

STAHL UND EISEN

ZEITSCHRIFT FÜR DAS DEUTSCHE EISENHÜTTENWESEN

Herausgegeben vom Verein deutscher Eisenhüttenleute

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

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

HEFT 38

19. SEPTEMBER 1935

55. JAHRGANG

Versuche mit wolframarmem Molybdän-Schnellarbeitsstahl.

[Bericht Nr. 322 des Werkstoffausschusses des Vereins deutscher Eisenhüttenleute¹⁾.]

(Versuche über die Verschmiedung, Wärmebehandlung und Leistungsfähigkeit des Stahles mit 8% Mo, 2% W, 4% Cr und 1% V beim Bohren und Drehen im Vergleich zum Stahl mit 18% W, 4% Cr und 1% V.)

1.) Bericht von Hermann Pohl in Berlin.

Die Frage des Tausches von Wolfram gegen Molybdän im Schnellarbeitsstahl hat die Stahlhersteller seit langen Jahren beschäftigt und ist in der letzten Zeit besonders wieder in den Vereinigten Staaten von Amerika aufgegriffen worden. Das hat vor allem seinen Grund darin, daß die Vereinigten Staaten an Wolframervorkommen arm sind — selbst im Kriege 1914 bis 1918 konnten sie nicht mehr als 25% ihres Wolframbedarfes aus heimischen Erzen decken²⁾ —, andererseits an Molybdän Ueberfluß haben. 85% des Weltbedarfes stammen aus nordamerikanischen Rohstoffen. Hinzu kommt noch, daß die zunehmende Verwendung des Molybdäns als Legierungsmetall zu einer besonderen Steigerung der Molybdänherzförderung geführt hat, mit der eine Herabsetzung des Preises für Molybdänherz und damit auch für Ferromolybdän einherging. Auf der anderen Seite unterliegt der Wolframherzmarkt stärksten Schwankungen, die völlig unberechenbar sind.

Die Erschmelzung von Molybdän-Schnelldrehstählen, für die nach den Untersuchungen von J. V. Emmons³⁾ ein Gehalt von 8% Mo, 2% W, 4% Cr und 1% V am besten ist, bietet gegenüber den üblichen Wolframstählen keine zusätzlichen Schwierigkeiten. Dagegen erfordert die Verarbeitung der Blöcke bis zum fertigen Werkzeug eine genaue Einhaltung sämtlicher in Betracht kommenden Temperaturen und einen sorgfältigen Schutz vor Oxydation, um die Weichhäutigkeit zu vermeiden. Beim Schmieden und Walzen verhält sich dieser molybdänlegierte Stahl

genau so wie der Stahl mit 18% W, 4% Cr und 1% V. Die Anwendung des Schneidwerkzeuges selbst erfolgt in genau gleicher Weise wie beim üblichen Wolframstahl. Lediglich bei der Anfertigung frischer Schneiden bei Drehmeißeln und bei der Nachhärtung ist wiederum die Oberfläche des Werkzeuges vor Oxydation und der dadurch bedingten Entkohlung und etwaigen Molybdänverflüchtigung zu schützen. Dies geschieht durch Aufstreuen von

Zahlentafel 1. Ergebnisse der Bohrversuche mit Wolfram- und Molybdänstahl.

Stahl	Bohrerdurchmesser mm	Schnittgeschwindigkeit m/min	Vorschub mm/U	Anzahl der gebohrten Löcher	Gesamte Bohrtiefe je Anschliff mm
Mo	9,5	45,0 + 50,0 ¹⁾	0,15	50 + 50 + 29,5 ¹⁾	2590
W					
Mo	11,1	45,0 + 50,0	0,15	50 + 50 + 41,5	2830
W					
Mo	12,3	45,0	0,15	12,5	625
W					
Mo	13,5	40,0 + 45,0	0,23	100 + 3,5	5175
W					
Mo	16,6	40	0,30	64,5	3225
W					
Mo	18,2	40	0,38	17,5	875
W					
Mo	9,5	20,0 + 22,0	0,10	50 + 16,5	1330
Mo					
W					
Mo	11,1	20,0 + 22,0	0,15	45,5	910
Mo					
W					
Mo	12,3	20,0 + 22,0	0,15	50 + 4,5	1090
Mo					
W					
Mo	13,5	20,0 + 22,0	0,15	50 + 14,5	1290
Mo					
W					
Mo	13,5	20,0	0,15	46,5	2325
Mo					
W					
Mo	13,5	20,0 + 22,0	0,15	50 + 5,5	2775
Mo					
W					
Mo	13,5	20,0	0,15	12,5	625
Mo					
W					
Mo	16,6	20,0 + 22,0 + 24,0	0,15	30,5	1525
Mo					
W					
Mo	16,6	20,0	0,15	50 + 10 + 1	3050
Mo					
W					
Mo	18,2	20,0	0,18	25,5	1275
Mo					
W					
Mo	18,2	20,0 + 22,0	0,18	39,5	1975
Mo					
W					
Mo	18,0	20,0 + 24,0	0,18	17,5	875
Mo					
W					
Mo	18,0	20,0 + 22,0	0,18	50 + 10 + 0,5	3025
Mo					
W					
Mo	18,0	20,0 + 24,0	0,18	50 + 10 + 1	3050
Mo					
W					
Mo	18,0	20,0 + 24,0	0,18	50 + 10 + 2	3100
Mo					
W					

¹⁾ Nach Bohren von 50 Löchern mit der ersten Schnittgeschwindigkeit wurde diese erhöht und, falls nach Bohren von 50 weiteren Löchern der Bohrer noch nicht abgestumpft war, nochmals.

¹⁾ Erstattet in der Sitzung des Unterausschusses für Bearbeitbarkeitsfragen am 17. Juli 1935. — Sonderabdrucke sind vom Verlag Stahleisen m. b. H., Düsseldorf, Postschließfach 664, zu beziehen.

²⁾ Vgl. Steel 96 (1935) Nr. 4, S. 31.

³⁾ Trans. Amer. Soc. Steel Treat. 21 (1933) S. 193/232; Iron Age 134 (1934) Nr. 23, S. 32; amer. Pat. Nr. 1 937 334 (1934).

Zahlentafel 2. Ergebnisse der Drehversuche mit Wolfram-, Molybdän-Wolfram- und Molybdän-Schnellarbeitsstahl.

Stahl	Chemische Zusammensetzung					1. Versuchsreihe 1)			2. Versuchsreihe 1)			3. Versuchsreihe 1)		
	C %	Cr %	W %	Mo %	V %	Abschrecktemperatur °C	Rockwell-C-Härte	Standzeit min	Abschrecktemperatur °C	Rockwell-C-Härte	Standzeit min	Abschrecktemperatur °C	Rockwell-C-Härte	Standzeit min
W 1	0,73	4,26	19,0	—	1,00	1290—1300	64	56,00	1290—1300	64	30,45	1290—1300	64	28,45
Mo-W 1	0,78	5,41	2,07	6,80	1,04	1230—1240	64	71,25	1230—1240	66	35,15	1200—1210	63	24,35
Mo-W 2	0,80	4,05	1,87	8,01	1,32	1230—1240	65	67,00	1230—1240	64	30,15	1200—1210	63	23,30
Mo	0,74	4,33	—	7,36	1,18	1230—1240	65	15,40	1220—1230	64	32,30	1200—1210	63	23,25

1) Abgeschreckt wurde stets in Oel, dann für 20 min auf 550 bis 560° angelassen. Die Schnittgeschwindigkeit betrug bei Versuchsreihe 1: 17 m/min, bei Reihe 2 und 3: 18 m/min, sonst waren die Schnittbedingungen gleich: Spantiefe 3 mm, Vorschub 2,12 mm/U, Zugfestigkeit der zerspantenen Welle 87 kg/mm².

Boraxpulver oder feinstem Glaspulver; da, wo im Salzbad gehärtet wird, erübrigt sich diese Maßnahme.

Am weitesten ist die Entwicklung in den Vereinigten Staaten auf dem Gebiete der molybdänlegierten Wendel-(Spiral-) Bohrer vorgeschritten, weil die gebrauchsfertigen Bohrer keine weitere Wärmebehandlung erfordern.

In einer größeren Versuchsreihe⁴⁾ wurden Drillbohrer aus Stahl mit 0,80 % C, 0,45 % Si, 0,35 % Mn, 3,80 % Cr, 1,68 % W, 7,55 % Mo und 0,97 % V (Stahl Mo in Zahlentafel 1) sowie aus Stahl mit 0,7 % C, 0,25 % Si, 0,3 % Mn, 4 % Cr, 18 % W und 1 % V (Stahl W in Zahlentafel 1) auf ihre Leistungsfähigkeit verglichen. Dabei wurden 50 mm dicke Platten aus unlegiertem Stahl einmal mit 90 bis 100 kg/mm² Zugfestigkeit und 10 % Dehnung, das andere Mal mit 60 bis 70 kg/mm² Zugfestigkeit und 18 % Dehnung durchbohrt. Vorschub und Schnittgeschwindigkeit wurden dabei geändert und als Leistungsmaß die Zahl der bis zur Abstumpfung gebohrten Löcher ermittelt.

Als Ergebnis der Versuche nach Zahlentafel 1 kann angegeben werden, daß die Molybdänstahlbohrer im Durchschnitt Bohren aus einem Stahl mit 18 % W und 1 % V gleichwertig sind. Abweichende Ergebnisse, die teils zu ungunsten des Molybdänstahles, teils aber auch zu ungunsten des Wolframstahles aufgetreten sind, wurden absichtlich aus der Versuchsreihe nicht entfernt und dürften an dem Gesamtergebnis nichts ändern.

Bei weiteren Versuchen wäre es wertvoll zu prüfen, wie weit sich ein derartiger Molybdänstahl noch durch Zusätze von Kobalt und anderen Metallen, sowie durch eine Erhöhung des Vanadengehaltes in seiner Leistung steigern läßt.

2.) Bericht von Hans Pollack in Düsseldorf-Oberkassel.

Zur Klärung der Frage, ob sich ein Stahl mit 8 % Mo und 2 % W im Vergleich zu einem Stahl mit 18 % W beim Drehen ebenso wie beim Bohren verhält, wurden entsprechende Versuche mit derartigen Stählen durchgeführt und dazu ferner noch ein Schnellstahl mit 4 % Cr, 7,5 % Mo und 1 % V herangezogen. Die Zusammensetzung der Versuchsstähle, die als Stangen von 30 mm □ vorlagen, ist in Zahlentafel 2 angegeben. Zur Erprobung wurden rechte gebogene Schruppstähle mit einem Keilwinkel von 75°, einem Freiwinkel von 6°, einem Spanwinkel von 9° und einem Anstellwinkel von 30° verwendet. Aus den drei Versuchsreihen, die bei mehrmaliger Ueberprüfung innerhalb der bei Drehversuchen üblichen Abweichungen das gleiche Ergebnis zeigten, kann zusammenfassend geschlossen werden, daß sowohl der Molybdän-Wolfram- als auch der Molybdän-Stahl bei richtiger Wärmebehandlung eine dem Stahl mit 18 % W und 1 % V etwa gleiche Schnittleistung ergibt. Ein erheblicher Unterschied zwischen Molybdän-Wolfram- und Molybdän-Schnellarbeitsstahl konnte nicht festgestellt werden.

4) Freundlichst ausgeführt von der Firma Stock & Co., A.-G., Berlin-Marienfelde.

Der geringe Wolframgehalt erweitert aber den Härtebereich etwas, was die einwandfreie Härtung erleichtert.

Im Anschluß an die Leistungsveruche soll noch kurz über die Warmverarbeitung und Wärmebehandlung berichtet werden. Die Molybdän-Wolfram- und Molybdän-Schnellarbeitsstähle sind bei Beachtung der für Schnellstähle allgemein gültigen Vorsichtsmaßregeln ebensogut schmiebar

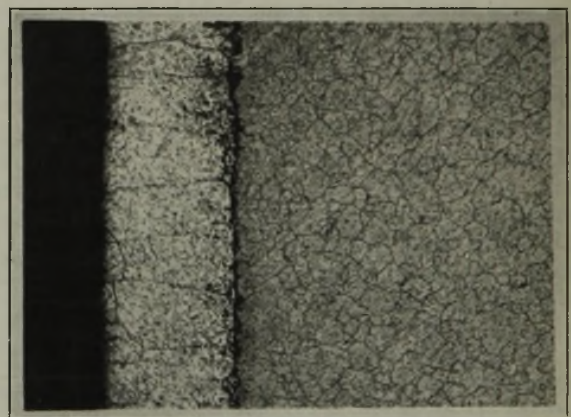


Abbildung 1. Entkohlung des Stahles Mo-W 2 beim Härten von 1200° aus dem elektrischen Ofen.

wie die Wolframstähle. Die Anfangsschmiedetemperatur soll etwa 1100° betragen; sinkt die Temperatur unter 850°, so muß nachgewärmt werden. Zum Schutz gegen Oberflächenentkohlung empfehlen die Amerikaner die Anwendung eines Boraxüberzuges, den man in der Weise aufbringt,

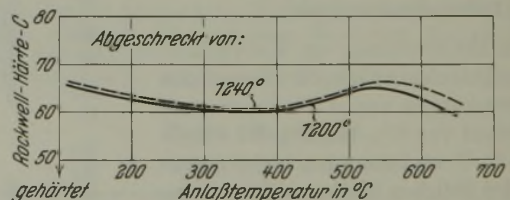


Abbildung 2. Härte des abgeschreckten Stahles Mo-W 2 in Abhängigkeit von der Anlaßtemperatur. (Jeweils 20 min bei Anlaßtemperatur gehalten.)

daß man große Schmiedestücke in der Rotglut mit Borax bestreut, während man kleine Schmiedestücke in der Rotgluthitze entweder in Borax wälzt oder aber vor dem Anwärmen auf Schmiedetemperatur in eine warme gesättigte wässrige Boraxlösung taucht und sie auf diese Weise mit einem Boraxüberzug versieht. Jedenfalls muß bei Anwärmen auf Schmiedetemperatur eine oxydierende Flamme nach Möglichkeit vermieden werden.

Das Glühen des warmverarbeiteten Stahles erfolgt zweckmäßig in der Verpackung. Die Glühtemperatur beträgt 800 bis 850°, die Abkühlungsgeschwindigkeit soll bis 650° nicht größer als 10 bis 20°/h sein. Glüht man in dieser Weise, so lassen sich Brinellhärten von 200 bis 235 Einheiten erreichen. Mit der Abschrecktemperatur wird man zweck-

mäßig über allerhöchstens 1230° nicht hinausgehen, da bei höheren Temperaturen die Gefahr der Neubildung von Ledeburit schon zu groß ist; zumindest wird aber durch das starke Kornwachstum der Stahl spröder werden. Beim Härten muß darauf gesehen werden, Entkohlen und Entmolybdänen der Oberfläche infolge Bildung flüchtigen Molybdäntrioxydes zu vermeiden. Bei Werkzeugen, die nach dem Härten noch allseits überschleift werden können, wie z. B. bei Drehmeißeln, ist die Veränderung der Oberflächenschichte nur von geringer Bedeutung. Bei Werkzeugen hingegen, die nach dem Härten nicht mehr geschliffen werden, empfiehlt sich die Härtung aus dem Salzbad. Versuche ergaben bei Abschrecken von 1200 bis 1220° aus dem Boraxbad keinerlei Anzeichen einer Oberflächenentkohlung. Da die Härtetemperatur dieser Stähle

3.) Bericht von Robert Scherer in Krefeld.

Zur Prüfung, ob Herstellung und Leistung des Schnellarbeitsstahles mit 8 % Mo, 2 % W und 1 % V denen des üblichen Stahles mit 18 % W und 1 % V gleichzusetzen sind, wurden ein von Amerika bezogener Molybdän-Wolfram-Stahl und ein selbst erschmolzener Molybdän-Wolfram-Stahl verwandt und diese mit einem üblichen Wolframschnellstahl verglichen. Die Zusammensetzung der untersuchten Stähle geht aus *Zahlentafel 3* hervor.

Zahlentafel 3. Zusammensetzung der Stähle.

Stahl	C %	Cr %	W %	V %	Mo %
Mo-W 3	0,79	3,78	2,09	1,10	8,28
Mo-W 4	0,75	4,32	2,26	1,15	7,90
W 2	0,74	4,30	19,90	1,20	0,59

× 500

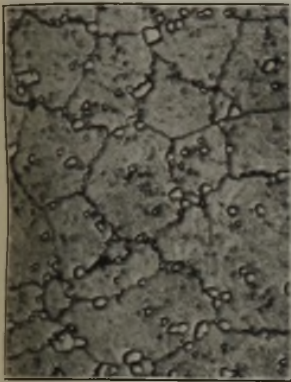


Abb. 3. Von 1200° in Öl abgeschreckt.

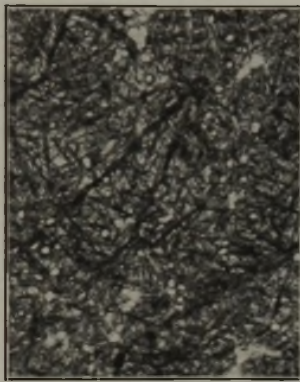


Abb. 4. Von 1200° in Öl abgeschreckt, auf 540° angelassen.

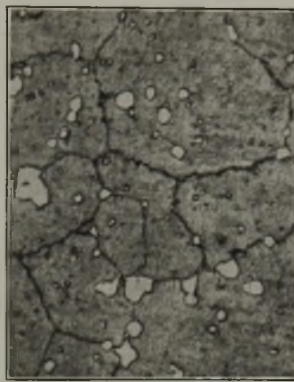


Abb. 5. Von 1240° in Öl abgeschreckt.

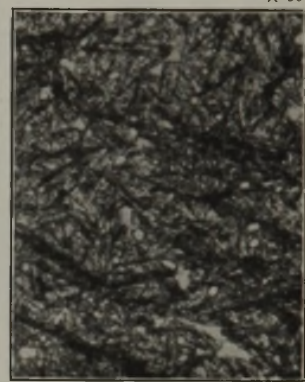


Abb. 6. Von 1240° in Öl abgeschreckt, auf 540° angelassen.

Abbildungen 3 bis 6. Kleingefüge des Stahles Mo-W 2 nach Abschrecken und Anlassen.

beträchtlich tiefer liegt als die der Wolfram-Schnellstähle, läßt sich hier die Salzbadhärtung auch leichter durchführen. Auch bei der Härtung empfehlen die Amerikaner die Anwendung eines Boraxüberzuges.

Abb. 1 zeigt die bei Stahl Mo-W 2 bei Härtung aus dem elektrischen Ofen aus 1200° gebildete entkohlte Randschicht, deren Tiefe etwa 0,2 mm beträgt. Die Stücke wurden nach Vorwärmen auf 800° in den auf Temperatur befindlichen elektrischen Ofen gebracht und nach 2 min Verweilen auf Härtetemperatur in Öl abgeschreckt.

Die Abhängigkeit der Härte von Stahl Mo-W 2 von der Anlaßtemperatur, nach Abschrecken von 1200 und 1240°, geht aus *Abb. 2* hervor.

Für Härten von 1200° wird man also eine Anlaßtemperatur von 520 bis 540° und für Härten von 1240° eine Anlaßtemperatur von 540 bis 560° wählen. Das Kleingefüge derart behandelte Stähle ist aus den *Abb. 3 bis 6* zu ersehen.

Nicht unerwähnt soll bleiben, daß das spezifische Gewicht des Molybdän-Wolfram-Stahles mit 7,95 g/cm³ etwa um 9 % geringer ist als das des Stahles mit 18 % W, 4 % Cr und 1 % V.

Vom rein metallurgischen Standpunkt kann die Herstellung eines dem üblichen Wolframstahl gleichwertigen Molybdän-Schnellarbeitsstahles als gelöst bezeichnet werden. Seine Einführung wird durch die Umstellung auf niedrigere Härtetemperatur in den Kreisen der Verbraucher mancherlei Schwierigkeiten bereiten, obwohl das Härten von Schnellstahl bei tieferen Temperaturen nur zu begrüßen ist. Besonders Augenmerk muß bei der Härtung der leicht auftretenden Entkohlung und Entmolybdänung geschenkt werden. Ueber die Wirtschaftlichkeit der Molybdänstähle kann man Allgemeingültiges nicht sagen, da der Molybdänpreis noch stark übersetzt zu sein scheint.

Die Erschmelzung des Molybdän-Wolfram-Stahles bereitet keinerlei Schwierigkeiten und war genau so möglich wie beim Wolframstahl.

Das Schmieden mußte jedoch mit besonderer Sorgfalt geschehen. Beim Erwärmen ist eine oxydierende Flamme soweit wie möglich zu vermeiden, da mit einer starken Entkohlung und vor allem mit einer Entmolybdänung gerechnet werden muß. Diese Erfahrungen lagen bereits von den im Kriege erzeugten Molybdänschnellstählen vor, so daß hierauf weiter aufgebaut werden konnte. Die Entmolybdänung ist deutlich erkennbar an dem starken Rauch, der vom Block aufsteigt und sich als Belag auf Hämmer und Sättel legt. Das von den Amerikanern angegebene Verfahren des Schutzes durch Borax wurde, weil zu umständlich, nicht angewandt. Es war ferner bekannt, daß die Stähle leicht zur Kantenrissigkeit neigen und häufig trotz sorgfältiger Vorwärmung und Abkühlung leicht Spannungsrisse erhalten. Aus diesen Gründen wurde beim Schmieden besondere Sorgfalt angewandt. Die Vorwärmung wurde so gehalten, wie sie bei Schnellstahl üblich ist. Die Schmiedeanfangstemperatur darf jedoch nicht über 1100° betragen, da bei höheren Temperaturen der Stahl leicht brüchig wird. Die Temperatur darf andererseits nicht zu stark absinken, so daß rechtzeitig nachgewärmt werden muß. Das Schmieden eines Blockes von 260 mm Dmr. auf 100 mm □ erfolgte in vier Hitzen. Der Werkstoff war etwas kantenrissig geworden und mußte in zwei Hitzen warm verputzt werden. Die langsam in Sand abgekühlten Knüppel wurden geputzt und dann auf Drehmeißel von 30 mm □ ausgeschmiedet, wobei sich keinerlei Schwierigkeiten ergaben.

Das Glühen der Stähle erfolgte, wie bei gewöhnlichem Schnellstahl, bei 820 bis 830°, wobei allerdings besonders auf die Entkohlung geachtet werden mußte. Die erreichte Glühfestigkeit lag in den üblichen Grenzen.

Zur Feststellung der besten Wärmebehandlung wurden einige Proben von Temperaturen zwischen 1150 und 1300° abgeschreckt. Bei üblicher Härteweise im Ofen ohne Anwendung eines Schutzmittels ergab sich eine sehr starke Entkohlung und Entmolybdänung. An der Oberfläche zeigte sich bereits bei 1220° starke Verbrennung, die stellenweise bis tief in den Werkstoff hineinreichte (Abb. 7 und 8), bei höheren Temperaturen zerfielen die Probestücke beim Anfassen mit der Zange. Eine einwandfreie Härtung war nur möglich, nachdem die vorgewärmten Stücke in Borax gewälzt und mit einer Boraxschicht allseitig überzogen waren. Am besten war ein Abschrecken von Temperaturen

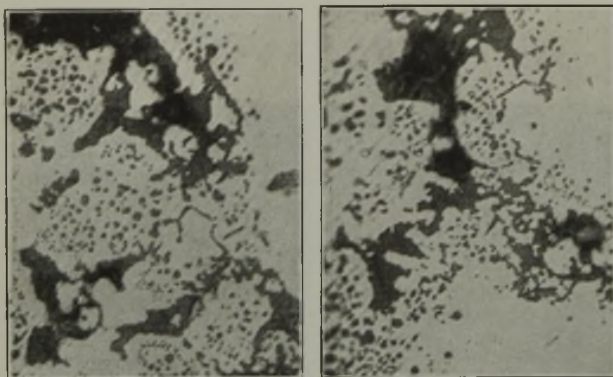


Abbildung 7 und 8. Verbrennungserscheinungen beim Stahl Mo-W 4 nach Erwärmen auf 1220° ohne Schutzmittel.

zwischen 1200 und 1240°. Die erzielte Härte betrug 65 bis 66 Rockwell-C-Einheiten. Zur Feststellung der richtigen Anlaßtemperatur wurde an bei 1220° gehärteten Proben die Anlaßkurve aufgenommen. Abb. 9 zeigt die Härte in Abhängigkeit von der Anlaßtemperatur. Bei einer mittleren Ausgangshärte von 65,5 Rockwell-Einheiten ergibt sich zunächst ein Absinken der Härte bei 200 bis 400° und dann eine deutliche Härtesteigerung bei 520 bis 580°.

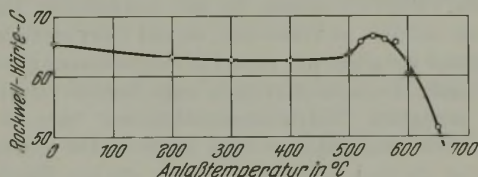


Abbildung 9. Härte des von 1220° in Öl abgeschreckten Stahles Mo-W 4 in Abhängigkeit von der Anlaßtemperatur.

entspricht derjenigen von üblichem Schnellstahl mit 18 % W, 4 % Cr und 1 % V. Der Molybdänstahl zeigt deutlich die Sekundärhärte. Abb. 10 gibt das Feingefüge eines bei 1220° gehärteten Stahles wieder, das gegenüber dem Wolframstahl mehr Karbide an den Korngrenzen zeigt. Abb. 11 zeigt den gleichen Stahl nach dem Anlassen auf 560°.

