4) Nur für die nicht im Besitz der Ver. Hüttenwerke Burbach-Eich-Düdelingen befindlichen Aktien. — 5) An die ausstehenden Aktionäre der Klöckner-Humboldt-Deutz-A.G. — 6) 8 % auf 20 Mill. RM alte und 4 % auf 10 Mill. RM neue Aktien.

Beschränkung der Herstellung von Röhren aus Stahl oder dessen Legierungen. — Die Geltungsdauer der zweiten Anordnung über Beschränkung der Herstellung von Röhren aus Stahl oder dessen Legierungen vom 24. Dezember 1936¹⁾ in der Fassung der Dritten Anordnung vom 23. Dezember 1938 (Reichsanzeiger Nr. 301 vom 27. Dezember 1938) ist durch Anordnung des Reichswirtschaftsministers bis zum 31. Dezember 1942²⁾ verlängert worden.

Erhöhung der französischen Eisenpreise. — Das „Journal Officiel“ vom 6. Dezember 1940 gibt eine Verordnung bekannt, die mit Rücksicht auf die erhöhten Selbstkosten der Werke neue Eisen- und Stahlpreise in Frankreich festsetzt. Die bisher gültigen Preise werden durchschnittlich um 33 1/3 % und mehr erhöht. Da bereits in den ersten Kriegsmontaten verschiedentlich die Eisenpreise heraufgesetzt worden waren, liegen die neuen Grundpreise ganz beträchtlich, und zwar um 50 bis 60 %, über dem Stande vom August 1939. Sie verstehen sich einschließlich der Umsatz- und Erzeugungsabgabe. Die Aufpreise für Sonderabmessungen werden um 20 % erhöht. Die Jahresmengen-Rückvergütungen bei Lieferungen von Trägern, handelsüblichem Walzzeug, Bandstahl und Blechen an Verbraucher und Händler, wie sie vom „Comptoir Sidérurgique de France“ festgelegt wurden, behalten Gültigkeit.

Preisabschläge als Vergütung werden verschiedenen reinen Walzwerken und sonstigen Weiterverarbeitern gewährt.

Nach dem „Deutschen Montandienst“ vom 18. Dezember 1940 lauten die neuen Grundpreise je t wie folgt:

| | | | |
|-----------------------------------|---------|--------------------------------|---------|
| Vorblöcke | 1556 Fr | Mittelbleche | 2656 Fr |
| Brammen | 1573 Fr | Feinbleche | 3125 Fr |
| Knüppel | 1663 Fr | Universalstahl | 2380 Fr |
| Platinen | 1717 Fr | Schmalspurnmaterial | 1943 Fr |
| Träger | 2025 Fr | Walzdraht | 2415 Fr |
| Stabstahl | 2034 Fr | Federstahl | 3218 Fr |
| Sonderformstahl | 2400 Fr | Rundlinge für Röhren | 2965 Fr |
| Warmgewalzter Bandstahl | 2332 Fr | Eisenbahnschienen und | |
| Röhrenstreifen | 2300 Fr | Zubehör | 2591 Fr |
| Grobbleche | 2656 Fr | Schwellen | 2254 Fr |

Für phosphorreiches Roheisen PL 3 beträgt der neue Grundpreis abzüglich aller Steuern 1065 Fr. Die Preise für Hämatitroheisen für die Stahlerzeugung lauten auf 1250 Fr und für die Gießereien ebenfalls auf 1250 Fr, während für Spiegeleisen

¹⁾ Vgl. Stahl u. Eisen 57 (1937) S. 24.

²⁾ Reichsanzeiger Nr. 296 vom 17. Dezember 1940.

ein Preis von 1580 Fr festgesetzt wurde, alles frei Werk einschließlich Umsatz- und Erzeugungsabgabe.

Transformatorbleche kosten 5849 Fr, Dynamo-bleche 4407 bis 4712 Fr.

Hochofenwerk Lübeck Aktiengesellschaft, Lübeck-Herrenwyk. — Im Geschäftsjahr 1939/40 ging die Ueberleitung der Betriebe auf die Kriegswirtschaft trotz Mangel an Arbeitskräften in geordneten Bahnen vor sich. Die mit dem Krieg zusammenhängenden Umstände bestimmten den weiteren Betriebsgang. Als Küstenwerk wurden die Werke im letzten harten Winter durch eine fast ununterbrochene Frostzeit von vier Monaten, die sich auf die Rohstoffanfuhr und Verladung der Erzeugnisse ungünstig auswirkte, besonders getroffen. Infolgedessen ergaben sich für die Werke so schwierige Verhältnisse, daß das Ergebnis des abgelaufenen Geschäftsjahres empfindlich beeinflusst wurde. Auch unabwendbare Selbstkostensteigerungen — Erhöhung der Rohstoffpreise und Seefrachten — minderten den Jahresertrag. Trotz allen Schwierigkeiten war es möglich, sämtliche Betriebsabteilungen in Gang zu halten und die gestellten Aufgaben im wesentlichen zu erfüllen.

Alle Einrichtungen, welche der Fürsorge für die Gefolgschaft und der Heranbildung eines geeigneten Nachwuchses dienen, wurden weiterhin tatkräftig gefördert; nach wie vor geschah dies besonders auch auf dem Gebiete des Siedlungswesens.

Im Zusammenhang mit dem seit längerer Zeit in Ausführung befindlichen Ausbau der Werksanlagen wurde im Januar 1940 eine langfristige Anleihe in Höhe von 3 000 000 *RM* aufgenommen. Der vorgesehene Ausbau konnte bis jetzt nur zum Teil durchgeführt werden.