Eine Härtung aus dem Salzbad wurde auf Grund der Erfahrungen mit den Molybdänstählen während des Krieges ebenfalls durchgeführt, wobei sich die Schwierigkeiten der Entkohlung oder Entmolybdänung nicht ergaben. Für Werkzeuge, die nur eine Härtung erhalten und nur wenig geschliffen werden, wie Fräser, Wendelbohrer u. dgl., ist daher bei der Wärmebehandlung besondere Sorgfalt erforderlich und die Salzbadhärtung zu empfehlen. Bei Drehmeißeln, die mehrfach gehärtet werden, und zwar im Betrieb meist aus dem offenen Feuer oder Muffelofen, muß stets mit Borax gearbeitet werden. Da bei mehrfacher Härtung mit einer fortschreitenden Entmolybdänung gerechnet werden muß, ist ein weitgehendes Abschleifen der Oberflächenschicht erforderlich.

Die Leistungsprüfung erfolgte mit Drehmeißeln von 30 mm □ und gerader Schruppstahlschneide durch Aufnahme von Schnittgeschwindigkeits-Standzeit-Kurven auf einem Stahl mit rd. 75 kg/mm² Zugfestigkeit, bei einem Spanquerschnitt von 3 × 0,96 mm². Die Versuchsergebnisse in Abb. 12 zeigen, daß der Stahl Mo-W 3 eine wesentlich schlechtere Leistung hat als der Stahl Mo-W 4. Die Härte beträgt bei dem Stahl Mo-W 3 nur 63 Rockwell-C-Einheiten und war auch bei erneuter Wärmebehandlung und nach genügendem Abschleifen der Oberfläche nicht besser. Welche Gründe bei praktisch gleicher Zusammensetzung hierfür maßgebend sind, konnte noch nicht festgestellt werden. Der

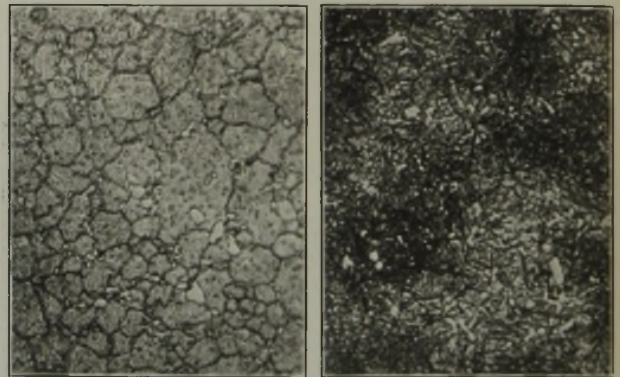


Abbildung 10 und 11. Gefüge des Stahles Mo-W 3 nach Abschrecken von 1220° in Öl (Abb. 10) und darauf folgendem Anlassen auf 560° (Abb. 11).

Stahl Mo-W 4 ergab fast die gleiche Leistung wie der Vergleichsstahl W 2. Die geringe Ueberlegenheit dieses Stahles ist auf seinen hohen Wolframgehalt von rd. 20 % zurückzuführen. Nach früheren Erfahrungen ist die Leistung der

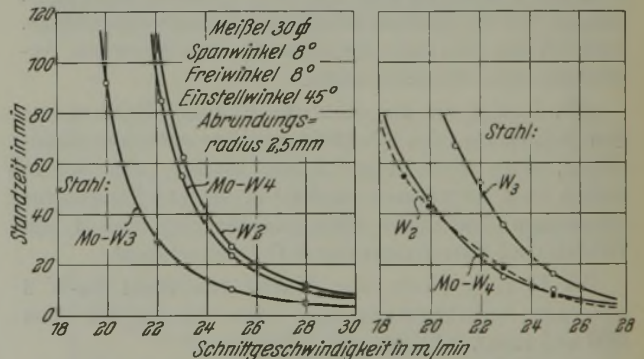


Abbildung 12 und 13. Schnittgeschwindigkeits-Standzeit-Kurven für einige Versuchsstähle.

Molybdänstähle sehr wechselnd. Ob dieses Verhalten auf falsche Wärmebehandlung oder ungenügendes Abschleifen der Oberflächenschicht zurückzuführen ist oder in der Eigenart des Molybdänstahles überhaupt begründet ist, müssen noch weitere Versuche ergeben. Auffallend ist jedenfalls die schlechte Leistung des Stahles Mo-W 3 gegenüber Mo-W 4 bei fast gleicher chemischer Zusammensetzung.

Da es von wesentlichem Wert war, Stähle von geringerem Wolframgehalt mit in die Untersuchung einzubeziehen, wurden die Drehversuche wiederholt im Vergleich mit einem Schnelldrehstahl mit 0,75 % C, 4,21 % Cr, 12,02 % W, 2,38 % V und 0,43 % Mo (Stahl W 3 in Abb. 13). Die Leistungsprüfung wurde unter den gleichen Bedingungen durchgeführt wie beim Hauptversuch, jedoch auf einer Chrom-Nickel-Stahl-Welle mit einer Zugfestigkeit von etwa 90 kg/mm². Die aufgenommene Standzeitkurve geht aus Abb. 13 hervor. Es ergibt sich hieraus wiederum, daß Leistungsgleichheit mit dem Stahl mit 18 % W, 4 % Cr

und 1 % V vorhanden ist, während der Schnelldrehstahl mit 12 % W und 2 % V dem Molybdänstahl wesentlich überlegen ist.

Zusammenfassend kann also gesagt werden, daß die Herstellung von Schnellstählen mit 4 % Cr, 8 % Mo, 2 % W und 1 % V durchaus möglich ist, wenn mit einem geringeren Ausbringen gerechnet wird und entsprechende Vorsichtsmaßregeln bei der Wärmebehandlung angewandt werden, wobei Leistungsgleichheit mit dem Stahl mit 18 % W, 4 % Cr und 1 % V vorhanden ist. Das grundsätzlich andere Verhalten des Molybdänstahles bedingt aber ein Umlernen sämtlicher damit Beschäftigten vom Schmied bis zum Dreher, so daß bei der etwaigen Einführung dieses Stahles mit Schwierigkeiten gerechnet werden muß.

In der Erörterung wurden weitere Ausführungen zu der Geschichte der Molybdän-Schnellarbeitsstähle gemacht. Das Bestreben, Wolfram durch das verwandte Molybdän zu ersetzen, ist ebenso alt wie die Schnellstähle selbst. F. W. Taylor und A. E. White⁵⁾, die Erfinder des Schnellstahles, haben diese Möglichkeit schon erkannt und als ungefähres Verhältnis des Ersatzes von Wolfram durch Molybdän 2 : 1 angegeben. Sie fanden bei ihren Versuchen, daß die Molybdänstähle in ihrer Leistung ungleichmäßig waren, und machten dafür die vor allem gegenüber dem Wolframstahl schwierigere Einhaltung der richtigen Abschrecktemperatur verantwortlich. Später ist der Gedanke, Wolfram durch Molybdän zu ersetzen, auch von H. C. H. Carpenter⁶⁾ aufgegriffen worden.

Erst während des Krieges ist jedoch die Möglichkeit, Wolfram durch Molybdän zu ersetzen, eingehend geprüft worden, damals besonders in Deutschland, das von der Wolframzufuhr aus China abgeschnitten war. Aus dieser Zeit stammen Patente vom Stahlwerk Lindenberg⁷⁾, die einen Schnellarbeitsstahl mit 0,5 bis 0,8 % C, 6 bis 10 % Mo und 3 bis 6 % Co vorsahen, zur Verbesserung⁸⁾ auch noch einen Zusatz von 0,75 bis 2 % V und 1,5 bis 3 % Co, und ein Patent der Oberschlesischen Hüttenindustrie A.-G.⁹⁾, das für Schnellarbeitsstähle Gehalte von 0,65 % C, 3 bis 7 % W, 2 bis 6 % Mo, 5 bis 2 % Co, insgesamt 5 bis 10 % Mo + Co vorsah. Später erschienen hierüber noch Berichte von J. O. Arnold und T. Ibbottson¹⁰⁾, von W. Oertel und F. Pölguter¹¹⁾, Patente von Langenberg¹²⁾ und des Stahlwerkes Gebr. Schoeller, A.-G.¹³⁾. 1927/28 wurde dann, wie A. Kropf ausführte, die nähere Erforschung der molybdänhaltigen Schnellarbeitsstähle wieder aufgegriffen¹⁴⁾, wobei folgendes festgestellt wurde:

1. Der vollständige Ersatz des Wolframs durch Molybdän ist nicht so günstig wie der nur eines Teiles.
2. Zwei Teile Wolfram sind möglichst durch einen Teil Molybdän zu ersetzen.
3. Eine Verbesserung gegenüber den Wolframstählen ergibt sich bei einem Ersatz eines Teiles des Wolframs durch Molybdän in Anwesenheit von größeren Mengen Vanadin, Kobalt und gegebenenfalls Tantal.
4. Der Kohlenstoffgehalt muß in einer bestimmten Beziehung zu der Menge der Karbid bildenden Elemente — Molybdän, Wolfram, Vanadin, Tantal — stehen.

Die Versuchsergebnisse von H. Pollack und R. Scherer sowie die Feststellungen auf anderen Werken lassen erkennen, daß der Stahl mit 8 % Mo, 2 % W, 4 % Cr und 1 % V in seiner Drehleistung im großen und ganzen der eines Stahles mit 18 % W, 4 % Cr und 1 % V entspricht. In der Bohrleistung scheinen beide Werkstoffe, wie man aus den Ergebnissen der Zahlentafel 1 entnehmen kann, jedoch nicht ganz gleichwertig zu sein. Im Mittel aller Bohrversuche ergibt nämlich der wolframreiche Stahl eine Bohrtiefe von 3710 mm auf dem Stahl mit 60 bis 70 kg/mm² Zugfestigkeit, von 998 mm auf dem Stahl mit 90 bis 100 kg/mm², der Molybdänstahl dagegen nur von 2553 mm bzw. 1778 mm.

⁵⁾ Vgl. F. W. Taylor und A. Wallichs: Ueber Dreharbeit und Werkzeugstähle (Berlin: J. Springer 1908) S. 197.

⁶⁾ J. Iron Steel Inst. 67 (1905) S. 433/73; 71 (1906) S. 377/96.

⁷⁾ DRP. Nr. 309 175 (1916) — ⁸⁾ 312 301 (1916) — ⁹⁾ 300 765 (1916).

¹⁰⁾ J. Iron Steel Inst. 99 (1919) S. 407/35; franz. Pat. Nr. 518 808 (1920).

¹¹⁾ Stahl u. Eisen 44 (1924) S. 1165/69 (Werkstoffaussch. 47); 44 (1924) S. 1708/13.

¹²⁾ Amer. Pat. Nr. 1 492 567 (1921); vgl. auch W. Oertel und A. Grütznert: Die Schnelldrehstähle (Düsseldorf: Verlag Stahl Eisen m. b. H. 1931).

¹³⁾ Franz. Pat. Nr. 517 359, 517 360 und 517 367 (1920).

¹⁴⁾ DRP. Nr. 582 938 (1930).

Zusammenfassung.

Versuche an Stahl mit rd. 4 % Cr, 8 % Mo, 2 % W und 1 % V zeigten, daß im Vergleich zum üblichen Schnellarbeitsstahl mit 18 % W, 4 % Cr und 1 % V die Erschmelzung keine Schwierigkeiten macht, die Warmverarbeitung und Wärmebehandlung dagegen wegen der Entkohlung und Molybdänverflüchtigung größere Sorgfalt erfordert; dabei liegt die beste Abschrecktemperatur mit 1200 bis 1220° bedeutend unter der Härtetemperatur des üblichen Wolfram-Schnellarstahles, die Anlaßtemperatur mit 540 bis 560° um etwas darunter. Bohr- und Drehversuche zeigten, daß die Leistungsfähigkeit der beiden Stähle im großen und ganzen gleich ist; sie ist jedoch bei dem Molybdänstahl, wie es aus früheren Erfahrungen auch schon bekannt ist, sehr wechselnd.

Allerdings ist zu berücksichtigen, daß bei Bohrversuchen sehr leicht größere Streuungen vorkommen können.

Insgesamt geht die deutsche Erfahrung dahin, daß das Wolfram in sehr weiten Grenzen durch Molybdän ersetzbar ist. Wenn trotzdem die Molybdänstähle sich bisher in Deutschland nicht mehr eingeführt haben, so liegt das vor allem an der Entwicklung der vanadinreicheren Wolframstähle mit etwa 14 % W, 4 % Cr und 2,5 % V, die dem Molybdänstahl gegenüber eine große Überlegenheit in der Leistung und Unempfindlichkeit in der Wärmebehandlung haben. Damit ist die Wirtschaftlichkeit der Molybdänstähle in Frage gestellt. Immerhin ist es nicht ausgeschlossen, daß es durch weitere umfangreiche Versuche gelingt, auch molybdänhaltige Schnelldrehstähle zu entwickeln, die den jetzigen Hochleistungsstählen mit 14 % W, 4 % Cr und 2,5 % V gleichwertig sind. Nach den bisherigen Feststellungen sind jedoch die neuen Molybdänstähle neben den anderen Schnellarbeitsstahlgruppen weder aus technischen noch aus wirtschaftlichen Gründen heraus erforderlich.

Im Zusammenhange wurden folgende Stähle erwähnt, die im Schrifttum als angeblich vollwertiger Ersatz für die üblichen Wolfram-Schnellarbeitsstähle angeführt werden:

Stahl Nr.	C %	Si %	Cr %	W %	V %
1 ¹⁵⁾	0,8 bis 1,0	—	12 bis 14	3,0 bis 3,5	—
2 ¹⁶⁾	1,2 bis 2,0	—	12 bis 14	0,9 bis 1,6	0,2 bis 0,5
3 ¹⁷⁾	1,5 bis 1,7	1,5	6 bis 7	—	—
4 ¹⁷⁾	1,2 bis 1,3	—	14	—	2

Zum Teil sind diese Werkstoffe aus der Entwicklungszeit der Schnellarbeitsstähle bekannt und aus diesem Grunde von den deutschen Stahlwerken untersucht worden. So erwies sich ein Stahl mit 1,4 % C und 3 % Cr, 1 % V und 2 % Co als brauchbar für gegossene Fräser. Versuche, den Stahl für Drehmeißel zu verwenden, scheiterten dagegen, weil die Warmhärte des Stahles ungenügend ist. Eine Erhöhung des Vanadinegehaltes auf 2 % unter Fortlassung des Kobaltzusatzes kann keine derartige Verbesserung der Schneidleistung ergeben, daß dieser Stahl mit dem üblichen Schnellarbeitsstahl zu vergleichen wäre. Von den Stählen 3 und 4 wurden von F. Rapatz besondere Versuchs-schmelzen hergestellt mit folgender Zusammensetzung:

Stahl Nr.	C %	Si %	Mn %	Cr %	V %
3	1,50	1,71	0,39	5,63	—
4	1,27	0,67	0,25	14,00	2,05

Sie wurden im Vergleich mit üblichem Schnellarbeitsstahl mit 18 % W, 4 % Cr und 1 % V in Drehversuchen mit einer Spantiefe von 3 mm und einem Vorschub von 2,12 mm/U auf einer Welle mit 85 kg/mm² Zugfestigkeit geprüft, wobei sich folgendes ergab:

Stahl	Vergleichszahl für die Standzeit bei gleicher Schnittgeschwindigkeit	Vergleichszahl für die bei 1 h Standzeit zulässige Schnittgeschwindigkeit
Nr. 3	0	13
Nr. 4	15	46
Vergleichsschnellarbeitsstahl	100	100

Die Leistung der Stähle 3 und 4 liegt danach der von unlegierten Werkzeugstählen näher als der eines Schnellarbeitsstahles. Es ist möglich, daß sie im Vergleich zu Schnellstählen bei der Zerspannung von Grauguß etwas höher ist als beim Drehen auf Stahl; grundsätzliche Unterschiede werden sich aber kaum einstellen.

Das Endergebnis der Versuche ist also, daß diese „Ersatzstähle“ überhaupt keine Schnellarbeitsstahleigenschaften haben.

¹⁵⁾ Metallurg. 9 (1934) Nr. 3, S. 51/57 — ¹⁶⁾ Nr. 6, S. 50/58.

¹⁷⁾ Sowjetwirtsch. u. Außenhandel 13 (1934) Nr. 24, S. 25.

Zusammenhänge zwischen der Kopfbauart, Leistung und Frischwirkung von Siemens-Martin-Oefen.

Von Friedrich Wesemann in Düsseldorf.

[Schluß von Seite 989.]

(Versuche über Leistung und Frischwirkung eines Ofens. Ergebnisse einer Umfrage über Kopfbauform und Verbrauch an Kohlungsmitteln. Allgemeine Folgerungen.)

Betriebszahlen der Oefen.

Die allgemeinen Betriebszahlen der Oefen faßt *Zahlentafel 6* zusammen. Als Ausgangspunkt für die Beurteilung der Frischvorgänge dienen die Einsatzverhältnisse (Spalte 2). Diese beziehen sich, wie bereits erwähnt, als Durchschnittswerte auf gewöhnliche, weiche Schmelzen, die am besten Vergleiche zulassen. Nur der Ofen 1 bildet eine Ausnahme, da in ihm fast durchweg Schmelzen für Schmiedestücke erzeugt werden. Der Einsatz ist in flüssiges und festes Roheisen und in die wichtigsten Schrottarten unterteilt und wird durch Angaben über die Zuschläge (FeMn, Erz) ergänzt; ferner sind der Roheisensatz und die Schrottmenge auf den gesamten Einsatz ohne Zuschläge bezogen. Dieser bezogene Roheisenverbrauch dient in Verbindung mit dem bezogenen Erzverbrauch als Kennzeichen für die Frischwirkung der Oefen im engeren Sinne, d. h. beim Niederschmelzen des Einsatzes.

Für die Beurteilung des Roheisenverbrauchs ist ferner die Roheisenanalyse wichtig. Die Analysen sind in *Zahlentafel 7* für die beteiligten Werke eingetragen; ihre Besprechung folgt später.

Zahlentafel 7. Roheisenanalysen der an den Untersuchungen beteiligten Werke.

Analyse	Werk A und E	Werk B ¹⁾	Werk B ²⁾	Werk C	Werk D
C . . %	4,1	3,9	4,20	3,9	3,61
Si . . %	0,51	0,90	1,20	1,2	0,71
Mn . . %	3,5	2,20	3,0	3,7	2,57
P . . %	0,43	0,40	0,40	0,4	0,51
S . . %	0,03	0,04	0,035	0,04	0,052

¹⁾ Roheisen durch den Mischer, 43 % Roheisenverbrauch, 11. April bis 30. November 1930. — ²⁾ Roheisen ohne Mischer im Jahre 1932.

An allen Oefen mit Ausnahme des Ofens 1 wird das Roheisen ganz oder zum überwiegenden Teil flüssig eingesetzt; Kohle oder Koks werden nicht zugegeben. Der Roheisensatz liegt im Durchschnitt zwischen 213 und 230 kg/t, nur die Oefen 2 bis 4 fallen aus dem Rahmen. Wie schon der hohe Erzverbrauch der Oefen 2 und 3 zeigt, wird hier mit Absicht, und zwar aus wirtschaftlichen Gründen mit hohem Roheisensatz gefahren. Unter gewöhnlichen Verhältnissen beträgt der Roheisenverbrauch dieser Oefen beim Erschmelzen weicher Stähle nur 240 bis 260 kg/t (eingeklammerte Werte) und liegt damit im üblichen Rahmen. Dagegen nimmt Ofen 4 mit dem hohen Roheisensatz von 293 kg/t und normalem Erzverbrauch eine Sonderstellung ein. Die niedrigsten Roheisenverbrauchswerte zeigen die Oefen 5 bis 8; sie verdienen vor allem deshalb nähere Beachtung, weil es nicht möglich war, den Roheisensatz zu steigern, ohne daß Betriebsschwierigkeiten (langes Schäumen) auftraten. Insofern kommt diesen Oefen ebenso wie dem Ofen 4 (starke Frischwirkung) eine Sonderstellung zu. Eine Ergänzung hierzu geben die Betriebsbeobachtungen der einzelnen Werke über die Abnahmegeschwindigkeit des Kohlenstoffgehaltes je h. Die Entkohlungsgeschwindigkeit beträgt:

am Ofen 4	0,38 % C je h
„ „ 1, 3, 9, 10, 11	0,28 % C je h
„ „ 2	0,22 % C je h
„ „ 5, 6, 7, 8	0,12 % C je h.

Man sieht auch hier ohne weiteres, daß die Oefen 4 und 5 bis 8 nach oben und unten herausfallen, und daß in diesem Falle der Roheisenverbrauch und die Entkohlungsgeschwindigkeit gleichsinnig sind.

Die Beheizung der Oefen (Spalte 6) entspricht den oberschlesischen Verhältnissen. Die Oefen 1 bis 8 werden mit Generatorgas und einem geringen Zusatz von Koks- ofengas geheizt, die Oefen 9 bis 11 erhalten Generatorgas, etwas Hochofengas und einen erheblich größeren Zusatz von Koks- ofengas. Die Gaserzeuger sind fast durchweg Drehrostgaserzeuger mit einem Durchmesser von 2,6 m. Der Wasserstoffgehalt des Generatorgases schwankt in den unter oberschlesischen Verhältnissen üblichen Grenzen und läßt auf einen normalen Dampfzusatz von etwa 28 bis 30 % schließen, entsprechend einer Gasfeuchtigkeit von etwa 50 bis 70 g/Nm³ tr. Die Angaben über den Feuchtigkeitsgehalt des Gases oberhalb der Kammern sind unvollkommen und müssen fast überall noch nachgeprüft werden.

Vergleichskennzahlen und Ergebnisse.

Die Unterlagen für die Berechnung der Stunden- und Herdflächenleistungen der Oefen liefert zunächst *Zahlentafel 6*, Spalte 4 und 5. Bei dem Vergleich der Rohstahlmenge (Spalte 4) mit den Einsatzverhältnissen (Spalte 2) zeigte es sich erwartungsgemäß, daß die Betriebsangaben über das Schmelzgewicht nicht ganz stimmten und zu übermäßig hohen Ausbringenzahlen führten. Daher wurden diese Werte, ausgehend vom Einsatzgewicht und nach Maßgabe des Roheisensatzes unter Annahme von normalen Ausbringenwerten berichtigt und in dieser Form für die Errechnung der Leistungszahlen in *Zahlentafel 8* übernommen.

Die Stundenleistung und bezogene Herdflächenleistung in *Zahlentafel 8*, Spalte 1 und 2 sind bei allen Oefen verhältnismäßig günstig, bei einigen sogar ausgezeichnet, wenn man berücksichtigt, daß als Schmelzdauer die Zeit von Abstich zu Abstich einschließlich der Flickpausen gewählt wurde. Das Zurückbleiben des Ofens 1 hängt mit der Unzulänglichkeit der Kammern, das des Ofens 2 mit der Kleinheit der Trommelventilquerschnitte und den dadurch bedingten Brennerabmessungen zusammen, während Ofen 7 sehr unzuweckmäßige Brennerabmessungen (s. unten) hat. Eine Beziehung zwischen der Herdflächenleistung und dem Roheisenverbrauch ist nicht festzustellen.

Die große Wichtigkeit der Austrittsgeschwindigkeit und des Neigungswinkels des Gas- und Luftstrahls im Brenner für den Ablauf der Verbrennung und die Ofenleistung ist bereits dargelegt worden. Es lag daher nahe, sie im vorliegenden Falle mit der Frischwirkung des Ofens in Beziehung zu setzen. Da aber keine genauen Unterlagen über den Wärmeverbrauch der von der Umfrage erfaßten Oefen zur Verfügung stehen, aus denen man die Gas- und Luftmengen errechnen kann, wurden die Gas- und Luftquerschnitte unmittelbar auf die Stundenleistung bezogen (Spalte 3 und 4).

Zahlentafel 8. Besondere Kennzahlen der Oefen.

Bezeichnung	Werk A Ofen Nr. 1	Werk B Ofen Nr. 2	Werk B Ofen Nr. 3	Werk C Ofen Nr. 4	Werk D Ofen Nr. 5	Werk D Ofen Nr. 6	Werk D Ofen Nr. 7	Werk D Ofen Nr. 8	Werk E Ofen Nr. 9	Werk E Ofen Nr. 10	Werk E Ofen Nr. 11
1. Stundenleistung t/h	3,90	6,09	11,6	7,97	8,85	8,60	11,35	9,80	9,52	9,52	9,52
2. Bezogene Herdflächenleistung kg/m ² h	213	205	225	245	253	247	198	224	283	306	297
3. Gasbrennerquerschnitt/Stunden- leistung cm ² /t/h	307	418	279	301	292	450	340	337	249	331	237
4. Luftaustrittsquerschnitt/Stunden- leistung cm ² /t/h	1290	1920	1120	1268	650	837	743	733	—	643	—
5. Neigungswinkel der Gaszugsohle α											
6. Neig.-Winkel d. Luftzugsohle β	10	8	10	13,50	12	10	13,5	13,5	6	7	5,5
7. Schnittwinkel zwischen Gas- und Luftsohle γ α°	29	28	28	19	41	32,3	26	39	—	25	—
8. Luftzugbreite: Herdbreite α°	19	20	18	5,5	29	22,3	12,5	25,5	—	18	—
9. Ofenbauart	0,767 fest- stehend	0,795 fest	0,62 kipp- bar	0,582 fest	0,295 fest	0,320 fest	0,355 kipp- bar	0,40 kipp- bar	— fest	0,50 fest	— fest
10. Kopfbauart	normal	nor- mal	nor- mal	nor- mal	Bern- hardt	Bern- hardt	Bern- hardt	Bern- hardt	Maerz	nor- mal	Maerz

Der bezogene Gasquerschnitt (Spalte 3) ist zunächst mit 237 bis 279 cm²/t/h am kleinsten am neuen kippbaren Ofen 3 und den Maerz-Oefen 9 und 11, die am meisten einer straffen Führung der Flamme bedürfen. Sein Durchschnittswert für die übrigen feststehenden Oefen beträgt etwa 300 bis 350 cm²/t/h.

Der bezogene Luftquerschnitt (Spalte 4) schwankt in außerordentlich weiten Grenzen und ist auffallend klein an den Bernhardt-Köpfen. Sein Einfluß auf den Verlauf der Verbrennung ist aber untrennbar mit den Winkelverhältnissen des Brenners verknüpft, so daß sie ebenso wie das Breitenverhältnis des Luftzuges (Zahlentafel 5, Spalte 11) für die weitere Auswertung der Umfrage mit herangezogen werden müssen (vgl. Zahlentafel 8, Spalte 5 bis 7). Eine kritische Sichtung dieser Kennwerte führt zu folgendem Ergebnis:

Betrachtet man zunächst die Beziehung zwischen der Ofenleistung und den Kopfabmessungen, so fallen die Oefen 2 und 7 mit geringer Leistung heraus, wobei zu bemerken ist, daß der Roheisensatz des Ofens 2 noch nicht den Scheitelpunkt seiner Leistung überschritten hat. Ofen 2 hat einen sehr großen Gas- und Luftquerschnitt, also entsprechend geringe Austrittsgeschwindigkeiten von Gas und Luft und somit schlechte Vermischung am Brenner, während Ofen 7 mit erheblich geringerer Gasgeschwindigkeit als der Kippofen 3 und sehr kleinem Schnittwinkel γ zwischen Gas und Luft arbeitet. Daß man die ungünstige Auswirkung einer zu geringen Gasgeschwindigkeit auch durch den Schnittwinkel γ bis zu einem gewissen Grad ausgleichen kann, zeigt das Beispiel des Ofens 6 und 8. Ofen 6 ist mit einem sehr weiten Gasquerschnitt (Spalte 3), dafür aber mit sehr großen Luft- und Schnittwinkeln ausgerüstet und Ofen 8 desgleichen. Andere bauliche Einflüsse spielen hier kaum mit, da bereits eine frühere Umfrage über die Abmessungen der oberschlesischen Siemens-Martin-Oefen ergeben hatte, daß mit Ausnahme des Ofens 1 und 2 alle verglichenen Oefen reichliche Kammern, Kanäle, Ventilquerschnitte, ausreichenden Gasdruck und große Kamme besitzen.

Bei dem jetzt im Vordergrund stehenden Vergleich des Roheisenverbrauchs (der Frischwirkung) seien die Oefen 4 und 5 bis 8 besonders hervorgehoben, da bei ihnen der Roheisensatz die größten Unterschiede zeigt (s. Zahlentafel 6, Spalte 2, A). Ofen 4 verbraucht 293 kg Roheisen/t, 14,3 kg Erz/t und 7,15 kg Ferromangan/t; für die Oefen 5 bis 8 lauten die entsprechenden Zahlen 249 bis 230 kg Roheisen/t, 7,63 bis 15,6 kg Erz/t, rd. 3,83 bis 4,22 kg Ferromangan/t. Allerdings zeigen die Roheisenanalysen Unterschiede (s. Zahlentafel 7), deren Einfluß auf den Kohlungs-

mittelverbrauch besonderen Untersuchungen vorbehalten sei. Um die kennzeichnenden Unterschiede der Bauform der Brenner dieser Oefen deutlich zu machen, sind die Köpfe der Oefen 4 und 5 bis 8 in Abb. 4 schematisch dargestellt.

An dem stark frischenden Ofen 4 fällt zugleich die ungewöhnliche Kleinheit des Luftwinkels β und des Schnittwinkels γ (Spalte 6 und 7) auf. Gas und Luft strömen fast parallel aus; die Verbrennung muß daher hinter dem Brenner zögernd einsetzen, und es ist durchaus denkbar, daß überdurchschnittlich große Mengen unverbrauchter Luft den Einsatz anblasen und besonders stark anzundern.

Demgegenüber tritt an den nur etwas größeren, schwächer frischenden Bernhardt-Oefen 5 und 6 die überdurchschnittliche Größe des Luft- und Schnittwinkels hervor, daneben aber vor allem auch die geringe Breite des Luftzuges (s. Spalte 8) und die Kleinheit des Luftquerschnitts (Spalte 4). Da diese Oefen mit natürlichem Auftrieb arbeiten, ist mit Sicherheit anzunehmen, daß die durch den Brenner zugeführte Luftmenge zu klein ist; denn ein Luftaustrittsquerschnitt von beispielsweise 800 cm²/t/h entspricht bei einem Betriebswärmeverbrauch von $1,2 \cdot 10^6$ kcal/t und einem Luftverbrauch von $1,5 \text{ Nm}^3/10^3$ kcal einer Luftgeschwindigkeit von reichlich 4 Nm/s (bezogen auf 0°, 760 mm QS). Die Verbrennung wird hier also unmittelbar hinter dem Brenner höchstwahrscheinlich unter Luftmangel und außerdem mit sehr großer Geschwindigkeit infolge des steilen Aufeinanderprallens des Gas- und Luftstrahles vor sich gehen. Beide Umstände wirken aber einer starken Verzunderung des Einsatzes entgegen. Ähnliche, nur noch stärker ausgeprägte Verhältnisse bestehen bei den Brennern der kippbaren Bernhardt-Oefen 7 und 8. Der bezogene Luftquerschnitt ist hier noch enger, die Breite des Luftstrahls sehr klein und namentlich am Ofen 8 der Schnittwinkel zwischen Gas und Luft übermäßig groß. Hinzu kommt an diesen Oefen infolge ihrer Bauart (kippbar) der außerordentlich große Abstand zwischen der ersten Einsatztür und dem Brennermund, der 4,2 und 5,1 m beträgt, sowie ferner die Tatsache, daß sie mit zwei Gaszügen an jedem Brenner ausgerüstet sind, deren Abstand voneinander fast der Breite des Luftstrahls entspricht. Auch hier machen sich Einflüsse bemerkbar, die dem Verzundern des Einsatzes entgegenwirken. Die Betriebsleitung hat versucht, am Ofen 8 die Luftzufuhr mit Hilfe eines Ventilators zu steigern. Danach trat hierbei eine derartige Stauhitzte kurz hinter dem Brenner auf, daß das Gewölbe gefährdet wurde. Infolgedessen sucht man bezeichnenderweise dem bei natürlichem Auftrieb bestehenden Luftmangel durch Herausnehmen von Steinen in den senkrechten Luftzügen oberhalb

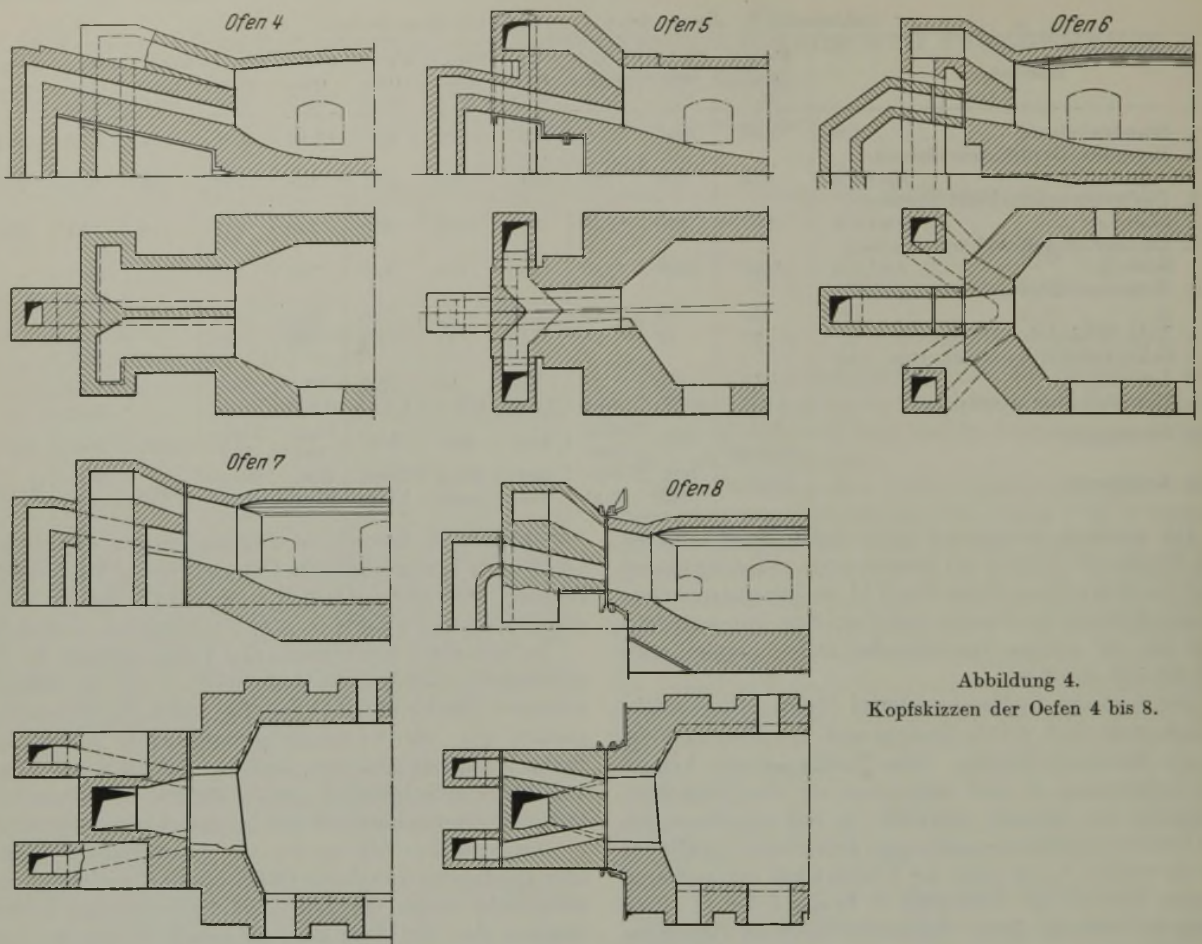


Abbildung 4.
Kopfskizzen der Oefen 4 bis 8.

der Kammer zu begegnen, ohne gleichzeitig die Temperaturen am brennenden Kopf zu hoch zu steigern.

Die Bauverhältnisse der übrigen in den Vergleich einbezogenen Oefen zeigen keine übergroßen Abweichungen, wie auch ihr Roheisenverbrauch als normal zu bezeichnen ist. Nur der Ofen 10 fällt mit einem sehr engen Luftquerschnitt aus dem Rahmen, doch arbeitet er mit Ventilator und erzielt in Verbindung mit hoher Gasgeschwindigkeit und zweckmäßiger Wahl der Winkelverhältnisse außerordentlich hohe Temperaturen und Leistungen, wenn auch auf Kosten seiner Haltbarkeit.

Faßt man die Ergebnisse der Umfrage zusammen, so vermag man sich der großen Wahrscheinlichkeit nicht zu verschließen, daß nicht nur zwischen der Leistung, sondern auch zwischen dem Roheisenverbrauch der Siemens-Martin-Oefen und ihren Brennerabmessungen gewisse Beziehungen bestehen. Natürlich läßt sich gegen diese Schlußfolgerung der Einwand erheben, daß sie sich auf verhältnismäßig knappe Beobachtungsunterlagen stützt und daß vielleicht noch eine ganze Reihe anderer Einflüsse mitwirken, die nicht erfaßt oder genügend berücksichtigt werden konnten (wie z. B. Unterschiede in der Roheisenanalyse).

Um daher Mißverständnisse über den Sinn und Zweck der vorgetragenen Gedankengänge und Untersuchungen auszuschließen, sei ausdrücklich ihre Aufgabe als Einleitung einer allgemeinen grundlegenden Aussprache über dieses sicher sehr wichtige Gebiet des Siemens-Martin-Ofenbaues unterstrichen.

Abschließend seien daher die Hauptaufgaben, um die es sich hier handelt, noch einmal kurz umrissen:

1. Welche Beziehungen bestehen zwischen den Abmessungen und Winkelverhältnissen des Gas- und Luftzuges im

- Brenner und zwischen den Betriebsergebnissen des Ofens
 - a) an Siemens-Martin-Oefen mit Generatorgasheizung?
 - b) an Siemens-Martin-Oefen mit Mischgasheizung?
 - c) an Siemens-Martin-Oefen mit reiner Koksofengasheizung?

2. Inwiefern ist die Abgasanalyse am abziehenden Kopf von Siemens-Martin-Oefen für die Beurteilung der feuerungstechnischen Vorgänge im Herd verwertbar?
3. Welche Vorgänge spielen sich während des Niederschmelzens des Einsatzes im Siemens-Martin-Ofen ab, vor allem wie groß ist die Sauerstoffaufnahme des Einsatzes während der Einsetz- und Einschmelzzeit?
4. Welche Zusammenhänge bestehen zwischen der Sauerstoffaufnahme beim Einschmelzen und der Entkohlungsgeschwindigkeit beim Fertigmachen unter Berücksichtigung der im Bade verlaufenden weiteren Reaktionen und der Temperaturverhältnisse im Ofenraum?
5. Welche Richtlinien ergeben sich hieraus für die Bauweise der Ofenköpfe im besonderen Hinblick auf die Leistung des Ofens und einwandfreie Beschaffenheit der Schmelzen?

Zusammenfassung.

Auf Grund von Betriebserfahrungen an verschiedenen Siemens-Martin-Oefen und von feuerungstechnischen Ueberlegungen werden Richtwerte für die Kopfabmessungen derartiger Oefen gegeben. Der aus ihnen sich ergebende Verlauf der Verbrennung beeinflusst nicht nur die Leistung, sondern auch die Frischwirkung des Ofens, wobei unter Frischwirkung im engeren Sinne das Verzundern des eingesetzten Werkstoffes durch die Flammgase verstanden sei. Es ist anzunehmen, daß zwischen dieser Oxydation des Schrottes und dem wissenschaftlich häufig behandelten

Verlauf der Entkohlgeschwindigkeit und des Eisenoxydgehaltes des Bades engere Beziehungen bestehen, die noch weiterer Klärung bedürfen. Ein Versuch, der den Einfluß des Sauerstoffüberschusses der Flamme auf die Leistung und Frischwirkung feststellen sollte, zeigte, daß die Verminderung des Luftüberschusses die Ofenleistung beeinträchtigt. Hieraus geht der erhebliche Einfluß strömungstechnischer Vorgänge, z. B. der Lage der Flamme auf die Ofenleistung, hervor. Schließlich ergab sich aus einer größe-

ren Umfrage bei mehreren Siemens-Martin-Werken, daß tatsächlich zwischen den Brennerabmessungen und der Verzunderung des Einsatzes engere Beziehungen herrschen, deren Art näher beschrieben wird. Aus allem ergibt sich die Notwendigkeit, die Zusammenhänge zu erforschen, die zwischen der Bauweise des Ofenkopfes, dem Verlauf der Verbrennung, der Ofenleistung, der Oxydation des Einsatzes und den während des Kochens ablaufenden Reaktionen bestehen.

In der sich anschließenden Erörterung wurde folgendes ausgeführt.

K. Köhler, Gleiwitz: Wir haben vor einiger Zeit ebenfalls Untersuchungen angestellt, um die Einwirkung von Brennerumbauten auf die Leistung von Siemens-Martin-Oefen kennenzulernen.

Der Anlaß zu den Untersuchungen war der, daß die Leistung der Ofen in den betreffenden Stahlwerken nicht voll befriedigte. Es sollte daher versucht werden, durch kleine, nicht kostspielige Änderungen bei den normalen Ofenzustellungen die Leistung zu steigern.

Vorhanden sind in dem Stahlwerk drei Ofen, von denen nur die Ofen I und III abwechselnd in Betrieb waren. Ihre Herdfläche ist mit 14,7 und 18,0 und bei der zweiten Neuzustellung 18,3 m² verhältnismäßig klein; besonders ungünstig ist das Verhältnis Herdfläche mit 3,3 und 3,6; die Ofen sind reichlich schmal. Zur Beheizung dient oberschlesisches Generatorgas. Im allgemeinen werden Schmelzen mit 22 bis 25 t Gewicht abgestochen.

schleiß einzelner Gewölbeteile vermieden werden. Da die Ofen sehr schmal sind, war eine gleichmäßige Beheizung über die ganze Ofenbreite (Querbeheizung) von vornherein gegeben; es mußte sogar dafür gesorgt werden, daß die Flamme nicht zu breit wurde und Vorder- und Rückwand des Ofens in Mitleidenschaft zog.

Die Mittel zur Beeinflussung der Brennlänge des Gases im Ofen und der Flammenführung sind die Winkel des Gas- und Luftzuges gegen die Waagerechte, die Austrittsquerschnitte der Züge in den Herdraum, also Gas- und Luftgeschwindigkeit, und schließlich die Höhe der Gaszugsole über der Schaffplattenebene sowie die Stärke der Zunge zwischen Gas- und Luftzug.

Zahlentafel 9 und Abb. 5 zeigen die vorgenommenen Änderungen.

Eine wenig günstige Anwendung der verfügbaren Mittel zeigt der alte Zustand von Ofen III in Abb. 5. Die Gaszugsole liegt wenig über der Schaffplattenebene, der Zug ist verhältnismäßig stark gegen die Waagerechte geneigt; der Gasstrom prallt dadurch sofort auf das Bad und wird abgelenkt. Liegen noch Schrottberge im Ofen, so wird die Ablenkung verstärkt und gefährlicher. Der

Zahlentafel 9. Abmessungen der Ofen.

	Gitterwerksraum je Kammer				Kopfwinkel			Gaszugsole über Schaffplatte mm	Zungenstärke mm	Querschnitt		Geschwindigkeit	
	Gaskammer		Luftkammer		Gaswinkel α	Luftwinkel β	Schnittwinkel γ			Gaszug m ²	Luftzug m ²	Gas Nm/s	Luft Nm/s
	m ³	m ³ t Stundenleistung	m ³	m ³ t Stundenleistung									
Ofen I													
Alter Zustand .	40,1	3,2	16,4	5,2	17° 56'	37° 36'	19° 40'	200	350	0,1200	0,5400	5,6	4,7
1. Neuzustellung	12,3	3,6	19,9	5,9	12° 17'	35° 49'	23° 32'	220	350	0,1100	0,5000	6,6	2,0
2. Neuzustellung	12,3	3,4	19,9	5,5	9° 40'	32° 30'	23° 20'	290	350	0,1130	0,5000	7,0	2,2
Ofen III													
Alter Zustand .	14,7	4,5	25,7	7,9	15° 16'	28° 21'	13° 5'	120	630	0,1215	0,6200	5,7	1,6
1. Neuzustellung	17,3	4,6	29,7	8,0	10°	29°	19°	270	350	0,1200	0,5040	6,7	2,2
2. Neuzustellung	17,3	4,3	29,7	7,4	10°	29°	19°	290	350	0,1200	0,5040	7,3	2,4

Da die für das Ausarbeiten der Schmelzen nach dem Loskochen zur Verfügung stehende Zeit von vornherein normal war, war eine Steigerung der Ofenleistung — neben dem bekannten Mittel der Erhöhung des Einsatzgewichtes — grundsätzlich nur durch Verkürzung der Einschmelzdauer, also schärferen Ofengang zu erreichen. Veränderungsmöglichkeiten bestanden an Ober- und Unterofen. Die Ausnutzung dieser Möglichkeiten für den Unterofen, d. h. die Kammern, geht aus Zahlentafel 9 hervor. Die Gitterwerksinhalte konnten bei Ofen I um etwa 20 %, bei Ofen III um etwa 16 % erhöht werden. Daß diese Maßnahme keinen allzu erheblichen Einfluß auf die nach Zahlentafel 10 wirklich eingetretene Leistungssteigerung der Ofen gehabt haben kann, zeigen die für den Gitterwerksinhalt/t Stundenleistung angegebenen Zahlen. Sie sind zwar bei der ersten Neuzustellung gestiegen — bei Ofen III ganz unwesentlich —, Ofen I hatte jedoch bei besserer Herdflächenleistung nur etwa 75 % des Gitterraumes/t Stundenleistung von Ofen III. Außerdem ist der bezogene Gitterwerksinhalt bei der zweiten Neuzustellung bei Ofen I ungefähr auf den Ausgangswert zurückgegangen und liegt bei Ofen III noch darunter.

In erster Linie sind die Veränderungen des Oberofens oder des Ofenkopfes für die Leistungssteigerung verantwortlich zu machen. Bei der Gestaltung des Ofenkopfes wurde eine möglichst heiße Flamme in möglichster Nähe des einziehenden Kopfes — kurze Flammen — bei strafster Flammenführung angestrebt. Durch das Entwickeln einer kurzen Flamme wurde die Forderung nach einer gleichmäßigen Längsbeheizung etwas außer Acht gelassen, da angenommen wurde, daß bei möglichst heißer Flamme die Wärmeausnutzung des Rauchgases im Oberofen und damit die Einschmelzleistung am günstigsten sein würde. Durch die straffe Flammenführung sollte ein Flackern der Flamme und ihre Ablenkung vom Bad und damit vor allem ein vorzeitiger Ver-

Zahlentafel 10. Leistung der Ofen.

	Gesamterzeugung je Ofenreise			Davon siliziert und unsiliziert normal		
	t	Stundenleistung t/h	Herdflächenleistung kg/m ² /h	%	Stundenleistung t/h	Herdflächenleistung kg/m ² /h
Ofen I						
Alter Zustand .	6 905	3,10	211	87,2	3,16	215
1. Neuzustellung	7 556	3,31	225	85,3	3,37	230
2. Neuzustellung	6 961	3,61	246	88,2	3,64	248
Ofen III						
Alter Zustand .	8 730	3,25	181	82,0	3,24	180
1. Neuzustellung	8 654	3,64	202	85,4	3,73	207
2. Neuzustellung	10 440	4,04	222	89,8	4,07	224

Luftzugwinkel (vgl. auch Zahlentafel 9) ist gegenüber dem Gaszugwinkel klein, der Schnittwinkel $\gamma = \beta - \alpha$ also ebenfalls gering, so daß die Luft erst sehr spät an das Gas gelangt, ein Umstand, der durch eine übermäßig starke Zunge zwischen Gas- und Luftzug noch unterstützt wird; die Verbrennung wird hierdurch stark verschleppt. Nimmt man noch die großen Einströmöffnungen mit ihren geringen Gas- und Luftgeschwindigkeiten hinzu, so ergibt sich ein mangelhaft geführter, vom Bad abprallender Gasstrom, dessen Verbrennung erst spät einsetzt und schleppend erfolgt. Die Hauptverbrennung findet in der abziehenden Ofenhälfte statt; hier verbrennt das Gas aber nicht mehr auf dem Bad, sondern unter dem Ofengewölbe.

Bei Ofen I sind die Bauverhältnisse im alten Zustand nicht so ungünstig (Abb. 5); doch sind auch hier die Kopfwinkel noch zu steil, die Gaszugsole liegt zu dicht über dem Bad, und die Gas- und Luftgeschwindigkeiten sind zu gering.

Zur Bestätigung der aus dem vorliegenden Zustand gewonnenen Ansichten wurden bei der ersten Neuzustellung zunächst von Ofen I einige vorsichtige Aenderungen getroffen (s. *Zahlentafel 9 und Abb. 5*). Der Erfolg entsprach der Erwartung (s. *Zahlentafel 10*). In der Folge konnten daher schnell die endgültigen Abmessungen festgelegt werden.