Im Berichtsjahr erwarb die Gesellschaft gemeinsam mit den Mitteldeutschen Stahlwerken, A.-G., eine Anzahl freigewordener Aktien der Sächsischen Gußstahlwerke Döhlen, A.-G., die zu den ältesten größeren Roheisenabnehmern des Berichtsjahres zählen; die Beteiligung wurde inzwischen wieder an die Mitteldeutschen Stahlwerke mit gutem Nutzen verkauft. Durch eine besondere Abmachung ist die Geschäftsverbindung mit den Sächsischen Gußstahlwerken Döhlen jedoch weiter gesichert.

Die Gewinn- und Verlustrechnung weist einen Rohgewinn von 13 398 715 *RM* aus. Nach Abzug von 7 137 327 *RM* Löhnen und Gehältern, 501 694 *RM* gesetzlichen und 562 860 *RM* freiwilligen sozialen Aufwendungen, 2 776 112 *RM* Abschreibungen, 1 813 130 *RM* Steuern, 421 634 *RM* Zinsen sowie 123 053 *RM* sonstigen Ausgaben verbleibt ein Reingewinn von 62 905 *RM*, der auf neue Rechnung vorgetragen wird.

Vereins-Nachrichten.

Verein Deutscher Eisenhüttenleute.

Änderungen in der Mitgliederliste.

| | |
|---|--|
| <i>Ausel, Werner</i> , Dipl.-Ing., Röchling'sche Eisen- u. Stahlwerke G. m. b. H., Völklingen (Saar); Wohnung: Gatterstr. 52. 40 001 | |
| <i>Barthe, Hans</i> , Leiter der Verbindungsstelle Kattowitz der Stahlwerks-Verband A.-G., Kattowitz (Oberschles.), Schenkendorfstr. 14; Wohnung: Sedanstr. 10. 28 010 | |
| <i>Bernhardt, Horst</i> , Ing., Gebr. Böhler & Co. A.-G., Wien 1, Elisabethstr. 12. 35 036 | |
| <i>Döpp, Otto</i> , Dipl.-Ing., Stahlwerkschef, Dortmund-Hoerder Hüttenverein A.-G., Werk Hörde, Dortmund-Hörde; Wohnung: Tullstr. 6. 20 034 | |
| <i>Falkenhahn, Hugo</i> , Hüttdirektor a. D., Murnau (Oberbayern), Maria-Antonien-Weg 74. 99 006 | |
| <i>Heckel, Ernst</i> , Dr.-Ing. E. h., Kommerzienrat, Vorsitzender des Aufsichtsrates der Fa. Georg Heckel G. m. b. H., Drahtseilfabrik, und Mitglied des Beirates der Ges. für Förderanlagen Ernst Heckel m. b. H., Saarbrücken; Wohnung: Saarbrücken 3, Bismarckstr. 47. 02 017 | |
| <i>Hoeller, Peter</i> , Dipl.-Kaufm., Direktor, Vorstandsmitglied der Buderus'schen Eisenwerke, Wetzlar; Wohnung: Otto-v.-Zengen-Str. 39. 31 034 | |
| <i>Knickenberg, Hermann</i> , Ingenieur, Betriebsdirektor u. stellv. Betriebsführer, Westdeutsche Steinzug-, Chamotte- u. Dinawerke G. m. b. H., Euskirchen; Wohnung: Keltentring 18. 19 056 | |

| | |
|--|--|
| <i>König, Walter</i> , Dipl.-Ing., Direktor, Steirische Magnesit-Industrie A.-G., Leoben-Leitendorf (Steiermark). 24 047 | |
| <i>Malzacher, Hans</i> , Dr. mont., Dr. techn., Berggrat h. c., Doz., Generaldirektor, Alpine Montan-A.-G., „Hermann Göring“ Linz, Wien I, Friedrichstr. 4. 28 111 | |
| <i>Rennenberg, August</i> , Betriebsdirektor, De Wendel'sche Hüttenwerke, Hayingen (Lothringen); Wohnung: Bahnhofstr. 21 a. 37 351 | |
| <i>Rollett, Richard</i> , Dipl.-Ing., Oberingenieur, Röchlingstahl G. m. b. H., Völklingen (Saar); Wohnung: Hofstattstr. 130. 30 131 | |
| <i>Safenscheidt, Gustav</i> , Direktor i. R., Dortmund-Reichsmark, Am Ossenbrink 201. 13 097 | |
| <i>Schlemper, Walter</i> , Dr. phil., Betriebschef, Röchling'sche Eisen- u. Stahlwerke G. m. b. H., Völklingen (Saar); Wohnung: Richardstr. 8. 22 164 | |
| <i>Schmalenbach, Ernst</i> , Dipl.-Ing., Betriebsassistent, Stahlwerke Röchling-Buderus A.-G., Stahlwerk, Wetzlar; Wohnung: Kirchstr. 24. 40 144 | |

Gestorben:

| | |
|---|--|
| <i>Jesse, Hugo</i> , Ingenieur, Frankfurt (Main). * 27. 3. 1879, † 20. 11. 1940. 20 055 | |
| <i>Krome, Heinrich</i> , Betriebschef, Wehbach (Sieg). * 25. 8. 1886, † 26. 11. 1940. 17 048 | |
| <i>Schneur, Laurenz</i> , Bergassessor, Bergwerksdirektor i. R., Aachen. * 6. 2. 1866, † 14. 12. 1940. 98 033 | |

Das Inhaltsverzeichnis zum 2. Halbjahrsbande 1940 wird einem der Januarhefte beigegeben werden.