Der Gaszugwinkel α wurde von 18 und 15° auf 9 und 10° heruntersetzt. Dadurch und durch das Anheben der Gaszugsohle bis auf 290 mm über die Schaffplattenebene wurde erreicht, daß der Gasstrom flach über das Bad hinweggleitet und auch durch noch nicht völlig heruntergeschmolzenen Schrott nicht an das Gewölbe abgelenkt wird (s. *Abb. 5*, Neuzustellung). Eine straffe Führung des Gasstromes wird durch die Steigerung der Gasgeschwindigkeit auf 7,3 Nm/s gewährleistet. Bei der ersten Neuzustellung von Ofen I ergaben sich dadurch Schwierigkeiten,

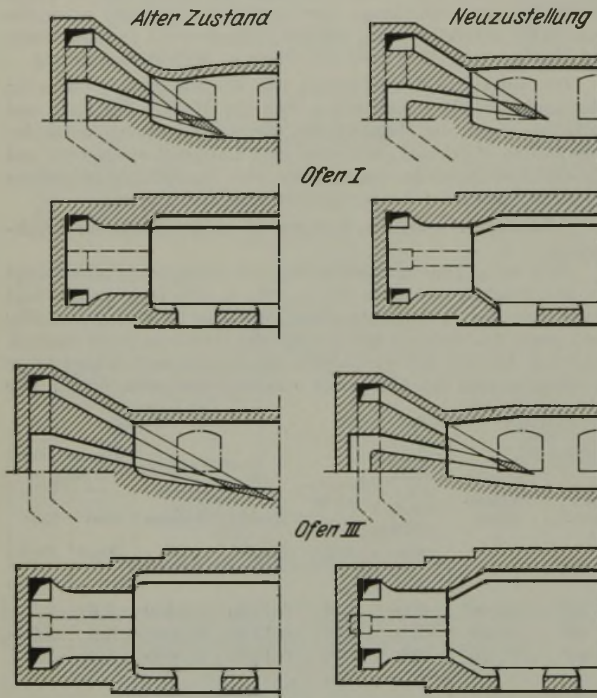


Abbildung 5. Kopfbauten der Oefen I und III.

daß die Flamme zu breit wurde und vor allem in den Ecken neben der Gaszugmündung Flammenwirbel auftraten, die das Kopfmauerwerk angriffen. Bei Ofen III konnten diese Nachteile durch Einziehen des Kopfes vermieden werden. Bei Ofen I war dieses Mittel wegen der geringen Ofenlänge nur beschränkt anwendbar. Hier wurde mit Erfolg die Gaszugbreite zugunsten der Höhe vermindert; das Verhältnis $\frac{\text{Höhe}}{\text{Breite}}$ stieg von 0,60 auf 0,75.

Die Luft wird, um die gewünschte kurze Flamme zu erhalten, möglichst schnell auf den Gasstrom geleitet. Zu diesem Zweck wurde zunächst die Stärke der Zunge zwischen Gas- und Luftzug auf das für einen Ofen ohne Kopfkühlung geringstmögliche Maß von 350 mm gebracht. Auch die Luftgeschwindigkeit wurde gesteigert. Doch ging man hier, um den Gasstrom nicht zu zerschlagen, nicht über eine Luftgeschwindigkeit von 2,4 Nm/s hinaus. Aus dem gleichen Grunde verbietet sich ein zu steiler Luftzugwinkel; er wurde schließlich für Ofen I auf 32,5° und für Ofen III auf 29° festgelegt, so daß sich ein Schnittwinkel γ von 23,3 und 19° ergibt. Dabei kann $\gamma = 19^\circ$ für normal gelten, während $\gamma = 23,3^\circ$ schon etwas hoch liegt. Ausschlaggebend war der Gedanke, in dem kürzeren Ofen I die Flamme möglichst nahe am einströmenden Kopf zu entwickeln, wofür höhere Werte von β und γ mit in Kauf genommen wurden.

Einen guten Anhalt für die Beurteilung der Art der Flammenführung gibt das Viereck, das sich als Schnittbild von Gas- und Luftzugsohle und -scheitel ergibt. Seine ungünstige Lage (*Abb. 5*) bei Ofen III (alter Zustand) hätte die vorhandenen schlechten Verbrennungsverhältnisse voraussagen lassen. Bei der ersten Neuzustellung ist es stark an den einströmenden Kopf herangerückt und liegt flach auf dem Bad. Das Betriebsbild zeigte eine straff geführte Flamme, die nach dem zweiten Ofendrittel ausgebrannt war und sich nicht vom Bad abhob. Der Erfolg war eine Steigerung der Ofenleistung um 12%. Bei der zweiten Neu-

zustellung wurde die Herdfläche vergrößert und die Gaszugsohle noch etwas angehoben. Es trat eine Leistungssteigerung um weitere 12% ein. Bei Ofen I lag das Viereck zwar von vornherein günstiger, war aber noch zu steil auf das Bad gerichtet und lag zu tief. Bei dem ersten vorsichtigen Versuch zeigte das Viereck eine bessere Lage; die Ofenleistung stieg um 7%, die Flamme brannte, abgesehen von den oben erwähnten Wirbeln am Ofenkopf, ruhig. Da bei der zweiten Neuzustellung das Bestreben, die Flamme möglichst flach über das Bad hinwegzubringen, ausschlaggebend war, und diese Flammenführung nicht durch zu steiles Auftreffen der Luft gefährdet werden sollte, mußte das Viereck etwas auf die Ofenmitte zurücken; eine Leistungssteigerung um weitere 9% gab jedoch der getroffenen Anordnung recht.

A. Ziegler, Malapane: Ueber die Entwicklung der Siemens-Martin-Oefen eines oberschlesischen Stahlwerks in den Jahren 1932 und 1933 kann ich folgendes berichten. Die Ofenanlage des Stahlwerks besteht aus einem 80-t-Ofen, Bauart Demag, vier alten 40-t-Oefen und einem kippbaren 100-t-Ofen, Bauart Demag.

Der 80- und der 100-t-Ofen sind an eine neue Drehrost-Gaserzeugeranlage (Rehmann) angeschlossen, die gelegentlich auch einen der alten Oefen mitversorgt. Die alten Oefen haben teils Festrost-Gaserzeuger von Bender und Främbis, teils Kerpely-Drehrost- und alte Siemens-Schrägrost-Gaserzeuger. Während an der Bauart der neuen Oefen nichts auszusetzen ist, hatten die alten 40-t-Oefen zahlreiche Mängel. Die Strömungsquerschnitte der veralteten Trommelventile für das Gas und die Luft und die aufsteigenden Züge in den Köpfen waren zu eng und die Querschnitte der Gasbrenner demnach viel zu groß. Um dennoch die Flamme einigermaßen zu führen, hatte man bei früher zwei, dann einem Gaszug in jedem Brenner verhältnismäßig hohe Luftgeschwindigkeiten (etwa 3 m/s bei 0°, 760 mm QS) angewandt. Die Gas- und Luftpumpen waren übermäßig groß. Diese Mängel traten bereits in einer Umfrage über die Abmessungen und Leistungen der Wärmespeicher oberschlesischer Siemens-Martin-Oefen⁷⁾ deutlich hervor; der in dieser Umfrage behandelte Ofen III, der von betreffendem Werk stammt, fiel durch seine geringe Gasgeschwindigkeit im Brenner, durch die Größe seiner Kammer, seine geringe Leistung und den hohen Brennstoffverbrauch aus dem Rahmen der übrigen heraus, trotzdem er mit flüssigem Roheisen arbeitete. Die Verbesserungsmaßnahmen erstreckten sich daher hauptsächlich auf diese 40-t-Oefen IV und VI, die im Zuge der Neuzustellungen soweit als möglich umgebaut und außer den nachstehenden Aenderungen mit einer neuen Verankerung, mit Wasserkühlung verschiedener Teile (Türbalken und Gasköpfe) und sonstigen Verbesserungen versehen wurden.

In der Erkenntnis, daß der gleichfalls sehr hohe Steinverbrauch der Oefen mit durch die übermäßig großen Kammern bedingt wurde, ging man zunächst an die verhältnismäßig einfache Verkleinerung des Kammerinhaltes und der Heizfläche bei den 40-t-Oefen heran. *Zahlentafel 11* enthält Angaben über die Grundfläche, die Höhe, den Inhalt und die Heizfläche des Gitterraumes je eines Kammerpaares und den Austrittsquerschnitt von Gas und Luft im Brenner. Bei jedem Ofen bezeichnet die oberste waagerechte Spalte die Baudaten zu Ende des Jahres 1931, die unterste den nach verschiedenen Zwischenstufen erreichten Zustand gegen Ende 1933. Man erkennt deutlich die Verkleinerung des Gitterraumes, die durch Abmauern eines Teiles der Grundfläche, also ohne Beeinträchtigung der Gitterhöhe, vermindert wurde. Der Vergleich des Gitterraumes und der Gitterheizflächen im früheren und verbesserten Zustand nach *Zahlentafel 3* zeigt weiter, daß im Durchschnitt der Gitterraum dieser vier Oefen von 106 auf 83,4 m³ für ein Kammerpaar, also um 21,5%, ihre Heizfläche von 1176 auf 983 m², d. h. um 16,5% verkleinert worden ist. Der Umbau des gesamten Oberofens einschließlich Herd wurde an den Oefen IV und VI durchgeführt, während die Oefen II und V nur neue Köpfe erhielten. Wie man aus *Zahlentafel 11* weiter sieht, wurde der Gasquerschnitt des Brenners im Mittel auf etwa 0,25 m², d. h. also um 10 bis 20% verkleinert und dadurch die Gasgeschwindigkeit von etwa 3,5 auf 4,5 bis 5,0 Nm/s gesteigert. Die an sich erwünschte weitere Verkleinerung des Gasquerschnitts war wegen der schlechten Zugverhältnisse (zu enges Trommelventil) nicht möglich. Umgekehrt wurde der Luftquerschnitt in den Brennern erheblich, und zwar fast um 50% vergrößert und die Luftgeschwindigkeit auf etwa 1,5 Nm/s herabgesetzt. Der Neigungswinkel des Gasstrahls betrug 8°, der des Luftstrahls 28°. Außerdem wurden im Laufe des Jahres 1933 mit Hilfe einer neuen Gasleitung die Rehmann-Gaserzeuger an die Oefen V und VI angeschlossen und die alten Siemens-Gaserzeuger stillgesetzt.

Die teils durch diese Umbauten, teils durch Aenderung der Betriebsverhältnisse hervorgerufenen Verschiebungen der Leistung

⁷⁾ Vgl. Stahl u. Eisen 51 (1931) S. 873.

Zahlentafel 11. Kammer- und Brennerwerte der Oefen II, IV bis VI.

Ofen Nr.	Zeit	Brennerquerschnitt		Gaskammern				Luftkammern				Gesamt-Heizfläche m ²	Gesamt-Gitterraum m ³
		Gas cm ²	Luft cm ²	Grundfläche m ²	Gitterhöhe m	Gitterraum m ³	Heizfläche m ²	Grundfläche m ²	Gitterhöhe m	Gitterraum m ³	Heizfläche m ²		
II	Ende 1931	0,30	0,80	10,8	4,60	50,0	572	12,4	4,60	57,0	615	1187	107
	Ende 1933	0,26	1,20	9,45	4,60	43,4	475	10,9	4,60	50,5	605	1080	93,8
IV	Anfang 1932			9,60	4,60	44,2	506	13,0	4,60	59,7	643	1149	103,9
	Ende 1933	0,257	1,24	6,77	4,60	30,7	401	10,4	4,60	47,8	631	1032	78,5
V	Ende 1931	0,344	0,72	10,80	4,50	48,7	557	12,9	4,50	58,0	627	1184	106,7
	Ende 1933	0,240	1,17	6,13	4,75	29,2	379	8,8	4,75	41,9	532	911	71,1
VI	Ende 1931	0,280	0,80	10,80	4,60	49,5	567	12,4	4,60	57,0	615	1182	106,5
	Ende 1933	0,255	1,26	8,70	4,60	40,0	448	10,9	4,60	50,2	562	1010	90,2

Zahlentafel 12. Leistung, Kohlenverbrauch und Roheisensatz der Siemens-Martin-Oefen II, IV bis VI.

	Anfang 1932	Ende 1933
Leistung t/h	4,5	5,45
Steigerung %		21,2
Roheisen flüssig %	10,64	24,3
Roheisen gesamt %	29,5	31,5
Kohlenverbrauch (H _u = 6500 kcal/kg) kg/t	320	248

und des Brennstoffverbrauches der Oefen II und IV bis VI sind in Zahlentafel 12 niedergelegt. Dabei enthält die Leistung von Anfang 1932 mit 4,5 t/h schon den ersten Anfang der Umbauten und betrieblichen Verbesserungen. Die Leistungssteigerung fällt ganz besonders auf; sie ist aber nicht nur durch diese Umbauten, sondern auch durch eine nennenswerte Steigerung des Anteiles an flüssigem Roheisen von 10,64 auf 24,3 % im Durchschnitt bedingt, während der gesamte Roheisenanteil von 29,5 auf etwa 32 % stieg. Man muß also den Einfluß der Steigerung des Satzes an flüssigem Roheisen aussondern. Umfangreiche Großzahlforschungen an alten Siemens-Martin-Oefen dieses Werkes, die den Einfluß des Roheisensatzes auf die Stundenleistung während ein und derselben Ofenreise klarstellen sollten, führten zu dem Ergebnis, daß im Durchschnitt jedes Prozent flüssigen Roheisensatzes die Leistung um 0,8 bis 0,9, im Mittel 0,85 % steigert. Daraus ergibt sich als Folge des größeren Einsatzes an flüssigem Roheisen eine Leistungserhöhung von (24,3 - 10,6) · 0,85 = 11,7 %. Der verbleibende Betrag der Mehrleistung, der durch Umbauten erreicht wurde, ist damit 21,2 - 11,7 = 9,5 %. In dieser Zahl prägt sich der Einfluß des Umbaus der Köpfe und des Verkleinerns der Kammerheizfläche aus. Der Einbau von Kühlungen in den verhältnismäßig kleinen Oberofen vermindert zwar an sich die Ofenleistung und steigert den Brennstoffverbrauch; wenn sich aber trotzdem dieser Einfluß nicht durchgesetzt hat, im Gegenteil der Brennstoffverbrauch von 34 auf 24,8 % gefallen ist, so spricht dies deutlich für die Richtigkeit des bei der Bemessung der Köpfe und Kammern eingeschlagenen Weges, der leider bei den Köpfen wegen der Kleinheit der Querschnitte der Trommelventile nicht folgerichtig weiterbeschritten werden konnte. Man kann daraus folgern, daß die Oefen noch nicht ihre Bestleistungen erreicht haben. Diese sind erst dann zu erwarten, wenn die engen Trommelventile durch genügend große Ventile ersetzt werden, so daß den Oefen genügend Gas zugeführt und die Gasgeschwindigkeit in den Brennern weiter gesteigert werden kann.

H. Bansen, Rheinhausen: Ich sehe die Ausführungen von Herrn Wesemann insofern als einen großen Fortschritt in unseren Betrachtungen des Siemens-Martin-Ofens an, weil sie eine Brücke zwischen dem Siemens-Martin-Ofen als reinem Heizapparat und den metallurgischen Vorgängen zu schlagen suchen. Die Betrachtung des Siemens-Martin-Ofens vom rein wärmetechnischen Standpunkt aus krankte häufig daran, daß man die Beziehungen zu den metallurgischen Vorgängen übersah. Herr Wesemann deutete darauf hin, daß die Sauerstoffaufnahme beim Einschmelzen unverkennbar einen großen Einfluß auf den ganzen Verlauf des Siemens-Martin-Verfahrens habe. Diese Sauerstoffaufnahme habe ich zur Grundlage einer Betrachtung des Siemens-Martin-Verfahrens überhaupt zu machen versucht. Gelingt es, die Sauerstoffaufnahme beim Einschmelzen zahlen-

mäßig festzustellen, so hat man damit die ganze rechnerische Bewertung des Siemens-Martin-Verfahrens, nämlich die Ermittlung des Einsatzes und der Zuschläge, des Wärmebedarfes und der Schmelzdauer, in der Hand. Ich muß mich damit begnügen, Ihnen den Gedankengang hier kurz zu erläutern.

Schon Dichmann rechnet mit einer Sauerstoffaufnahme von etwa 20 kg/t durch die Flammfrischwirkung. Unter dieser Annahme habe ich in Abb. 6 das Siemens-Martin-Verfahren vom reinen Schrott- bis zum reinen Roheisen-Verfahren durchgerechnet und die Werte über dem Roheisensatz aufgetragen.

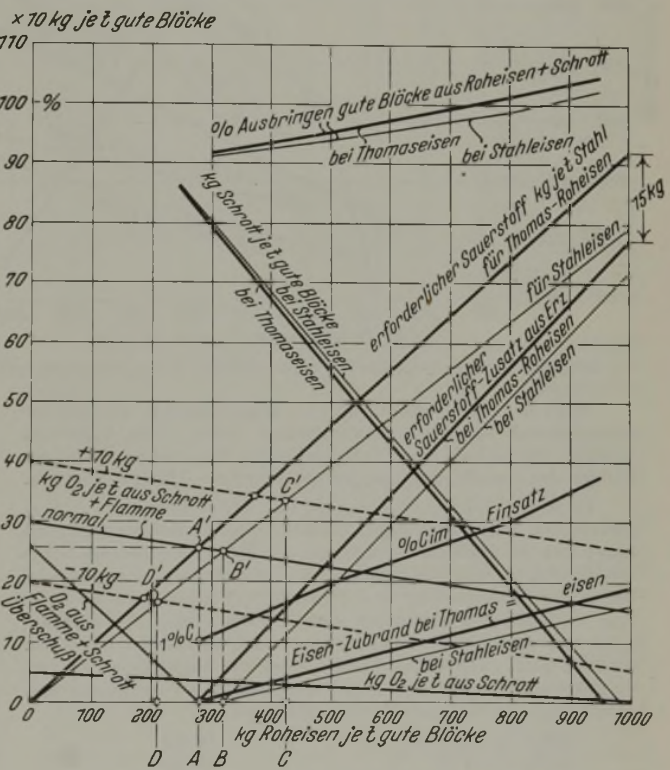


Abbildung 6. Eisenzubrand, Schrottsatz und Ausbringen.

Die Sauerstoffzufuhr aus der Flamme und dem Schrott kann man aus dem Unterschiede des Sauerstoffbedarfes des Roheisensatzes für das Fortfrischen seiner Begleitelemente und der Sauerstoffzufuhr durch Erz errechnen. Man muß dabei die Sauerstoffmenge in den Eisenoxiden der Schlacke berücksichtigen. Bei den angewendeten Roheisensorten schwankt wegen wechselnder Silizium-, Mangan- und Kohlenstoffgehalte der Sauerstoffbedarf bereits zwischen 70 und 84 kg/t Roheisen. Die errechnete Sauerstoffmenge aus Flamme + Schrott liegt je nach der Art des Schrottes zwischen 20 und 40 kg. Je leichter der Schrott ist, um so größer wird wegen der Vergrößerung der verzunderten Fläche der Abbrand.

Für die Rechnung wurden als normale Sauerstoffmenge 30 kg/t bei reinem Schrottsatz zugrunde gelegt. Bei steigenden

Roheisensätzen ergibt sich eine Verringerung der Sauerstoffzufuhr durch die Flamme. Andererseits ergibt sich aus dem steigenden Roheisensatz ein steigender Sauerstoffbedarf des Roheisens. Er ist für Thomasroheisen und für Stahleisen eingetragen. Der Schnittpunkt zwischen dieser Sauerstofflinie und dem Sauerstoffbedarf des Roheisensatzes ergibt den notwendigen Roheisensatz. Die beiden Grenzlinien bei einer Sauerstoffzufuhr von 20 kg/t bei reinem Schrottsatz bis 40 kg ergeben ohne weiteres eine Erklärung dafür, warum der notwendige Roheisensatz zwischen etwa 200 kg bei günstigen Verhältnissen und 400 kg bei einem sehr leichten Schrott und bei normalen Verhältnissen bei 300 kg/t Stahl liegt.

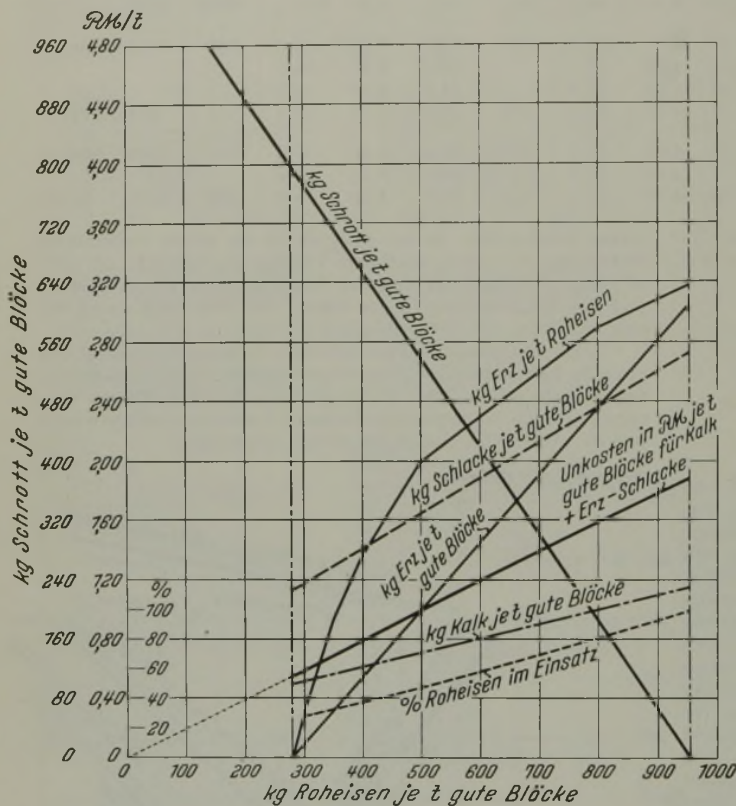


Abbildung 7. Einsatzstoffe für verschiedenen Thomas-Roheiseneinsatz.

Wird der Roheisensatz darüber hinaus erhöht, so muß der entsprechend höhere Sauerstoffbedarf durch Erze zugeführt werden. Man erhält einen entsprechenden Eisenzubrand und ein Steigen des Ausbringens, bezogen auf Schrott- + Roheiseneinsatz.

In Abb. 7 ist der Rechnungsgang weiter fortgesetzt. Ausgehend von dem notwendigen Erzsatz und dem Roheisenabbrand lassen sich die Schlackenmenge und der Kalksatz errechnen. Aus den fühlbaren und Reaktionswärmen des Einsatzes ergibt sich weiter der Wärmebedarf und daraus die Ofenleistung. So kann man schließlich den Einfluß des Schrott- und Roheisensatzes nicht nur nach Stoff-, sondern auch nach Zeitkosten bewerten. Rechnet man nach diesen Grundsätzen die Ergebnisse der verschiedenen Oefen nach, so findet man, auf die t gute Blöcke umgerechnet, etwa folgende Sauerstoffmengen:

- Oefen 3, 9 bis 11 16 kg
- Oefen 5 bis 8 18 kg
- Ofen 1 20 kg
- Oefen 2 und 4 23 bis 24 kg.

Außer bei den Oefen 2 bis 4 handelt es sich durchweg um das gleiche Schrottsatzverfahren mit einem Schrottsatz von 200 bis 230 kg/t Einsatz oder etwa 250 kg/t gute Blöcke mit kleinen Erzsätzen zum Ausgleich, die 2 bis 4 kg Sauerstoff einbringen.

Ofen 4 weist den verhältnismäßig hohen Roheisensatz von 293 kg/t Einsatz oder etwa 330 kg/t gute Blöcke bei einem Erzsatz von nur 14,3 kg/t deshalb auf, weil offenbar infolge einer starken Frischwirkung die Sauerstoffzufuhr aus der Flamme mit 24 kg/t gute Blöcke verhältnismäßig hoch liegt. Er zeigt zugleich die höchste Entkohlungsgeschwindigkeit von 0,38 % C/h.

Die gleiche starke Sauerstoffaufnahme aus der Flamme zeigt Ofen 2, bei dem der überhöhte Roheisensatz zugleich einen um 40 bis 50 kg höheren Erzsatz bedingt.

Ofen 3 fällt neben Ofen 2 durch seinen hohen Roheisensatz aus dem Vergleich mit den Schrottschmelzen heraus. Er hat im Gegensatz zu Ofen 2 eine größere Entkohlungsgeschwindigkeit. Die niedrigste Entkohlungsgeschwindigkeit mit 0,12 % C/h weisen die Oefen 5 bis 8 auf.

Entgegen meiner ursprünglichen Annahme läßt sich eine Beziehung zwischen der Sauerstoffaufnahme aus der Flamme und der Entkohlungsgeschwindigkeit nicht feststellen. Ich halte es aber für empfehlenswert, der Frage der Sauerstoffaufnahme durch die Flamme weiter nachzugehen. Ich möchte nur darauf hinweisen, daß der Abbrand durch die Flamme beim Einschmelzen eine ganz erhebliche Bedeutung für den thermischen Verlauf der Schmelze hat. Der Eisenabbrand beim Einschmelzen bedeutet zunächst einen erheblichen Wärmegewinn und damit eine Temperaturzunahme und ein rascheres Einschmelzen. Man erhält aber eine größere Menge Eisenoxydul in der Schlacke, der ähnlich wie ein Erzsatz wirkt und nachträglich einen Wärmebedarf für die Reduktion des Eisenoxydul erfordert.

A. Ristow, Düsseldorf: Zu der dritten und vierten Frage von Herrn Wesemann, welchen Einfluß die Vorgänge während des Niederschmelzens auf die Sauerstoffaufnahme des Einsatzes ausüben, und ferner, welche Zusammenhänge zwischen der Sauerstoffaufnahme beim Einschmelzen und der Entkohlungsgeschwindigkeit beim Fertigmachen bestehen, kann ich aus einer älteren Versuchsreihe einige Angaben auch über mit Mischgas beheizte Oefen machen.

Die Zahlen stammen von 6 Werken der Vereinigten Stahlwerke, die denselben Stahl mit 0,2 bis 0,6 % C herstellen. Die Ergebnisse sind in Abb. 8 und 9 wiedergegeben, die auch Angaben über die damals verwendeten Gasarten enthalten. Es wurde nur die Zeit von der ersten Probe bis zum Abstich berücksichtigt.

Abb. 8 zeigt die Abhängigkeit des Eisenoxydulgehaltes vom Kieselsäuregehalt der Einlaufschlacke. Wie zu erwarten war und geringem ist, ist bei hohen Kieselsäuregehalten, also geringem Kalksatz im Einsatz, der Eisengehalt der Einlaufschlacke sehr niedrig, während umgekehrt bei niedrigen Kieselsäuregehalten, entsprechend einem hohen Kalksatz im Einsatz, der Eisengehalt der Einlaufschlacke sehr hoch liegt.

Wie auch bei den Ergebnissen von Herrn Wesemann ist der Einfluß der verwendeten Gase bei den vorliegenden Werken nicht klar erkennbar. Nehmen wir beispielsweise 20 % SiO₂ in der Einlaufschlacke als normal an, so ist festzustellen, daß bei diesem Prozentsatz die beiden am weitesten voneinander entfernten Werte im Eisengehalt von Werken stammen, bei denen in gleicher Weise mit Mischgas beheizt wird, während Oefen mit reinem

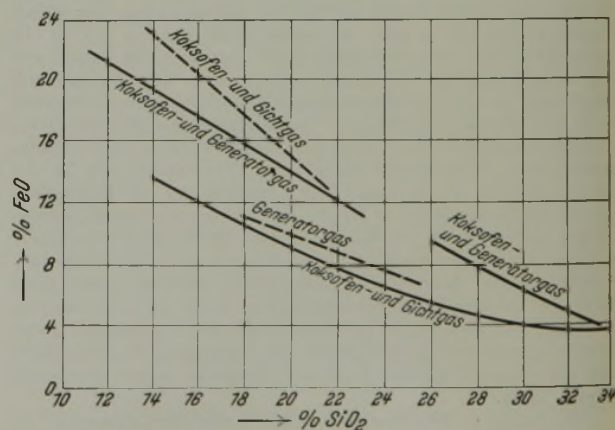


Abbildung 8. Verhältnis Σ FeO in der Einlaufschlacke zum SiO₂-Gehalt der Einlaufschlacke.

Generatorgas, dem man im allgemeinen die stärkste Frischwirkung zuschreibt, in diesem Falle fast die niedrigsten Eisengehalte in der Einlaufschlacke ergaben. Es müssen also hier noch andere Umstände, vor allem wohl die Beschaffenheit des Schrottes, die Temperatur und der Kalksatz von stärkerem Einfluß sein.

Mit dem Eisengehalt der Schlacke hängen der Erzsatz und die Entkohlungsgeschwindigkeit eng zusammen. Abb. 9 zeigt, wie die Entkohlungsgeschwindigkeit durch Sauerstoffzufuhr, in diesem Falle Erzzugabe, bei verschiedenen Beheizungsarten einflußt wird. Es handelt sich um dieselben Werke wie vorher.

Nimmt man einen Erzzusatz von etwa 1 % wie bei den oberschlesischen Werken als normal an, so haben die mit Mischgas beheizten Oefen zum Teil die niedrigsten (unter 0,002 % C/min), beim andern Werk dagegen sehr hohe, nämlich 0,007 % C/min Entkohlgeschwindigkeiten ergeben. Die mit Koksofengas und Generatorgas betriebenen Oefen liegen ebenfalls schon bei Erzzusätzen von 1 % bei Entkohlgeschwindigkeiten, die doppelt so hoch sind wie die Richtkurve von F. Beitter. Die ausschließlich mit Generatorgas betriebenen Oefen dagegen (I) liegen bei verhältnismäßig niedrigen Entkohlgeschwindigkeiten. Auch dieses Bild zeigt, daß, gleiche Erzzusätze vorausgesetzt, der Einfluß der Gasart auf die Entkohlgeschwindigkeit nicht von ausschlaggebendem Einfluß ist, sondern daß auch hier noch andere metallurgische Gründe in stärkerem Maße sprechen müssen.

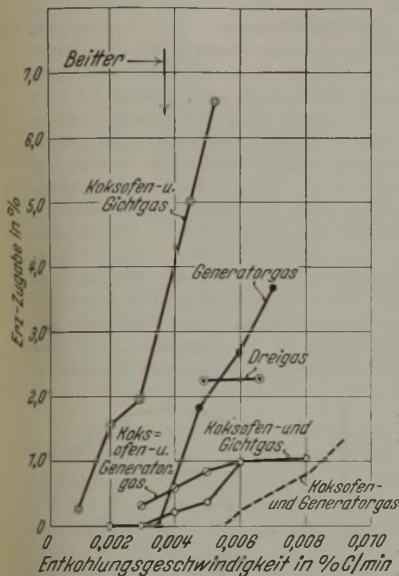


Abbildung 9. Entkohlgeschwindigkeit in Abhängigkeit vom Erzzusatz.

E. Herzog, Duisburg-Hamborn: Die Herren Bansen und Ristow sind soeben dem zweiten Teil der Untersuchungen von Herrn Wesemann, der Auswirkung der baulichen Gestaltung des Brennerkopfes auf die Frischwirkung, weiter nachgegangen. Ich möchte mich kurz dem ersteren Teil, der Auswirkung nach der rein feuerungstechnischen Seite hin, zuwenden. Herr Wesemann hat in seinem Bericht den Gasstrom und Luftstrom in ihrer Eintrittsgeschwindigkeit und ihrem Neigungswinkel sozusagen als gleichwertige Einflüsse behandelt. Demgegenüber kommt nach meinen eigenen Beobachtungen den Gasstromverhältnissen eine durchaus überragende Bedeutung zu. Bei der Mischgasbeheizung ohne oder mit nur geringfügigem Anteil von Generatorgas kann man dies besonders deutlich beobachten, da hier die Verbrennung und Wärmeübertragung noch empfindlicher auf jede Aenderung der Brennerkopfgestaltung anspricht. Der häufigste Fehler, der bei der reinen Mischgasfeuerung aus Hochofen-Koksofengas gemacht wird, ist der, daß man den Gaszugquerschnitt zu weit nimmt aus lauter Angst, man könnte zu wenig Abgas in die Gaskammer und damit eine unzureichende Frischgasvorwärmung bekommen. Aber auch die beste Frischgasvorwärmung nützt nichts, wenn die Gaseintrittsgeschwindigkeit nicht hoch genug ist.

Selbstverständlich darf man eine solche Auffassung aber nicht überspitzen dahingehend, daß man den Lufteintrittsverhältnissen überhaupt keine Bedeutung zuerkennt. Die wertvollen Darlegungen von Herrn Wesemann sind besonders geeignet, diesem Irrtum vorzubeugen. Dabei muß man sich aber immer vor Augen

halten, daß die physikalischen Vorgänge beim Zusammentreffen von Gas- und Luftstrom außerordentlich verwickelt sind und daß die Aufklärung dieser Vorgänge noch in den allerersten Anfängen steckt. Daher kann auch das Arbeiten mit einem „Schnittfeld“ von Gas- und Luftstrom nur als eine sehr rohe Anschauungsform gewertet werden. Es ist nach wie vor reine Empirie, was wir hier treiben, und deshalb wird sich auch der Betriebsmann zunächst weiter rein empirisch helfen müssen. Was er dagegen besser machen kann als bisher, ist, daß er in die Empirie mehr Planung hineinbringt. Es fehlen uns beispielsweise planmäßige Versuche, bei denen die Gasstromverhältnisse völlig unverändert bleiben, die Luftzugverhältnisse dagegen reihenweise geändert werden.

Es ist mir dann noch aufgefallen, daß Herr Wesemann die Gas- und Luftzugquerschnitte auf die stündliche Ofenleistung bezogen hat. Das erscheint mir deshalb bedenklich, weil die stündliche Ofenleistung keine unabhängige Größe ist, sondern in stärkster Abhängigkeit gerade von der baulichen Gestaltung des Gas- und Luftzuges steht. Es erscheint mir daher richtiger, als Bezugsgröße entweder die Herdfläche oder den tatsächlichen Ofeneinsatz zu nehmen. Dieser Einwand ist insofern von praktischer Bedeutung, als in der stündlichen Ofenleistung auch die besonderen Betriebseinflüsse des einzelnen Werkes in besonders starkem Maße mit enthalten sind. Man wird also die Brennerkopfmäße bezogen auf den wirklichen Einsatz viel unbedenklicher auf andere Werke übertragen können als bezogen auf die stündliche Ofenleistung. Ich denke hier besonders an eine Kurve, die den Gaszugquerschnitt in Abhängigkeit vom tatsächlichen Ofeneinsatz zeigt und die mir selbst schon wertvollste Dienste geleistet hat,

H. Bansen: Wie Herr Herzog feststellte, ist es nicht leicht, den Einfluß der Kopfbauart wegen der Verknüpfung der Beheizung mit dem metallurgischen Verlauf klar herauszustellen. Hinzu kommt noch der Einfluß der Gasart, die durch die Art der Wärmeübertragung einen erheblichen Einfluß auf die Entkohlgeschwindigkeit haben kann. Beim oxydierenden Einschmelzen wird Wärme frei; sie wird bei der Wiederreduktion des Eisens aus der Schlacke wieder verbraucht. Infolgedessen hat die Wärmezufuhr auf die Badoberfläche einen maßgebenden Einfluß auf die Entkohlgeschwindigkeit. Das Schäumen der Schlacke, das bei höherem Roheisensatz eintritt, ist ursächlich darauf zurückzuführen, daß die Reduktion des in der Schlacke gebundenen Eisenoxyduls erst bei einer gewissen Temperatur eintritt. Kocht die Schmelzung los, so kann der Wärmebedarf bei der eintretenden Reduktion die Wärmezufuhr zur Badoberfläche übersteigen, so daß eine Unterkühlung der Schlackendecke eintritt. Das Schäumen ist eine Folge des sinkenden Flüssigkeitsgrades der Schlacke und verringert weiter die Wärmeaufnahme; es wird durch eine vorübergehende für die Viskosität ungünstige Zusammensetzung der Schlacke unterstützt.

Wir werden also noch sehr viele weitere Arbeit leisten müssen, bis wir eindeutig die Einwirkung der Kopfbauart und der Beheizungsweise von dem Einfluß der verschiedenen metallurgischen Vorgänge trennen können.

F. Wesemann, Düsseldorf: Herr Herzog hat mich wahrscheinlich mißverstanden. Ich habe in meinem Bericht mehrfach hervorgehoben, daß für die Ofenleistung in erster Linie die Gasgeschwindigkeit im Brenner entscheidend ist und daß nach den oberschlesischen Erfahrungen schlechtgehende Oefen in der Regel eine zu niedrige Gasgeschwindigkeit im Brenner aufweisen. Dagegen kann man die Geschwindigkeit und den Neigungswinkel des Luftstrahls im Brenner innerhalb gewisser Grenzen wählen, jedoch sind diese beiden Größen einander zugeordnet.

Gegenüber dem Hinweis, die Querschnitte der Brenner statt auf die Stundenleistung auf das Einsatz- oder Schmelzgewicht zu beziehen, muß bedacht werden, daß diese Forderung eine unmittelbare Verhältnismäßigkeit zwischen der Stundenleistung und dem Einsatzgewicht des Ofens voraussetzt, was aber praktisch kaum zutrifft. Aus diesem Grunde schien mir die Kennzahl Gasquerschnitt je t Stundenleistung derjenige Wert zu sein, der die auf die Geschwindigkeit im Brenner wirkenden Einflüsse am besten wiedergibt.

Umschau.

Organisation der Gasmengenmessung auf der Friedrich-Wilhelms-Hütte, Mülheim.

Die Verrechnung der auf dem Werk erzeugten Gicht- und Koksofengasmengen sowie der fremd bezogenen Gasmengen führte bei der großen Anzahl der im Werk liegenden verbrauchenden Betriebe dazu, die vorhandenen Geräte- und Meßstellen in je einer Kartei zusammenzustellen. Durch diese Zusammenstellung wird erstens eine klare Uebersicht über die Meßanlagen erzielt und zweitens ein leichtes Auswerten möglich, so daß eine tägliche

Abrechnung des Gases erfolgen kann. Die Zusammenfassung in Karteien war um so notwendiger, da die einzelnen Verbrauchsstellen zum Teil noch unterteilt gemessen und verrechnet werden müssen. Die Einführung der Kartei ermöglicht es, den Verbrauch vom vorhergehenden Tage dem Abnehmer am darauffolgenden Tage bis gegen 16 Uhr bekanntzugeben. Werden die angegebenen Verbrauchsmengen bis zum Ablauf des der Zustellung folgenden Tages nicht beanstandet, so gelten sie als anerkannt. Diese möglichst schnelle und tägliche Zustellung hat den Vorteil, daß der

Verbraucher über dem Durchschnitt liegenden Wärmeverbrauch schnell erkennen und eingreifen kann. Er gewinnt einen Überblick über die voraussichtlichen Brennstoffkosten je erzeugte Einheit für den laufenden Monat.

Bei der wesentlich geringeren Zahl an Meßgeräten und Meßstellen für Dampf und Wind erschien es nicht notwendig, auch hierfür eine Karte einzurichten, obwohl auch der Dampf- und Windverbrauch ebenfalls täglich verrechnet und die Mengen den Verbrauchern täglich zugestellt werden.

Bezeichnung: <u>Gasvolumenwaage, Ringwaage</u>	
Hersteller: <u>Subso</u>	Typ: <u>BR</u> Nr. <u>36517</u>
Baujahr: <u>1934</u> beschafft: <u>1934</u>	Preis: <u>525,-</u>
Lieferfirma: <u>Subso</u>	
Trommel: <u>1 Umdr. in Std</u>	
Rolle: <u>3 Papieranschläge: 20 mm/h</u>	
Besondere Kennzeichen, Änderungen, Umbauten usw.	
Bereich: <u>Nr</u>	Meßbereich <u>Githk Str</u>
<u>Vg w</u> <u>52</u>	<u>Vh = 6,7,9</u> <u>R W I</u> <u>...</u> <u>K</u> <u>Kv3</u>

Abbildung 1. Karteikarte für Meßgeräte.

Bei den etwa 200 Geräten für Gasmenge- und Druckmessungen jedoch war die Einrichtung einer Geräte- und Meßstellenkarte unumgänglich. Abb. 1 zeigt die Karten der Gerätekarte unter Verwendung des Acme-Kartensystems, die für jedes Gerät, ob Mengen-, Druck-, Zug- oder Temperaturmesser, geeignet ist. Im Kopf der Karte sind Bezeichnung, Hersteller, Bauart, Gerätenummer der Herstellerfirma, Baujahr, Beschaffungsjahr, Preis, Lieferfirma, Rolle, mit der das Gerät zu belegen ist, und der Papieranschub eingetragen. Im mittleren Felde werden besondere Kennzeichen, Änderungen und Umbauten eingetragen, wie

Jan	Febr	März	April	Mai	Juni	Juli	Aug.	Sept.	Okt.	Nov.	Dez.	Meßstelle
Meßstellenkarte für Koksgasmenge-messung												Kkv3
Staurandmessung												Meßgerät
Gefäßnr. <u>4</u>												Vg 52
Leitungs ϕ D = <u>400</u> mm l.w. Bei 1m Geschw. <u>452</u> m ³ /h												
Staurand												
Nr.	Dat.	ϕ außen	ϕ innen	d_1	μ	α	x	V_1	$V_0 = x \cdot \sqrt{h} \cdot \frac{\gamma_t \text{ trocken}}{\gamma_t \text{ naß}}$			
1.	2.9.1934	495	241	0,601	0,363	0,65	900	654	bei $Vh=1, \gamma_0 = 0,53 \text{ Nm}^3/\text{m}^3$			
$t = 75^\circ \text{C}$												
$B+H = 780 \text{ mm Hg}$												
$HO = 4400 \text{ Nm}^3/\text{m}^3$												
$V_1 = x \cdot 0,3165 \pi^3 \text{ Nm}^3$												

Abbildung 2. Kontrolle der Meßstelle.

sie verschiedentlich an Topfgeräten vorgenommen wurden. Die Bezeichnung „V g w“ besagt, daß es sich um eine Gasvolumen-Ringwaage handelt zum Unterschied von einem Gasvolumen-Topfapparat „V g t“ oder Gasvolumen-Topfapparat mit dicht schließender Haube „V g t h“. Handelt es sich um Druckmesser für Gase, so ist die Bezeichnung entsprechend, nur daß „D g w“ statt „V g w“ gesetzt wird, was Gasdruck-Ringwaage bedeutet. „Nr. 52“ gibt die laufende Nummer der Mengemesser oder Druckmesser an. In der Spalte „Meßbereich“ wird bei Mengemessern der \sqrt{h} -Wert, bei Druckmessern der h-Wert eingetragen. R bedeutet reduzierend, W = Wasserfüllung und Eichkurve „1“, daß das Gerät erstmalig geeicht ist. In der Spalte „S t r“ wird die Nummer des Streifens (bei Gerät mit 24-h-Trommelstreifen) eingetragen, mit dem das Gerät zu belegen ist. Die Spalten Januar bis Dezember werden mit Reitern abgesteckt, sobald sich das Gerät in Ausbesserung befindet. In der mit „K“ eingetragenen Spalte wird der Betrieb bezeichnet, in dem sich die Meßstelle befindet. In diesem Fall bedeutet K = Kokerei, und die Bezeichnung Meßstelle „K v 3“ besagt, daß es die Koksgasvolumen-Meßstelle mit der in diesem Betrieb fortlaufenden Nr. 3 ist. Die mit der Schreibmaschine so ausgefüllte Karte wird zur näheren

Kennzeichnung der Koksofengasmessung an Betrieb K mit einem roten Doppelreiter versehen, die Heftösen am oberen Rand eingeklemmt und der Karte eingereicht. Gerätekarten für die Gichtgasmesser erhalten einen gelben Doppelreiter. Auf der Rückseite der Karte werden spätere Eichungen und Ausbesserungen mit Angabe der Zeiten eingetragen. In der aufgeschlagenen Karte sind die Gerätekarten für Mengemesser auf der linken und für Druckmesser auf der rechten Seite untereinandergeheftet.

Auf der Gerätekarte rechts unten sind Ort, Art und laufende Nummer der Meßstelle angegeben. Diese Meßstelle hat zur näheren Kennzeichnung wieder eine Karte (Abb. 2), die sich in der Meßstellenkarte befindet. Zu den Karten selbst ist zu sagen, daß die Karten für Koksofengasmessungen rot (entsprechend dem roten Doppelreiter in der Gerätekarte) und die für Gichtgas gelb (entsprechend dem gelben Doppelreiter in der Gerätekarte) sind. Rechts oben ist die Meßstelle eingetragen, darunter das Meßgerät, dann unter „Staurandmessung“ der Verbraucher. Ferner wird die laufende Nummer des an dieser Stelle eingebauten Staurandes angegeben; denn früher, als es noch keine Mengemesser mit auswechselbarem Meßbereich gab, mußte bei über längere Zeit wechselndem Verbrauch auch der Staurand ausgetauscht werden, sofern kein Hilfsgerät mit hierfür geeignetem Differenzdruck zur Verfügung stand. Weiterhin werden der Zeitpunkt des Staurandbaues = „D a t“, der Lochkreisdurchmesser des Flansches abzüglich einer Lochstärke = Durchmesser außen, der lichte Durchmesser des Staurandes = Durchmesser innen, das Verhältnis von Stauranddurchmesser d zu Leitungsdurchmesser D, das Öffnungsverhältnis m, die Staurandfestzahl X, die durchströmende Gasmenge in Nm³/h unter Zugrundelegung eines mittleren Betriebszustandes, voller Sättigung und eines mittleren oberen Heizwertes = V₁ angegeben. Die Gasmenge V₁ wird benötigt zur Anfertigung der an den Geräten angebrachten Maße zwecks Ermittlung des Gasverbrauchs für den Betriebsmann.

Abb. 3 gibt die Normpause für die Blendenbestellung wieder. Hierin ist d₁ = Lochkreisdurchmesser abzüglich einer Lochstärke, d₂ = Stauranddurchmesser und d₃ = d₂ + 2 · x der Durchmesser, der durch die Abschrägung des Staurandes entsteht, worin x die Blechstärke bedeutet. Zu bemerken ist zu diesem Bild, daß der Leitungs- und der Stauranddurchmesser auf den Griff eingeschlagen werden, und zwar auf der Seite, die d₁, also den Stauranddurchmesser, begrenzt. Die stündlich durchströmende Gasmenge im Betriebszustand ist durch die Beziehung

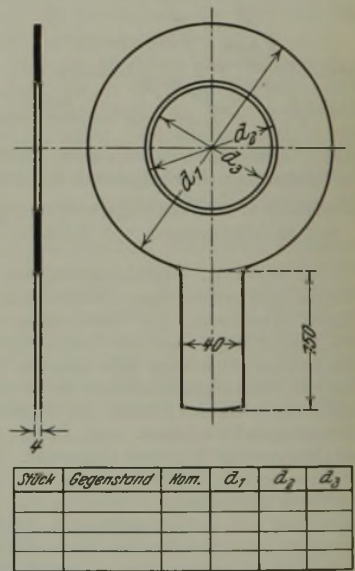


Abbildung 3. Normpause für Blenden.

$$V_t \text{ naß} = \frac{3600}{10\,000} \cdot \sqrt{2g} \cdot \alpha \cdot f_0 \cdot \sqrt{\frac{h}{\gamma_t \text{ naß}}}$$

$$= 1,252 \cdot \alpha \cdot d^2 \cdot \sqrt{\frac{h}{\gamma_t \text{ naß}}}$$

gegeben. Bei dem im Werk vorliegenden Gaszustand kann man sowohl für das Gichtgas (Naßreinigung) als auch für das Koksofengas (keine Unterkühlung) mit voller Sättigung rechnen, so daß die Koksofengasmenge in Nm³/h und auf einen oberen Heizwert von 4300 kcal reduziert, ergibt:

$$V_0 = \frac{1,252 \cdot \alpha \cdot d^2}{\gamma_0} \cdot \sqrt{h} \cdot \frac{\gamma_t \text{ trocken}}{\gamma_t \text{ naß}} \cdot \frac{HO}{4300}$$

oder

$$V_0 = X \cdot \sqrt{h} \cdot \frac{\gamma_t \text{ trocken}}{\gamma_t \text{ naß}} \cdot \frac{HO}{4300} \text{ Nm}^3/\text{h}$$

Hierin ist die Staurandfestzahl

$$X = \frac{1,252 \cdot \alpha \cdot d^2}{\gamma_0}$$

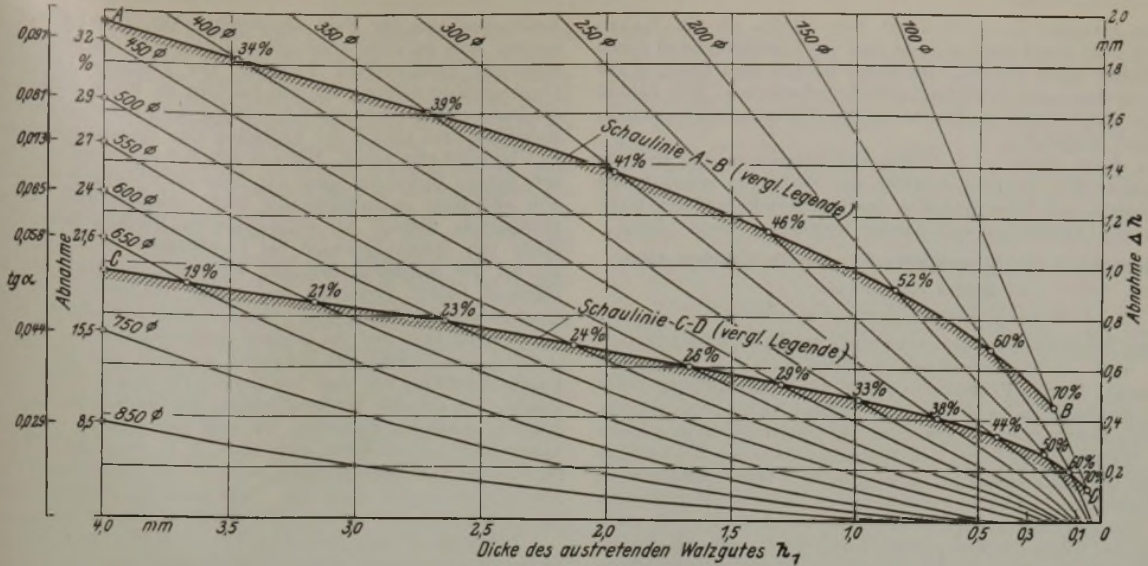


Abbildung 1. Kupferkaltwalzung. Darstellung der Walzabnahmen Δh für halbharte Kupferstreifen in Abhängigkeit vom Walzendurchmesser D und der Austrittsdicke h_1 bei Streifenbreiten $b \cong 1,5 D$. Geschliffene Walzen.

Schaulinie A—B.

Durch das Greifvermögen gefetteter Walzen begrenzte Abnahmemöglichkeit Δh

Greifwinkel $\alpha =$ unveränderlich $= 5^\circ 30'$

$\text{tg } \alpha =$ unveränderlich $= 0,09629$

$\Delta h = D (1 - \cos \alpha) = D \cdot 0,0046$

Die Walzen „fassen“ nur bei zwangsläufiger Zuführung des Walzgutes; Walzvorgang unregelmäßig.

Schaulinie C—D.

Auch bei stark gefetteten Walzen sicheres Fassen des Walzgutes, regelmäßiger Walzvorgang, große Voreilung bei genügend kleinen Walzendurchmessern.

Greifwinkel $\alpha =$ unveränderlich $= 3^\circ$

$\text{tg } \alpha =$ unveränderlich $= 0,052$

$\Delta h = D (1 - \cos \alpha) = D \cdot 0,00134$

In der Staurandfestzahl ist γ_0 also enthalten, da sich der Wert auf den Werken in geringen Grenzen ändert und der Mittelwert angenommen wurde. Für den \sqrt{h} -Wert kann man natürlich auch den Wert Schreibhöhe mal Apparatekonstante einführen, wenn man nicht immer auf die Eichkurve zurückgreifen will. Auf dem Werk wird jedoch nach der Eichkurve ausgewertet, auf der neben dem Gerät noch die Meßstelle, der Verbraucher und die Staurandfestzahl X eingetragen sind. Auf der Rückseite der Meßstellenkarte ist die Art der Ueberwachung mit Zeit eingetragen.

Allgemein ist zu sagen, daß Geräte- und Meßstellenkarte als Belege in der Kartei aufbewahrt werden und nur zum Nachschlagen oder für Neueintragungen, die Änderungen oder Ausbesserungen an den Geräten oder Meßstellen betreffen, benutzt werden. Zum Auswerten werden Weißpausen des Originals der Eichkurven benutzt. Das Original selbst wird zu den Akten geheftet. Um das Auswerten zu vereinfachen und Rechenfehler zu vermeiden, benutzt der Auswerter folgende Kurventafel: Wasserdampfension des feuchten Gases in mm QS als Funktion der Temperatur bei voller Sättigung. Kurven zur Ermittlung des Reduktionsfaktors

$\frac{\gamma_t \text{ trocken}}{\gamma_t \text{ naß}}$ für Koksofengas und Gichtgas als Funktion der Temperatur und des Drucks im trockenen Zustand unter Zugrundelegung eines gleichbleibenden mittleren spezifischen Gewichts des Gases.

Die Auswertung des Meßstreifens sei an folgendem Beispiel erläutert:

Die stündlich durchströmende reduzierte Gasmenge ist durch die Beziehung

$$V_0 = X \cdot \sqrt{h} \cdot \frac{\gamma_t \text{ trocken}}{\gamma_t \text{ naß}} \cdot \frac{H_0}{4300} \text{ Nm}^3/\text{h}$$

gegeben. Aus der Eichkurve werden die Staurandfestzahl X und der \sqrt{h} -Wert festgestellt. Des weiteren wird aus einer anderen

Kurvendarstellung der Reduktionsfaktor $\frac{\gamma_t \text{ trocken}}{\gamma_t \text{ naß}}$ abgelesen.

Der Auswerter vervielfältigt nun diese einzelnen Werte mit dem Rechenschieber und trägt die auf diesem Wege ermittelte Menge mittels Maschine in die Originaltagesberichte über Gichtgas- und Koksofengasverteilung ein. Diese werden mit dem Ormig-Apparat so oft vervielfältigt, wie Verbraucher vorhanden sind. Jeder Verbraucher hat einen solchen Bericht bis 16 Uhr des dem Verbrauchstage folgenden Tages in Händen. Des weiteren werden diese Verbrauchszahlen, wie sie in den Tagesberichten stehen, in die Bücher für Gichtgas und Koksofengas eingetragen, deren Summen am Monatsende dem Selbstkostenbüro zur Verrechnung zugeleitet werden.

Wilhelm Hähn.

Das Kaltwalzen von Metallen.

L. Weiß¹⁾ faßt die früher von ihm für das Kaltwalzen von Metallen aufgestellten Beziehungen und Gedankengänge noch einmal kurz zusammen. Ergänzend wird zunächst der Beiwert q_2 in der Formel für den Formänderungswiderstand $k_f = \sigma \cdot q_1 \cdot q_2$ schaubildlich so dargestellt, daß seine Größe in Abhängigkeit vom Walzendurchmesser und der Stichabnahme bequemer ermittelt werden kann. Da ferner die früher aufgestellten Beziehungen und Schaubilder stets für die Walzung mit reichlicher Schmierung galten und aus Leistungsmessungen ermittelt wurden, muß zur Bestimmung des Höchstwertes von k_f bei trockener Walzung ein Zuschlag von rd. 67 % gemacht werden, wenn aus k_f der höchste vorkommende Walzdruck berechnet werden soll. Durch diesen Zuschlag wird die höhere Reibung und die wirkliche Entfernung des Walzdruck-Angriffspunktes vom engsten Walzquerschnitt berücksichtigt.

Da die Frage der Abwalzmöglichkeit bei gegebenen Walzendurchmessern und Austrittsdicken des Walzgutes von besonderer Wichtigkeit für die Kaltwalzung ist, wird nach Darlegung der geometrischen Beziehungen zwischen dem Walzwinkel α , der Reibungszahl μ , dem Walzendurchmesser D , der Austrittsdicke h_1 und der Höhenabnahme Δh das in obiger Abb. 1 wiedergegebene Schaubild für das Kaltwalzen von Kupfer entworfen. Die darin eingetragenen Schaulinien für den Walzendurchmesser sollen die Grenzwerte der Abwalzmöglichkeit kennzeichnen und sind aus Betriebsbeobachtungen im Durchmesserbereich von 120 bis 650 mm gewonnen und darüber hinaus entsprechend ergänzt worden. Aus dieser Kurvenschar geht die geringe Abwalzmöglichkeit bei steigendem Walzendurchmesser und sinkender Austrittsdicke deutlich hervor, eine Erkenntnis, die zur Anwendung von Vielwalzengerüsten für das Walzen von dünnen Bändern führte. Die Schaulinien A—B und C—D stellen die Grenzabnahmen dar, die sich für einen Greifwinkel von $5^\circ 30'$ und 3° entsprechend einer Reibungszahl $\mu = 0,096$ und $0,052$ errechnen lassen. In dem Gebiet unterhalb der Schaulinie A—B ist ein Walzvorgang bei reichlicher Schmierung nicht immer möglich, in dem Bereich unterhalb der Schaulinie C—D läßt er sich erfahrungsgemäß stets mit Sicherheit durchführen. Durch sinngemäße Benutzung dieses Walzplanes können also vorgesehene Stichfolgen überprüft und manche Schwierigkeiten in der Abwalzung von Metallbändern vermieden werden.

Unter Hinweis auf die elastische Verformung der Walzen an der Druckstelle wird sodann festgestellt, daß bezogene Walzdrücke von mehr als 125 kg/mm^2 ohne Rücksicht auf die Art des Walzgutes tatsächlich nicht auftreten können, da der Werkstoff der Walzen nicht höhere Drücke ohne Verformung aufzu-

¹⁾ Z. Metallkde. 27 (1935) S. 73/75.

nehmen vermag. Es spielt dabei keine Rolle, ob die Walzen gehärtet oder ungehärtet sind, da sich das Elastizitätsmaß durch das Härten kaum ändert. Gehärtete Walzen sind dagegen zur Erzielung einer guten Walzgutoberfläche erforderlich. Zum Schluß wird der Einfluß der Bandbreite auf die Spannungsverteilung im Walzspalt besprochen.

An dieser Stelle sei noch darauf hingewiesen, daß sich die hier und in den früheren Arbeiten des Verfassers beigegebenen Zahlentafeln und Schaubilder in der Hauptsache auf das Kaltwalzen von Aluminium und Kupfer beziehen. *Werner Lueg.*

Fortschritte in der Schweißtechnik im ersten Halbjahr 1935.

(Schluß von Seite 994.)

4. Eigenschaften der Schweißung.

Den Einfluß der Gasschmelz- und Elektroschweißung auf die Spannungen in Blechen hat O. Mies¹⁶⁾ untersucht. Zu den Versuchen wurden, um den Bedingungen der Praxis möglichst nahezukommen, verhältnismäßig große Bleche von etwa $1500 \times 600 \text{ mm}^2$ gewählt. Die Untersuchungen wurden in der Weise durchgeführt, daß Meßmarken vor der Schweißung auf den Blechen angebracht wurden, deren Veränderungen nach der Schweißung und nach dem Zerlegen der Bleche auf optischem Wege nachgeprüft wurden. Außerdem erfolgte die Messung stets in der Weise, daß in jedem Punkt die Dehnungsänderung nach drei Richtungen gemessen wurde, um hieraus Rückschlüsse auf die Lage der Hauptspannungslinien zu ziehen. Die ersten Versuche wurden mit Blechen ohne jede Einspannung von 12 mm Dicke angestellt, wobei die Gasschmelzschweißung in einer Lage mit 4 mm Schweißdraht, die elektrische in drei Lagen mit einer 4 mm blanken Elektrode durchgeführt wurden. Die höchsten Spannungen traten innerhalb der Anlaufzone über der Schweißnaht auf. Nach den beiden Nahtenden stiegen die Spannungen stark an und zeigten an den Nahtenden selbst ausgeprägte Spannungsspitzen. Diese Tatsache kann der größeren Wärmestauung am Nahtanfang und Ende zugeschrieben werden. Die von Mies errechnete mittlere Schweißspannung betrug etwa 20 kg/mm^2 , die mit der von den Berichterstattern ermittelten der Größenordnung nach gut übereinstimmt. Aus diesem Mittelwert schließt Mies auf Spannungsspitzen von 30 bis 35 kg/mm^2 , d. h. Spannungen, die über der Streckgrenze des Werkstoffs liegen. Die quer zur Naht auftretenden Spannungen waren wesentlich geringer, sie betragen etwa 6 kg/mm^2 . Daneben wurde festgestellt, daß die Hauptspannungslinien einen stark gekrümmten Verlauf nahmen. Die bei der Elektroschweißung ermittelten Schweißspannungen lagen ebenfalls in der gleichen Größenordnung, jedoch war die senkrecht zur Schweißrichtung gemessene Spannung mit 10 kg/mm^2 etwas höher. Auch hierbei wurden am Nahtanfang und Nahtende starke Spannungsspitzen ermittelt. Insgesamt läßt sich aus diesen Untersuchungen der Schluß ziehen, daß auch im nichteingespannten Zustand Ueberschreitungen der Streckgrenze bei größeren Blechabschnitten infolge von Schweißspannungen möglich sind.

Weitere Versuche wurden nach dem von C. H. Jennings¹⁷⁾ angegebenen Verfahren zur Ermittlung der Spannungen im halbeingespannten Zustand durchgeführt. Hierbei wurde aus einem Blech von 25 mm Dicke der mittlere Teil auf 12 mm Dicke abgehobelt und in der Mitte in der Weise geteilt, daß an den Rändern ein nicht durchschnittener Steg von 90 mm Breite und 25 mm Dicke erhalten blieb, der als Einspannung der Bleche zu betrachten ist. Der Steg wurde durch eingefräste Nuten von dem zu schweißenden Blech auf eine Gesamtlänge von 1190 mm getrennt, so daß lediglich die äußeren Enden der Bleche auf je 200 mm Länge eingespannt waren. Die Schweißversuche und die Auswertung wurden wiederum in der gleichen Weise durchgeführt wie bei den oben beschriebenen Versuchen. Aus der mittleren Rahmenspannung (Druckspannung), die am Anfang der Schweißnaht $6,6 \text{ kg/mm}^2$ betrug, am Schweißende dagegen $9,1 \text{ kg/mm}^2$, errechnete Mies eine mittlere Zugspannung von $7,3 \text{ kg/mm}^2$ in der Längsrichtung; demgegenüber wurde durch Messung eine Spannung von $6,15 \text{ kg/mm}^2$ gefunden. Hervorzuheben ist dabei, daß die Spannungsverteilung in der Richtung senkrecht zur Naht durchaus ungleichmäßig war und in der Naht selbst die größte Zugbeanspruchung gefunden wurde. Die mittlere Nahtspannung betrug $12,1 \text{ kg/mm}^2$ und war mithin etwas höher als bei den frei beweglichen Platten. In der Nahrichtung selbst betrug die größte Zugbeanspruchung 17,7 und die mittlere Spannung $16,2 \text{ kg/mm}^2$, eine Spannung, die wesentlich geringer war als beim Schweißen frei beweglicher Platten. Der Zugspannung in der Schweißnaht stehen naturgemäß Druckspannungen im Blech neben der Naht gegenüber, die mit steigender

Entfernung von der Naht abnehmen. Auf Grund dieser Werte kommt Mies zu einer günstigeren Bewertung der eingespannten elektrisch geschweißten Platten. Die gleichen Versuche bei Gasschmelzschweißung führten insofern zu einem Mißerfolg, als der Rahmen nach erfolgter Schweißung beim Erkalten ausknickte, wobei Mies auf Grund der Knickung eine Rahmenspannung von $20,5 \text{ kg/mm}^2$ errechnete. Hieraus läßt sich schon auf eine wesentlich höhere Spannung quer zur Schweißrichtung schließen, die sich allerdings rechnermäßig nicht erfassen ließ. Wenn im praktischen Betrieb bei eingespannten Blechen Mißerfolge in Form von Spannungsrissen bei Lichtbogenschweißung häufiger als bei der Autogenschweißung auftreten, so liegt das in der Eigenart beider Verfahren begründet. Während man bei der Gasschmelzschweißung den gesamten Nahtquerschnitt in einem Arbeitgang füllt und die größten Spannungen erst nach Fertigstellung der Schweißnaht auftreten, schweißt man bei der Lichtbogenschweißung von einer bestimmten Blechdicke ab in mehreren Lagen. Die schnelle Wärmeableitung läßt nach jeder Lage schon hohe Spannungen auftreten, die sich naturgemäß im kleinsten Querschnitt am stärksten auswirken, d. h. die gesamte Dehnung ist von der Naht aufzunehmen, wozu sie bei ungünstigen Verhältnissen nicht in der Lage ist. Paßt man das Schweißverfahren diesen Erkenntnissen an, so sind Mißerfolge sicher zu vermeiden.

Ueber die Frage der absoluten Höhe von Schweißspannungen konnte bisher Uebereinstimmung nur bei einigen der bekannten Verfahren erzielt werden. Nach dem Verfahren mit dem Setzdehnungsmesser sowie nach dem Ausbohrverfahren wurden in Uebereinstimmung mit anderen Untersuchungen in der Regel Höchstwerte ermittelt, die nur unwesentlich oberhalb der Streckgrenze des jeweiligen Schweißwerkstoffs lagen.

Demgegenüber kommt F. Bollenrath¹⁸⁾ unter Benutzung des Anbohrverfahrens von J. Mathar¹⁹⁾ zu grundsätzlich anderen Ergebnissen. Während bei dem obengenannten Verfahren die Blechdicke im allgemeinen in der Annahme einer geringen Fehlerquelle vernachlässigt wird, mißt Bollenrath die Verformung unter Berücksichtigung der Blechdicke. Grundsätzlich dürfte diese Arbeitsweise eine größere Genauigkeit bieten. Hinzu kommt, daß bei vielen Verfahren die Meßstrecke, die der Dehnungsmessung zugrunde gelegt wird, ziemlich groß gewählt werden muß, um mit genügender Sicherheit die elastische Verformung festzustellen. Dies bringt jedoch den Nachteil mit sich, daß man niemals die Spannung an einer bestimmten Stelle, sondern summarisch über eine bestimmte Länge feststellt. Bollenrath kommt auf dem von ihm eingeschlagenen Wege zu dem Ergebnis, daß die Höchstspannung in der Schweißnaht in starkem Maße von der Blechdicke abhängt. In Abb. 2 ist die Höchstspannung in der Längsrichtung bei Anwendung der Gasschweißung und der Lichtbogenschweißung mit umhüllten Elektroden wiedergegeben.

Weiter fand Bollenrath, daß die Spannungen um so größer sind, je enger die Erwärmungszone beim Schweißen ist, d. h. mit anderen Worten, die höchsten Spannungen werden unter Voraussetzung gleicher Festigkeit in der Schweißnaht am höchsten bei Schweißung mit blanken Elektroden sein. Mit zunehmender Schweißnahtfestigkeit sollen die Schweißspannungen zunehmen. Demgegenüber sind die Querspannungen außerordentlich gering. Durch Schmieden soll nach Bollenrath eine wesentliche Abnahme der Spannungen nicht zu erzielen sein, doch fand er einen gewissen Ausgleich der bis dahin außerordentlich stark schwankenden Spannungen. Er mißt daher dieser Arbeitsweise einen Wert nur soweit zu, als es sich um die Verbesserung des eingeschmolzenen Zusatzwerkstoffes handelt. Versuche über den Spannungsabbau ergaben, daß zwar durch zusätzliche Belastung der Schweißnaht ein Abbau der Spannungen eintritt, daß aber vorhandene Spannungsspitzen

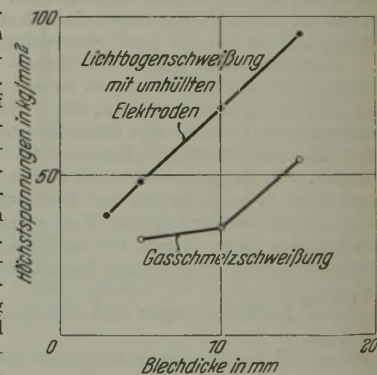


Abbildung 2. Höchstspannungen in der Längsrichtung elektrisch- und gasgeschweißter Verbindungen in Abhängigkeit von der Blechdicke. (Nach F. Bollenrath.)

¹⁸⁾ Abh. Aerodyn. Inst. Techn. Hochsch. Aachen (1934) Nr. 14; vgl. A. Müllenhoff: Elektroschweißg. 6 (1935) S. 103/08; E. Siebel und M. Pfender: Arch. Eisenhüttenwes. 7 (1933/34) S. 407/15.

¹⁹⁾ Arch. Eisenhüttenwes. 6 (1932/33) S. 277/81 (Werkstoffaussch. 202).

¹⁶⁾ Wärme 57 (1934) S. 113/21; 58 (1935) S. 97/101.

¹⁷⁾ J. Amer. Weld. Soc. 10 (1931) Nr. 4, S. 27/30.

grundsätzlich bestehen bleiben und nur in ihrer absoluten Höhe vermindert werden. Im übrigen ist das Maß des Spannungsabbaues durch zusätzliche Beanspruchung bei der Gasschweißung stärker als bei der Elektroschweißung. Spannungsabbau durch wenige stoßartige elastische Beanspruchungen wurde weder bei der Gas- noch bei der Lichtbogenschweißung nachgewiesen. Bollenrath fand außerdem in Übereinstimmung mit O. Mies bei Untersuchungen über Flickschweißung im eingespannten Zustand geringere Spannungen als im nichteingespannten Zustand. Aus seinen Versuchen folgert Bollenrath weiter, daß es zweckmäßig ist, die Art des Zusatzwerkstoffes den technologischen Eigenschaften des Grundwerkstoffes möglichst anzugleichen, da alsdann die niedrigsten Eigenspannungen in der Verbindung erzeugt werden.

Unter Benutzung der Bollenrathschen Ergebnisse berichtet weiterhin H. Buchholz²⁰⁾ über die Spannungsfrage bei Schweißverbindungen. Er geht dabei über die Folgerungen von Bollenrath hinaus und nimmt an, daß für den Abbau der Eigenspannungen die Streckgrenzendeckung, die Schlagzugdehnung und die Kerbschlagzähigkeit von ausschlaggebender Bedeutung für die Beurteilung der Sicherheit von Bauwerken sind. Gegen diese Veröffentlichung nimmt G. Bierrett²¹⁾ Stellung, wobei er feststellt, daß nach den bisherigen Erfahrungen erst bei merklicher Zusatzbelastung eine plastische Verformung und damit ein Spannungsabbau eintritt. Auch gegen die Beziehung zwischen dem Spannungsabbau und der Kerbzähigkeit nimmt Bierrett Stellung, da bisher durch keinerlei Versuche irgendwelche Beeinflussung nach dieser Richtung festgestellt worden ist und auch die Angaben von Bollenrath keine derartige Beziehung zulassen. Bierrett widerspricht außerdem der Ansicht, daß die Bauwerksspannungen gegenüber den von Bollenrath ermittelten Schweißspannungen weniger gefährlich seien, da bisher Beweisunterlagen über das Gegenteil fehlten und die Bauwerksspannungen äußeren Belastungen eher zu vergleichen seien als die Schweißspannungen.

Ein Vergleich der von Bollenrath ermittelten Spannungen mit den bisher bekanntgewordenen anderer Verfahren führt zu dem Ergebnis, daß nach Bollenrath die Schweißspannungen wesentlich höher liegen und oft ein Mehrfaches der bisher genannten Spannungswerte betragen. Derartig hohe Spannungen lassen sich durch Berücksichtigung der Plattendicke allein nicht begründen. Als Grundlage für seine Versuche benutzt er frühere Versuche über die Spannungen in gelochten Stäben. Selbst wenn diese Grundlage nicht anzuzweifeln ist, so treten doch Zweifel auf, wie weit diese bei Schweißverbindungen Gültigkeit besitzen. Zu diesen Zweifeln geben folgende Feststellungen Anlaß. Bollenrath gibt z. B. an, daß mit abnehmender Erwärmungszone die Schweißspannungen ansteigen, das würde bedeuten, daß die Schweißspannungen bei umhüllten Elektroden unter der Voraussetzung gleicher Festigkeit in der Schweißnaht geringere Spannungen ergeben als bei blanken Elektroden. Dagegen sprechen Erfahrungen der Praxis, nach denen Schweißrisse seltener bei blanken als bei umhüllten Elektroden auftreten. Die Feststellung Bollenraths, daß durch Schmieden eine Abnahme der Spannungen in nur geringem Maße verursacht würde, steht im Gegensatz zu den Ergebnissen eigener Versuche. Außerdem dürfte allgemein bekannt sein, daß in langen durchlaufenden Nähten Schweißrisse bei nicht allzu dicken Stücken in den seltensten Fällen auftreten, daß dagegen beim Einsetzen von Flickern derartige Erscheinungen besonders in der von Bollenrath gewählten Form häufig festzustellen sind. Auffallenderweise treten sehr selten Risse auf Grund der sehr hohen Längsspannungen, sondern allgemein unter den auch von Bollenrath gefundenen geringeren Querspannungen auf. Diese Tatsachen vermindern erheblich den Wert der absoluten Spannungshöhe, da die Bewährung einer Konstruktion offensichtlich davon unabhängig ist.

L. Hunsicker²²⁾ löste die Frage der Vermeidung von Verwerfungen auf die Art, daß er Schweißungen von zwei Seiten mit gleichem Vorschub vornahm und so einseitige Verwerfungen ausschaltete. Diese Arbeitsweise ist sowohl bei Kehl- als auch bei Stumpfnähten durchführbar. An einer Reihe von dynamisch beanspruchten Konstruktionen zeigt Hunsicker die Ausführung von Schweißarbeiten.

Ueber beachtenswerte Dauerversuche an Modellen berichtet H. Dustin²³⁾. Seinen Versuchen lagen Modelle zugrunde, die nach Art der bei den Brücken von Schooten benutzten Virendeelträger ausgebildet und im Verhältnis von 1:2,5 den dort benutzten Trägern nachgebildet waren. Diese Träger wurden in einem liegenden Amsler-Schwinger beansprucht. Bei der Prü-

fung unter ruhender Last stellte man fest, daß die tatsächlichen Spannungen die rechnerisch ermittelten Höchstwerte bei weitem übersteigen. Theoretisch sollte die Grenze bei der Schwingungsuntersuchung im Fahrverkehr zwischen 2,4 kg/mm² Druck und 7,5 kg/mm² Zug schwanken. Um den Sicherheitsbeiwert zu ermitteln, wurden zunächst Dauerversuche mit einer Zugbeanspruchung von 12 kg/mm² bis zu einer Schwingungszahl von 2 Mill. durchgeführt. Hierbei trat bei keinem der Träger ein Bruch auf. Bei einer weiteren Steigerung auf eine Belastung von 14 bzw. 16 kg/mm² trat ein Bruch erst nach ungefähr 1,6 Mill. Belastungswechseln bei der letztgenannten Spannung auf. Es ist mithin anzunehmen, daß kurz unterhalb dieser Spannung die Dauerfestigkeit der Träger liegt. Gegenüber der rechnerisch ermittelten Dauerbeanspruchung ergaben sich aus den Versuchsdaten, die eine mehr als eininhalbfache Sicherheit gegen Dauerbeanspruchung gewährleisten.

Ueber die Dauerfestigkeit von stumpfgeschweißten Verbindungen berichtet J. H. Zimmermann²⁴⁾. Zu seinen Versuchen verwendete er einen Werkstoff von 51 kg/mm² Festigkeit und 28 kg/mm² Streckgrenze. Es wurden zwei Reihen lichtbogenschweißte und zwei Reihen gasgeschweißte Proben, die in verschiedenen Werken geschweißt worden waren, hergestellt. Unterschiede zwischen den einzelnen Reihen traten nur in geringem Maße auf. Es zeigte sich lediglich, daß nach Lichtbogenschweißung größere Streuungen vorhanden waren als nach Autogenschweißung. Das Verhältnis zwischen der Dauerfestigkeit der Schweißnaht und der Zugfestigkeit des Grundwerkstoffes schwankte zwischen 0,26 und 0,30 %. Die Verringerung der Dauerfestigkeit führt Zimmermann auf Makro- und Mikrospannungen zurück, wobei er unter Mikrospannungen die durch feinste Gasporen und Einschlüsse verursachten Spannungsspitzen versteht.

Ueber die Korrosionsbeständigkeit von Schweißverbindungen führte A. J. Moses²⁵⁾ eine Reihe von Versuchen unter besonderer Berücksichtigung des Kesselbaues durch, wobei er vor allen Dingen die Angriffsbeständigkeit gegen Säuren zugrunde legte und die Beziehungen zur chemischen Zusammensetzung, zu dem Gefüge und dem Zustand der Schweißnaht untersuchte. Als korrosionsfördernde Faktoren fand er verschiedene Zusammensetzungen des Grundwerkstoffes und der Schweißnaht und Verunreinigungen in der Schweißnaht in Form von Schlackeneinschlüssen. Die Korngröße, die besonders bei der Schmelzschweißung sehr unterschiedlich ist, spielt nach Ansicht des Verfassers keine maßgebende Rolle. Wesentlicher ist der Reinheitsgrad der Naht, der je nach dem Zusatzwerkstoff stark schwankt. Mit blankem Zusatzdraht geschweißte Nähte enthalten neben einem hohen Stickstoffgehalt Metalloxyde, die Moses vor allem als Eisenoxyd anspricht. Beide Bestandteile verringern den Korrosionswiderstand der Schweißnaht. Im Gegensatz dazu sollen sich Angriffe bei Verwendung umhüllter Elektroden nicht in stärkerem Maße als auch beim Grundwerkstoff zeigen. Bei gasentwickelnden Elektroden, die eine Aufnahme von Sauerstoff und Stickstoff weitgehend verhindern, verhielt sich die Schweißnaht günstiger als der Grundwerkstoff. Einen wesentlichen Einfluß übt im allgemeinen auch der Spannungszustand der Schweißnaht in besonders ungünstigem Sinne bei der sogenannten kaustischen Sprödigkeit aus. Um diesen Einfluß zu beseitigen, genügt ein Ausglühen (Entspannen) kurz unterhalb der Perlitlinie. Bei blank geschweißten Verbindungen war keine wesentliche Verringerung der Korrosion durch diese Wärmebehandlung festzustellen. Potentialmessungen an verschiedenen Schweißverbindungen bestätigten die oben gefundenen Ergebnisse.

5. Verhalten im Betrieb.

Die bisherigen Erfahrungen sowie die erzielten mechanischen Eigenschaften bei der Schweißung von Druckkesseln nach der Klasse I der amerikanischen Vorschriften behandelt R. K. Hopkins²⁶⁾. Er legte seinem Bericht Werte zugrunde, die von fünf bedeutenden amerikanischen Kesselbaufirmen bei betriebsmäßiger Schweißung im Laufe der letzten Jahre gefunden worden sind. Diese Proben wurden im allgemeinen als Zusatzproben zur Kesseltrommel selbst geschweißt, aus denen hierauf Zerreißproben aus dem vollen Schweißwerkstoff, Zerreißproben aus der Verbindung, Biege- und Kerbschlagproben entnommen wurden. Im Mittel wurde bei der Zerreißprobe aus dem vollen Blechwerkstoff eine Höchstfestigkeit von 50,1 kg/mm² und als geringste Zugfestigkeit 39,7 kg/mm² gefunden. Das Streckgrenzenverhältnis des Schweißwerkstoffes betrug im Mittel 77 %. Die auf 50 mm Meßlänge an Proben von 12,8 mm Dmr.

²⁰⁾ Autog. Metallbearb. 28 (1935) S. 82/89.

²¹⁾ Autog. Metallbearb. 28 (1935) S. 122/23.

²²⁾ Autog. Metallbearb. 27 (1934) S. 361/64.

²³⁾ Arcos 12 (1935) S. 1215/21.

²⁴⁾ J. Amer. Weld. Soc. 13 (1934) Nr. 9, S. 13/15.

²⁵⁾ J. Amer. Weld. Soc. 14 (1935) Nr. 4, S. 5/19.

²⁶⁾ J. Amer. Weld. Soc. 14 (1935) Nr. 3, S. 4/7.

ermittelten Dehnungswerte schwankten etwa zwischen 22 und 38 %. Beim Freibiegeversuch betrug die Dehnung der äußeren Faser etwa 40 %. Die an der kleinen Charpy-Probe mit einem Schlagquerschnitt von $5 \times 10 \text{ mm}^2$ ermittelten Kerbzähigkeitswerte lagen höher als beim Grundwerkstoff und streuten in den einzelnen Zonen zwischen 8,4 und $10,1 \text{ kg/mm}^2$. Aus den Gesamtergebnissen zieht Hopkins den Schluß, daß die bisherigen praktisch durchgeführten Schweißungen zu einem vollen Erfolg geführt haben.

H. Frankenbusch²⁷⁾ berichtet über die Anwendung der Gasschmelzschweißung bei der Herstellung von Verzinkungswannen. Hierbei handelt es sich einmal um die bauliche Durchbildung der Wanne, zum andern um den Angriff des Zinks auf den Grundwerkstoff der Schweißnähte. Die sogenannte Eckschweißung hat sich bei der Herstellung derartiger Wannen stets als sehr günstig erwiesen. Durch Bildung von Hartzink trat Korrosionserscheinungen häufig an den Nähten auf. Hinzu kommt, daß beim Anwärmen eines erstarrten Zinkbades außerordentlich hohe Spannungen auftreten, die nicht selten zur Sprengung des Kessels führen. Frankenbusch empfiehlt daher die bevorzugte Anwendung von Stumpfnähten in den Längs-, gegebenenfalls auch Querseiten der Pfanne. Die Eckschweißung am Bodenblech anzuwenden, stößt nicht auf Schwierigkeiten, da das am Boden befindliche Hartzink einen weiteren Angriff durch das Zink verhütet. Alle Nähte müssen dicht und porenfrei geschweißt werden, da andernfalls die Korrosion in der Schweißnaht stärker ist als im Grundwerkstoff selbst. Für die Schweißung verwendet man zweckmäßig einen niedriggekohten Schweißdraht, der sich gegen den Angriff von Zink bewährt hat.

A. F. Davis²⁸⁾ berichtet über eine geschweißte Druckluftrohrleitung, die aus rostfrei plattiertem Stahl hergestellt wurde. Die Schweißung erfolgte im Innern der Rohrleitung mit 4- und 6-mm-Elektroden mit 18 % Cr und 8 % Ni, dagegen außen mit ummantelten, unlegierten 4- und 5-mm-Elektroden. Lediglich die Ausdehnungsstücke wurden aus nichtplattiertem rostfreiem Stahl ausgeführt.

6. Sonstiges.

Ueber Schweißung eines hochfesten Baustahles mit 0,25 % C, 0,25 % Mo, 1,4 % Cu berichtet A. E. Gibson²⁹⁾. Nach Schweißung mit einer dick ummantelten Elektrode und Anlassen auf 510° wurde an 6-mm-Blechen eine Streckgrenze von 63 kg/mm^2 bei einer Festigkeit von 77 kg/mm^2 und 25 bis 30 % Dehnung sowie ein Biegewinkel von 180° erreicht. Ueber die Art der legierten Elektroden werden keine näheren Mitteilungen gemacht. Dauerfestigkeits- und Kerbzähigkeitsversuche sind noch in Arbeit. Der Stahl findet u. a. Verwendung für die Herstellung neuer D-Zug-Wagen sowie für Dieselmotorengehäuse und ähnlich hochbeanspruchte Teile. Die Gewichtersparnis gegenüber dem bisher verwendeten unlegierten Baustahl soll außerordentlich hoch sein.

In Ergänzung früherer Untersuchungen über die Stabilität des Metalllichtbogens in verschiedenen Gasen kommen E. G. Doan und A. M. Thorne³⁰⁾ zu dem Ergebnis, daß sowohl durch Argon als auch durch Helium und Neon die Leerlaufspannung, die zur Aufrechterhaltung eines stabilen Lichtbogens notwendig ist, erhöht wird. Mit zunehmendem Elektrodenabstand wächst die erforderliche Leerlaufspannung. Bei verunreinigtem Argon war zur Erzielung eines stabilen Lichtbogens eine wesentlich geringere Leerlaufspannung erforderlich. Praktische Schlußfolgerungen lassen sich aus den Ergebnissen zur Zeit noch nicht ziehen.

Wilhelm Lohmann und Walter Schneider.

²⁷⁾ Autog. Metallbearb. 28 (1935) S. 97/103.

²⁸⁾ J. Amer. Weld. Soc. 13 (1934) Nr. 9, S. 2.

²⁹⁾ Weld. Engr. 20 (1935) Nr. 3, S. 15/17.

³⁰⁾ J. Amer. Weld. Soc. 14 (1935) Nr. 4, S. 22/24.

Anteil der Arbeitsstunden je Tonne Fertigerzeugnis in Stahl- und Walzwerken.

Auf Grund der Unterlagen von fünfzehn bedeutenden Stahlwerksgesellschaften stellte das Bureau of Labor Statistics in Washington die folgende Zahlentafel zusammen¹⁾, wobei sich die Werte auf einen Beschäftigungsgrad der Werke von 55 bis 60 % der Leistungsfähigkeit beziehen.

Erzeugnis	Zahl der Arbeitsstunden je metr. t					
	zusammen	davon entfallen auf				
	Ro-	För-	Kohlen-	Ferti-	Ver-	
	stoffe	der-	ver-	gung	wal-	
		wesen	brauch		lung ²⁾	
			auf Koks			
			umge-			
			rechnet			
1. Durchschnitt für alle Erzeugnisse	52,16	7,63	7,87	1,47	33,89	1,30
2. Knüppel und Brammen	28,57	6,58	6,38	1,31	13,76	0,54
3. Formstahl, gewalzt, unbearbeitet	33,37	7,15	6,93	1,43	17,18	0,68
4. Walzdraht	35,03	6,81	7,57	1,36	18,55	0,74
5. Bleche, geschnitten und Universalstahl	35,96	7,83	7,58	1,55	18,27	0,73
6. Betonstahl	36,38	7,26	7,52	1,44	19,39	0,77
7. Schienen und Zubehörteile	37,93	7,67	7,43	1,53	20,49	0,81
8. Stabstahl	38,72	7,72	7,47	1,54	21,15	0,84
9. Bandstahl	41,33	7,72	7,47	1,54	23,67	0,93
10. Gezogener Draht	50,38	7,05	7,91	1,41	32,71	1,30
11. Feinbleche	67,27	8,56	9,47	1,70	36,10	1,44
12. Zaundraht	69,41	7,26	8,11	1,45	40,97	1,62
13. Drahtstifte	60,63	7,36	8,11	1,47	42,02	1,67
14. Rohren	61,72	8,86	8,88	1,77	40,60	1,61
15. Gewalzte Räder	62,96	9,60	9,29	1,91	40,54	1,61
16. Wagenachsen	63,05	10,12	9,99	2,01	39,37	1,56
17. Flachdraht	65,94	8,30	9,31	1,65	44,90	1,78
18. Weiß- und Ternebleche	79,35	8,50	9,41	1,69	57,47	2,28
19. Eisenkonstruktionen .	82,67	7,87	8,81	1,57	61,96	2,46

Maschinenbau- und Kleisenindustrie-Berufgenossenschaft, Düsseldorf.

Nach dem Verwaltungsbericht betrug im Geschäftsjahre 1934 die Zahl der Vollarbeiter 256 295 gegen 192 010 im Jahre 1933, ist also um 33 % gestiegen. Die Jahreslohnausgabe stellte sich im Jahre 1934 auf 503 592 344 *RM* gegen 371 527 629 *RM* im Jahre 1933; sie hat also um rd. 35 % zugenommen. Der durchschnittliche Jahresarbeitsverdienst stieg von 1930 im Jahre 1933 auf 1962 im Berichtsjahre.

An Unfällen wurden im Berichtsjahre 24 860 (16 274) gemeldet, darunter 1267 (844) Meldungen über Arbeitswegunfälle und 220 (216) über Berufserkrankungen. Erstmals entschädigt wurden 939 (687) Unfälle. Die Entschädigungsaufwendungen für diese erstmalig entschädigten Unfälle betragen 480 692,47 (387 481,83) *RM* und für die Unfälle aus früheren Jahren für 9671 (9786) Entschädigungsberechtigte 5 376 443,01 (5 350 196,50) Reichsmark.

Die Gesamtumlage für das Jahr 1934 stellte sich auf 7 103 717,28 *RM* gegen 5 747 817,30 *RM* für 1933, war mithin um 1 355 899,98 *RM* oder 23,6 % höher.

In einem Bericht über die Durchführung der Unfallverhütungsvorschriften und die Maßnahmen für die erste Hilfe bei Unfällen im Jahre 1934 schildert die Berufsgenossenschaft die Ursachen zahlreicher Unfälle und gibt Hinweise für deren Verhütung.

¹⁾ Steel 96 (1935) Nr. 25, S. 17.

²⁾ Umfaßt Beamte mit Gehalt, Verkaufsbeamte und andere Beamte der allgemeinen Verwaltung.

Patentbericht.

Deutsche Patentanmeldungen¹⁾.

(Patentblatt Nr. 37 vom 12. September 1935.)

Kl. 7 a, Gr. 23, B 162 206. Anstellvorrichtung für die ballig ausgebildeten Walzen von Walzwerken. Philipp Beretz, Stolberg (Rhld.).

Kl. 10 a, Gr. 18/02, K 129 657. Verfahren zur Mitteltemperaturverkokung von Kohle. Heinrich Koppers G. m. b. H., Essen.

Kl. 10 a, Gr. 19/01, O 21 028. Verkokungsverfahren für unterbrochen betriebene Kammeröfen und Vorrichtungen dazu. Dr. C. Otto & Comp., G. m. b. H., Bochum.

¹⁾ Die Anmeldungen liegen von dem angegebenen Tage an während zweier Monate für jedermann zur Einsicht und Einsprucherhebung im Patentamt zu Berlin aus.

Kl. 18 b, Gr. 14/01, I 41 868. Herdofen mit mehreren in der Ofendecke angeordneten Brennern. International Chromium Process Corporation, New York.

Kl. 18 c, Gr. 8/10, A 68 572. Verfahren zur Wiederherstellung der mechanischen Güterwerte von Lagern. Argus-Motoren Gesellschaft m. b. H., Berlin-Reinickendorf.

Kl. 18 d, Gr. 2/20, D 65 711. Herstellung von Gegenständen, die im Betriebe hohen Schwingungsbeanspruchungen und Bruchgefahr ausgesetzt sind, insbesondere Flugzeugkurbelwellen. Deutsche Edelmetallwerke A.-G., Krefeld.

Kl. 19 c, Gr. 6/20, V 30 089. Metallrost, insbesondere zur Beherrschung von Straßendecken, und Verfahren zur Herstellung des Rostes. Vereinigte Stahlwerke A.-G., Düsseldorf.

Kl. 31 a, Gr. 2/40, A 75 005. Elektrisch beheizter Schmelzofen. Allgemeine Elektrizitäts-Gesellschaft, Berlin.

Kl. 31 c, Gr. 13, B 154 154. Elektrisch beheizbarer Tauchkörper zum Flüssigerhalten des Gießkopfes. Emilien Bornand und Hans Arnold Schlaepfer, Genf.

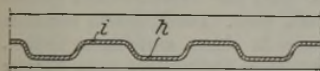
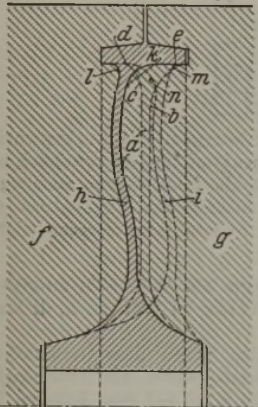
Kl. 31 c, Gr. 15/04, H 132 121. Verfahren zur Verbesserung von ohne verlorenen Kopf vergossenen Rohblöcken aus beruhigt vergossenem Stahl. Dr.-Ing. Eduard Herzog, Duisburg-Hamborn.

Kl. 31 c, Gr. 18/02, M 126 331. Verfahren und Vorrichtung zur Herstellung von Schleudergußhohlkörpern. Clement Meek, Milnrow (England).

Deutsche Reichspatente.

Kl. 49 i, Gr. 8, Nr. 614 090, vom 11. März 1932; ausgegeben am 1. Juni 1935. Vereinigte Stahlwerke A.-G. in Düsseldorf. (Erfinder: Moritz Winkler in Bochum.) Herstellung von Scheibenrädern mit Felge.

Bei dem ebenflächig vorgewalzten Vorwerkstück a geht der Ansatz des scheibenförmigen Teiles mit großen Halbmessern b



und c an der Felge in diese über, wobei der Einlauf in die Felge an den Stellen d und e nicht tangential, sondern winklig ausgebildet wird. Mit dem Obergesenk f und dem Untergesenk g wird die Scheibe a in axialer Richtung derart gewellt, daß der scheibenförmige Teil abwechselnd nach der einen und andern Seite aus der vorgewalzten Lage in die Lage h und i verschoben wird. Hierbei wird gleichzeitig der Ansatz des scheibenförmigen Teils an der Felge abwechselnd nach der einen und nach der andern Seite verschoben; die großen Halbmesser b und c werden dabei in die Halbmesser k und l auf der einen Seite

sowie m und n auf der andern Seite übergeführt. An der Felge entstehen demnach frei tragende Teile vom eigentlichen Felgenquerschnitt, die als federnde Ringteile wirken.

Kl. 18 c, Gr. 11, Nr. 614 258, vom 4. Januar 1934; ausgegeben am 5. Juni 1935. Johannes Rothe in Duisburg. Blockdrücker.

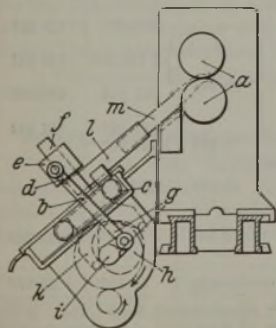
Bei dem Blockdrücker zum Beschicken von Stoßöfen mit einem oder gleichzeitig mit mehreren Blöcken, die auf einem Aufgabetisch vor der Beschickungstür liegen, wird unterhalb des Aufgabetisches a eine in der Ofenlängsrichtung verlaufende Spindel b mit einer Mutter c angeordnet, die beidseitig der Spindel durch

Zugmittel, z. B. Stahlbänder d, mit Segmenten e verbunden wird. Diese werden unten in einem festen Punkt f drehbar gelagert und ragen mit Verlängerungen g, die an ihren Enden durch einen Druckkopf h miteinander verbunden werden, durch den Aufgabetisch hindurch.

Zugmittel, z. B. Stahlbänder d, mit Segmenten e verbunden wird. Diese werden unten in einem festen Punkt f drehbar gelagert und ragen mit Verlängerungen g, die an ihren Enden durch einen Druckkopf h miteinander verbunden werden, durch den Aufgabetisch hindurch.

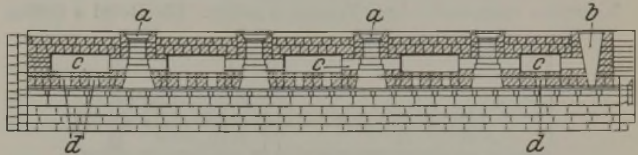
Kl. 49 c, Gr. 13, Nr. 614 288, vom 26. November 1933; ausgegeben am 5. Juni 1935. Schloemann A.-G. in Düsseldorf. Schrottschere, welche die ihr von einer Saumschere durch eine Führung zugeleiteten Saumstreifen zerschneidet.

Die von den beiden Kreismessern a abgetrennten Säume werden durch ein im Gestell der Saumschere festes Führungsrohr der Schrottschere zugeleitet. Ihr Untermesser b wird fest an einem Wagen c und das Obermesser d an einem Schlitten e angebracht, der an einem am Wagen festen Ständer f durch einen Kurbeltrieb g auf und ab bewegt werden kann. Der Wagen c ist durch eine Kurvenscheibe h, die auf der gleichen Welle i sitzt wie der Kurbeltrieb g, über eine an ihm angebrachte Gabel k in der Vorschubrichtung der Säume hin und her bewegbar. Die Bewegungen des Kurbeltriebes g und des Wagens c sind aufeinander so abgestimmt, daß der Wagen wäh-



rend der Schneidbewegung des Obermessers in der Vorschubrichtung der Säume und nur während des Leerhubes dieses Messers entgegengesetzt dazu bewegt wird. Das Führungsrohr l am Wagen c hat eine spaltfreie Teleskopverbindung mit dem festen Führungsrohr m, so daß die Säume bei ihrem Weg von den Saummessern a zu den Schrottmessern nicht entweichen können.

Kl. 10 a, Gr. 19, Nr. 614 310, vom 25. November 1930; ausgegeben am 6. Juni 1935. Friedrich Goldschmidt in Essen-Altenessen. Kokskammerofen mit im Deckengewölbe angeordnetem Gasableitungskanal.



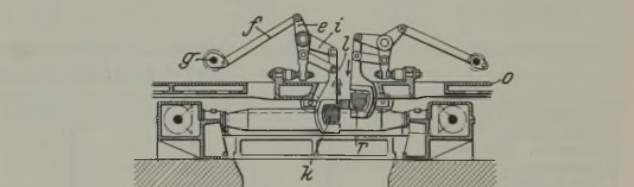
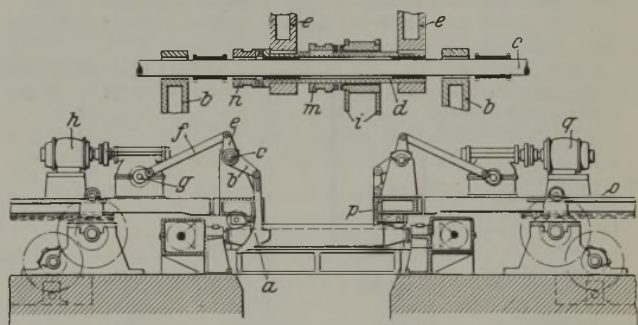
Die Ofendecke hat Fülllöcher a und das Steigrohr b an dem einen Ofenkopf zum Abführen der Destillationsgase. Der Kanal c in der Längsrichtung der Decke wird an das Steigrohr b angeschlossen und mit der Ofenkammer durch Öffnungen d verbunden, die derart auf die Gesamtlänge der Ofenkammer verteilt und im Querschnitt so bemessen werden, daß der Gesamtquerschnitt für jede Absaugstelle um so kleiner ist, je näher die Absaugstelle an dem Steigrohr liegt.

Kl. 1 b, Gr. 2, Nr. 614 385, vom 31. März 1934; ausgegeben am 8. Juni 1935. Bayerische Berg-, Hütten- und Salzwerte A.-G. in München. Verfahren zur Vorbereitung der magnetischen Scheidung durch reduzierende Röstung oxydischer oder karbonatischer Eisenerze.

Bei Erzen, deren spätere Konzentrate (Eisenträger) mit anderen Mineralbegleitern vergesellschaftet sind als die Berge, werden die Zusammensetzung und Temperatur des von außen zugeführten Reduktionsgases und die Rösttemperatur derart geregelt, daß nur der Eisengehalt der Konzentrate überwiegend zu einem magnetischen Eisenoxyd oder zu Eisen in stabilem Zustand umgewandelt wird.

Kl. 7 a, Gr. 25, Nr. 614 389, vom 18. Oktober 1933; ausgegeben am 7. Juni 1935. Fried. Krupp Grusonwerk A.-G. in Magdeburg-Buckau. Kantvorrichtung für Walzwerke.

Die Kanthaken a hängen an Hebeln b, die auf der Welle c befestigt werden. Diese Welle geht durch die Hohlwelle d, die durch Hebelübertragung e sowie Kuppelstange f und Kurbeltrieb g vom Motor h aus bewegt werden kann. Auf der Hohlwelle wird der Hebel i drehbar, aber nicht axial verschiebbar angeordnet, an dem der die Friemelrollen tragende Hebel l befestigt wird. Der Hebel i hat an der einen Stirnfläche Kupplungszähne. In

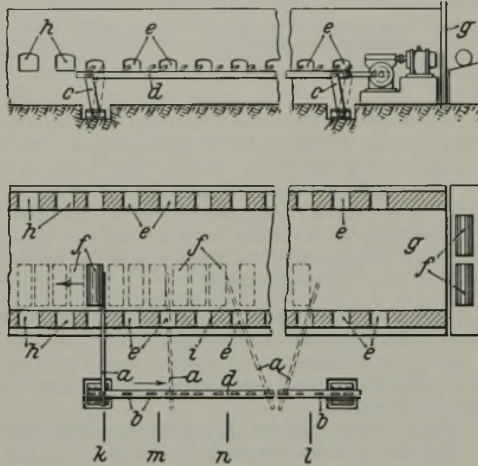


diese greifen die Zähne der auf der Hohlwelle axial verschiebbaren Kupplung m ein, die eine Verbindung der Hohlwelle d mit dem Friemelkanter k ermöglicht. Die Hohlwelle d hat auf der einen Stirnfläche Kupplungszähne, in die die Zähne der auf der Welle c verschiebbaren Kupplung n eingreifen, so daß, wenn die Hohlwelle d bewegt wird, die Kanthebel b ebenfalls bewegt werden. Die beiden Kupplungen m und n werden durch Gelenke derart miteinander verbunden, daß entweder die Kupplung für den Friemelkanter ein- und die für den Hakenkanter ausgerückt wird oder umgekehrt; es wird demnach immer nur ein Kanter eingeschaltet, aber nicht beide gleichzeitig. Der Schlitten o trägt vorn

die Richtleiste p, die mit den Kanthaken zusammenarbeitet, und ferner den durch Motor q, Schneckenvorgelege, Kurbelwerk usw. betätigten Friemelkanter r, der mit dem Friemelkanter k zusammenarbeitet.

Kl. 18 c, Gr. 10₀₂, Nr. 614 399, vom 13. Oktober 1932; ausgegeben am 7. Juni 1935. Mannesmannröhren-Werke in Düsseldorf. *Vorrichtung zum Rollen von Rundblöcken.*

Die schwenkbaren Stangen oder Wipphebel a werden vor die Mitnehmer b des neben dem Ofen angeordneten und durch einen Motor mit Kurbelantrieb bewegbaren auf Schwenkhebeln c lagernden stangenförmigen Trägers d gelegt. Die Hebel a treten

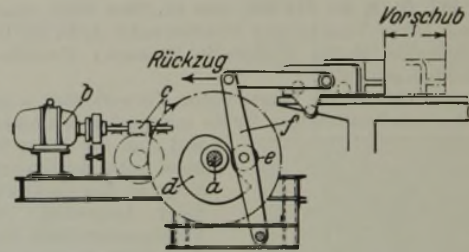


durch Rollöffnungen e in den Ofen. Die Blöcke f werden, wenn sie von der Einschiebeseite g her bis an das andere Ende des Ofens gerollt worden sind, durch Öffnungen h gezogen. Die Kraft- oder Rollwirkung tritt dadurch ein, daß durch den am Mitnehmer b anliegenden Hebel in Verbindung mit seiner Anlage an der Kante i an jeweils einer Öffnung e ein Kraftmoment erzeugt wird, wenn der Träger d sich in der Pfeilrichtung bewegt. In den Stellungen

k, l, m, n werden verschiedene Anwendungen gezeigt. Wenn Blöcke zurückgerollt werden sollen, so können statt der einseitig gebogenen Mitnehmer b doppelseitig gebogene oder gerade Mitnehmer verwendet werden.

Kl. 18 c, Gr. 11₂₀, Nr. 614 400, vom 17. Juli 1934; ausgegeben am 7. Juni 1935. Nomag Norddeutsche Maschinenfabrik G. m. b. H. in Duisburg-Hamborn. *Blockdrücker.*

Die Arbeitswelle a des Kurvenblockdrückers wird durch den Motor b über das Vorgelege c angetrieben. Auf die Arbeitswelle werden Kurvenscheiben d aufgekittet, die mit Leitrollen e die



Schwinghebel f und den Druckkopf bewegen. Die Kurvenscheiben werden so ausgebildet, daß der Druckkopf die Last erheblich langsamer vorschiebt, als er beim Rücklauf unbelastet zurückgeht. Der Rücklauf kann durch einen zusätzlichen Kurventrieb oder aber auch durch Belastung mit Federn oder Gegengewichten betätigt werden.

Kl. 7 a, Gr. 7, Nr. 614 664, vom 25. Mai 1933; ausgegeben am 14. Juni 1935. Heinrich Stütting in Witten a. d. Ruhr. *Universalschälwerk.*

Die zwei Walzensätze zu beiden Seiten eines Gerüstkörpers erhalten einen gemeinsamen Antrieb, wobei als Antriebsräder für das Vorgelege (Kegelräderpaare a, b) auf dem äußeren Umfang des Gerüstkörpers eine der Zahl der Arbeitswalzen gleiche Anzahl von Stirnrädern c verteilt wird. Diese stehen sämtlich miteinander in Eingriff und liegen in einem einteiligen Gerüst, dessen zu den Radmitten gleichmittige Öffnungen zum Einbau der Stirnräder dienen und durch darin zentrierte, die Lagerung der Walzenachse enthaltende Baustücke verschlossen werden.

Statistisches.

Die Rohstahlgewinnung des Deutschen Reiches im August 1935¹⁾. — In Tonnen zu 1000 kg.

Bezirke	Rohblöcke						Stahlguß				Insgesamt	
	Thomasstahl	Bessemerstahl	basische Siemens-Martin-Stahl	saure Siemens-Martin-Stahl	Tiegel- und Elektro-stahl	Schweißstahl-(Schweiß-eisen-)	Bessemer- ²⁾	basischer	saurer	Tiegel- und Elektro-	August 1935	Juli 1935
August 1935: 27 Arbeitstage; Juli 1935 ⁴⁾ : 27 Arbeitstage												
Rheinland-Westfalen	437 159		529 410 ³⁾	15 852	20 266		4 858	14 959	2 508	2 557	1 026 634	1 006 510
Sieg-, Lahn-, Dillgebiet u. Oberhessen	—		28 939	—	—		—	315	—	—	30 478	28 875
Schlesien	—		110 805	—	—		719	4 204	605	—	168 914	151 296
Nord-, Ost- u. Mitteldeutschland			41 901	—	3 153			1 876	—	2 781	45 628	46 349
Land Sachsen	68 293		6 459	—	—		1 632	767	454	—	26 808	22 887
Süddeutschland und Bayr. Rheinpfalz			46 404	—	—			173	—	954	197 453	192 511
Saarland	147 912		—	—	—		—	—	—	—	—	—
Insgesamt:												
August 1935	653 364	—	763 918	15 852	23 419	—	7 209	22 294	3 567	6 292	1 495 915	—
davon geschätzt	—	—	—	—	1 100	—	900	—	315	100	2 415	—
Insgesamt:												
Juli 1935	623 663	—	745 046	15 687	23 886	—	7 414	22 924	3 797	6 001	—	1 448 418
davon geschätzt	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
Durchschnittliche arbeitstäglich Gewinnung											55 404	53 645
Januar bis August ⁴⁾ 1935: 203 Arbeitstage, 1934: 203 Arbeitstage												
											Jan./Aug. 1935 ⁵⁾	Jan./Aug. 1934 ⁶⁾
Rheinland-Westfalen	2 909 581		3 924 072 ³⁾	119 009	151 319		38 096	109 708	17 934	13 848	7 274 361	6 057 205
Sieg-, Lahn-, Dillgebiet u. Oberhessen	—		212 880	—	—		—	2 575	—	—	223 287	215 275
Schlesien	—		783 580	—	—		5 683	28 993	5 943	—	1 175 366	928 521
Nord-, Ost- u. Mitteldeutschland			300 912	—	26 188			11 766	—	20 356	331 221	255 298
Land Sachsen	463 481		46 244	—	—		9 714	5 294	4 633	—	196 988	192 244
Süddeutschland und Bayr. Rheinpfalz			235 259	—	—			790	—	5 224	1 035 057	—
Saarland	783 198		—	—	—		—	—	—	—	—	—
Insgesamt:												
Januar/Aug. 1935 ⁵⁾	4 156 260	—	5 502 947	119 009	177 507	—	53 493	159 126	28 510	39 428	10 236 280	—
davon geschätzt	—	—	—	—	1 100	—	900	—	315	100	2 415	—
Insgesamt:												
Januar/Aug. 1934 ⁶⁾	2 766 680	—	4 512 607	74 898	107 527	—	—	109 629	57 616	19 586	—	7 648 543
davon geschätzt	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
Durchschnittliche arbeitstäglich Gewinnung											50 425	37 678

¹⁾ Nach den Ermittlungen der Wirtschaftsgruppe Eisen schaffende Industrie. — ²⁾ Ab Januar 1935 neu erhoben. — ³⁾ Einschließlich Nord-, Ost-, Mitteldeutschland und Sachsen. — ⁴⁾ Unter Berücksichtigung der Berichtigungen für Januar/Juli 1935. — ⁵⁾ Einschließlich Saarnzahlen ab März 1935. — ⁶⁾ Ohne Saarland.

Die Erzeugung der deutschen Kokereien im Jahre 1933¹⁾.

Die Erzeugung der deutschen Kokereien war von Beginn des Jahres 1930 bis Herbst 1932 rückgängig. Das Berichtsjahr zeigt zum erstmalig wieder höhere Zahlen. So stieg die Kokszerzeugung von 19,5 Mill. t im Jahre 1932 auf 21,2 Mill. t im Jahre 1933, also um 8,2 %. Der Erzeugungsumfang von 1931 ist damit allerdings erst zu 91,2 %, der des besten Nachkriegsjahres 1929 sogar nur zu 53,7 % erreicht worden. Die Jahreserzeugung von 1934 überschreitet dagegen mit 24,2 Mill. t die von 1931 (23,2 Mill. t).

Die Erzeugungserhöhung der Kokereien steht in engem Zusammenhang mit der Steigerung der Roheisengewinnung. Der Koksverbrauch der Hochöfen, der in den Jahren 1929 bis 1932 von 13,44 auf 3,81 Mill. t geschrumpft war, hat sich 1933 wieder auf 5,05 Mill. t gehoben. Somit entfallen 72,9 % der Mehrerzeugung an Koks im Jahre 1933 auf den gestiegenen Bedarf der Hochöfen.

Die gebesserte Absatzlage zeigt sich auch in der Abnahme der Haldenbestände, die sich von 6,5 Mill. t Ende 1932 auf 6,2 Mill. t Ende 1933 (um 4,3 %) verringerten. Die Hälfte dieses Rückgangs entfällt auf die Bestände im Ruhrgebiet, die Ende 1933 noch 5,6 Mill. t Koks betragen. In Oberschlesien lagen, obgleich sich die Koksbestände während des Erhebungsjahres um rd. 20 % verminderten, am Jahresende noch 358 000 t, das sind zwei Fünftel der Jahreserzeugung, auf Halde. Die stärkste Schrumpfung der Kokshalden hatte, wie in den Vorjahren, wieder der Aachener Bezirk aufzuweisen, wo Ende 1933 einer jährlichen Kokszerzeugung von 1,4 Mill. t nur noch ein Haldenbestand von 7000 t, d. i. weniger als 1 %, gegenüberstand.

Insgesamt betrug der Absatz an deutschem Koks (s. *Zahlentafel 1*) im Berichtsjahre 21,6 Mill. t (gegen 19,2 Mill. t im Vorjahre).

Zahlentafel 1. Entwicklung des Koksabsatzes.

Jahr	Inlandsabsatz	Davon in Hochöfen	Auslandsabsatz	Anteil des Auslandsabsatzes am Gesamtabsatz
				%
		1000 t		
1929	29 246	13 444	10 653	26,7
1930	20 727	9 554	7 971	27,8
1931	16 709	5 784	6 341	27,5
1932	14 771	3 810	5 139	26,0
1933	16 770	5 047	5 332	24,3

Die Zunahme von 2,4 Mill. t geht vor allem auf den erhöhten Inlandsbedarf zurück. Während die Koksabfuhr (5,38 Mill. t im Jahre 1933) nur um rd. 200 000 t anstieg, betrug der gesamte Inlandsverbrauch (einschließlich eingeführten Kokses) 16,77 Mill. t, d. h. 2 Mill. t mehr als im Vorjahre.

Der Anteil der Abfuhr am gesamten Koksabsatz machte weniger als in sämtlichen Nachkriegsjahren, nämlich nur noch 24 % aus. Die größten Abnehmer von deutschem Koks sind Frankreich und Luxemburg, die zusammen die Hälfte der Koksabfuhr aufnahmen. Dann folgen Schweden (mit 680 000 t) und die Schweiz (mit 464 000 t).

Die Einfuhr an ausländischem Koks ging um annähernd 10 000 t auf 748 000 t zurück. Holland war mit über einer halben Million t, Großbritannien mit 86 000 t und Belgien mit 70 000 t an der Einfuhr beteiligt.

Der Wert des deutschen Koksabsatzes betrug 325 Mill. Reichsmark. Der Durchschnittswert für 1 t Koks ging gegenüber dem Vorjahre um 0,80 *R.M.* auf 14,93 *R.M.* zurück. Die Preisspanne zwischen der eingesetzten Steinkohle und dem erzeugten Koks, die im Jahre 1931 noch 4,80 *R.M.* und 1932 nur 3,34 *R.M.* je t betragen hatte, verringerte sich im Berichtsjahre weiterhin auf 3,32 *R.M.*

Die Zahl der betriebenen Kokereien ist 1933 erneut zurückgegangen. Im Erhebungsjahre arbeiteten 93 Kokereien gegenüber 98 im Vorjahre und 144 im Jahre 1929. Von den Ende 1933 bei ihnen vorhandenen 14 067 Öfen waren jedoch 8642 gegenüber nur 8582 Ende 1932 in Betrieb (s. *Zahlentafel 2*). Außerdem stieg die Leistung je betriebenen Ofen, die vom Fassungsvermögen und der Garungszeit abhängt, um 7 %. Sie betrug für das Erhebungsjahr im Reichsdurchschnitt 2448 t Koks gegenüber 2278 t im Vorjahre und war damit höher als je zuvor. Von dieser Durchschnittsleistung wichen ebenso wie 1932 am meisten

¹⁾ Vierteljahreshfte zur Statistik des Deutschen Reiches 44 (1935) Nr. 1, S. 120/22.

Zahlentafel 2. Entwicklung der Kokereiindustrie.

Jahr	Betriebe	Beschäftigte Personen	Löhne und Gehälter Mill. <i>R.M.</i>	Vorhandene		Koks-erzeugung in t	Wert in Mill. <i>R.M.</i>	Jahresleistung je betriebenen Ofen t
				Koksöfen	Betriebe			
1929	144	23 721	64,7	19 052	16 388	39 421 033	840,8	2405
1930	140	21 451	62,3	18 738	13 785	32 699 520	684,4	2372
1931	115	15 662	42,5	16 473	10 046	23 189 836	439,0	2319
1932	98	13 488	30,8	14 671	8 582	19 545 920	307,4	2278
1933	93	15 595	33,1	14 067	8 642	21 153 744	315,8	2448

¹⁾ Bis zum Jahre 1932 berufsgenossenschaftlich versicherte Personen, im Jahre 1933 die Ende Dezember 1933 insgesamt beschäftigten Personen.

das linksrheinische Ruhrgebiet mit 2729 t nach oben und der sächsische Bezirk mit 1365 t nach unten ab.

Von der Steinkohlenförderung des Jahres 1933 wurden 25,9 % gegenüber 24,9 % im Vorjahre verkokt. Der Anteil der in die Koksöfen eingesetzten Steinkohle betrug in den einzelnen Bezirken im Jahre 1933:

	Steinkohlenförderung	Eingesetzte Steinkohle	Anteil der verkokten an der gewonnenen Kohle %
	1000 t	1000 t	%
Niederrheinisch-westfälischer Bezirk	77 801	22 592	29,0
Niederschlesien	4 167	1 166	28,0
Oberschlesien	15 640	1 190	7,6
Aachen	7 558	1 654	21,9
Sachsen	3 086	273	8,8

Aus 1 t eingesetzter Kohle wurden 0,745 t Koks gewonnen.

An der Erzeugungssteigerung der Kokereien war in der Hauptsache das Ruhrgebiet (s. *Zahlentafel 3*) beteiligt, aus dem 79 % des deutschen Kokses stammen und das im Jahre 1933 über 9 % mehr Koks als im Vorjahre lieferte. In Oberschlesien blieb die Kokszerzeugung fast gleich der des Jahres 1932, während sich in Sachsen die Leistung der Kokereien verringerte.

Zahlentafel 3. Die Kokereien in den einzelnen Wirtschaftsgebieten.

Wirtschaftsgebiete	Zahl der Kokereien	Koks-erzeugung 1933	Mehr oder weniger als im Vorjahre	Anteil an der Gesamt-erzeugung
			1000 t	%
Ruhrgebiet	68	16 727	+ 9,1	79,1
Aachen	3	1 373	+ 6,4	6,5
Oberschlesien	6	860	- 0,8	4,0
Niederschlesien	4	825	+ 4,7	3,9
Sachsen	3	206	- 8,4	1,0
Übriges Deutschland	9	1 163	+ 10,8	5,5
Deutsches Reich	93	21 154	+ 8,2	100,0

Der Wert der außer Koks von den deutschen Kokereien gewonnenen Erzeugnisse — ohne den Wert des selbst- und in Konzernwerken verbrauchten Gases — betrug 143 Mill. *R.M.* Von dieser Summe entfielen auf Teer 20,5 %, auf Rohbenzol 40,0 %, auf Ammoniumsulfat 15,2 %. Der Gesamtanfall erhöhte sich bei Teer gegenüber dem Vorjahre um 6,6 %, bei den Ammoniakverbindungen um 4,5 %, während an Rohbenzol sogar 14,3 % mehr als im Jahre 1932 erzeugt wurden (s. *Zahlentafel 4*). Die

Zahlentafel 4. Gewinnung an Nebenerzeugnissen.

Jahr	Teer t	Rohbenzol t	Schwefelsaures Ammoniak usw.	Koks-fengas
			t	Mill. m ³
1929	1 425 306	386 283	532 033	1)670,2
1930	1 209 115	336 271	455 501	1)786,2
1931	911 153	247 252	335 522	1)849,1
1932	773 897	210 550	285 730	1)980,4
1933	824 749	234 260	298 590	2)8271,9

¹⁾ Absatz an Leuchtgas. — ²⁾ Davon verkauft 2027,7 Mill. m³.

durchschnittliche Ausbeute an den wichtigeren Nebenerzeugnissen hat sich gegenüber dem Vorjahre wenig geändert. Das Teerausbringen aus 1000 t verkokter Steinkohle sank von 30,6 t auf 29,9 t, der Benzolanfall stieg von 3,3 t auf 3,5 t. Von den 8,3 Milliarden m³ Koks-fengas wurden ein Viertel verkauft und drei Viertel in den Kokereien und von eigenen Werken verbraucht. Der Wert des abgesetzten Gases betrug 1,7 Rpf./m³.

An der Bedarfsdeckung durch Eigenförderung war der Steinkohlenbergbau nur unwesentlich beteiligt. Er lieferte in der Pfalz rd. 10 700 (6195) t und im rechtsrheinischen Bayern rd. 2800 (3417) t, die überwiegend der Versorgung der nächsten Umgebung dienten. Die Erzeugung von Steinkohlenbriketts in Höhe von rd. 87 000 (79 000) t gründete ausschließlich auf der Verwendung eingeführter Steinkohlen.

Beim Braunkohlenbergbau im rechtsrheinischen Bayern steht die Gewinnung der älteren Braunkohle im Voralpenlande

Bayerns Bergwerksindustrie in den Jahren 1933 und 1934.

Nach den vom Bayerischen Oberbergamt München veröffentlichten statistischen Ermittlungen, die entgegen den Vorjahren keine Angaben mehr über die Eisenhüttenindustrie enthalten, betrug die Förderung der bayerischen Bergwerke an

	1932	1933	1934
Steinkohlen t	8 875	9 612	13 507
Braunkohlen t	1 579 320	1 645 005	2 017 728
Eisenerzen t	180 733	348 075	485 060

(Pechkohle) mit rd. 1,3 (1,2) Mill. t im Vordergrund. Die Mehrförderung an Pechkohle im Jahre 1934 gegenüber 1932 betrug mit 46 000 t rd. 4 %. Im Jahre 1933 war die Förderung gegenüber 1932 um rd. 10 000 t oder 1 % zurückgegangen.

Wesentlich deutlicher als bei der verhältnismäßig krisenfesten Pechkohle zeigte sich der wirtschaftliche Aufschwung im Bergbau auf jüngere Braunkohle. Dieser hat mit einer Förderung von rd. 750 000 (430 000) t eine Erhöhung um 110 % gegenüber 1932 aufzuweisen. Die Vermehrung ist neben der erhöhten Strom- und Briketterzeugung hauptsächlich auf den weiteren Ausbau eines Werkes zurückzuführen, das Trockenkohle nach besonderem Verfahren erzeugt. Die Briketterzeugung stieg um 25 %. Der erheblichen Erzeugungssteigerung entsprach eine Belegschaftsvermehrung um 112 %.

Infolge des starken Aufschwungs der eisenverarbeitenden Industrie hat auch die zuvor stark rückläufige Bewegung im Eisenerzbergbau in den Berichtsjahren aufgehört und einem kräftigen Aufschwung Platz gemacht. Auch die Beschränkung der Einfuhr ausländischer Erze hat belebend auf den heimischen Eisenerzbergbau gewirkt. Die Förderung stieg gegenüber 1932 um 160 %, gegenüber 1933 um 39 %, während die Zunahme von 1932 auf 1933 93 % betragen hatte. Der Belegschaftsstand erhöhte sich gegenüber 1932 um 100 %.

Herstellung an Fertigerzeugnissen aus Fluß- und Schweißstahl in Großbritannien im Juni 1935¹⁾.

	April 1935 ²⁾	Mai 1935 ²⁾	Juni 1935
	zu 1000 kg		
Flußstahl:			
Schmiedestücke	22,6	27,5	22,4
Kesselbleche	7,6	8,5	8,0
Großbleche, 3,2 mm und darüber	83,3	85,6	78,6
Feinbleche unter 3,2 mm, nicht verzinkt	49,7	52,9	50,5
Weiß-, Matt- und Schwarzbleche	57,1	62,7	55,7
Verzinkte Bleche	29,9	33,4	30,1
Schienen von rd. 20 kg je lfd. m und darüber	33,3	38,2	33,1
Schienen unter rd. 20 kg je lfd. m	2,7	3,4	2,8
Rillenschienen für Straßenbahnen	1,1	1,6	1,4
Schwellen und Laschen	1,9	2,6	5,2
Formstahl, Träger, Stabstahl usw.	193,9	203,4	188,2
Walzdraht	32,3	38,5	34,5
Bandstahl und Röhrenstreifen, warmgewalzt	37,8	43,2	33,7
Blankgewalzte Stahlstreifen	7,0	7,8	6,8
Federstahl	8,5	9,2	8,4
Schweißstahl:			
Stabstahl, Formstahl usw.	9,6	10,7	9,1
Bandstahl und Streifen für Röhren usw.	2,4	3,5	2,5
Grob- und Feinbleche und sonstige Erzeugnisse aus Schweißstahl	0,1	0,2	0,1

¹⁾ Nach den Ermittlungen der British Iron and Steel Federation.

²⁾ Teilweise berichtigte Zahlen.

Großbritanniens Roheisen- und Stahlerzeugung im August 1935.

1935	Roheisen 1000 t zu 1000 kg					Am Ende des Monats in Betrieb befindliche Hochöfen	Rohblöcke und Stahlguß 1000 t zu 1000 kg				Herstellung an Schweißstahl 1000 t	
	Hämatit-	ba-sisches	Gießerei-	Puddel-	zusammen einschl. sonstiges		Siemens-Martin-		son-stiges	zu-sammen		darunter Stahlguß
							sauer	basisch				
Januar	125,9	266,3	120,7	7,8	529,5	94	147,2	589,8	32,9	769,9	15,7	17,8
Februar	113,2	259,6	101,6	8,5	490,8	97	151,3	585,6	44,9	781,8	15,6	16,0
März	139,2	289,6	114,1	11,7	563,1	98	163,6	640,1	51,7	855,4	16,8	17,2
April	124,7	271,2	122,4	8,4	534,7	96	152,5	619,5	49,6	821,6	16,0	13,0
Mai	115,6	322,3	107,1	8,3	567,8	97	165,1	646,3	55,6	867,0	17,3	16,3
Juni	107,7	300,0	106,4	10,2	537,8	97	142,7	589,2	50,4	782,3	14,9	13,6
Juli	106,9	320,1	104,3	10,2	556,1	98	155,4	606,3	54,5	816,2	16,3	
August	130,3	271,8	124,1	13,9	652,1	98				772,1		

Wirtschaftliche Rundschau.

Der englische Eisenmarkt im August 1935.

Infolge der Einigung zwischen der englischen und festländischen Stahlindustrie war das Geschäft im August, einem gewöhnlich sehr stillen Monat, lebhaft. Gleich nach Unterzeichnung des Abkommens war die Rede von einer bevorstehenden Erhöhung der Preise für britische und festländische Erzeugnisse; die Verbraucher, die dem Markt gewöhnlich bis September fernbleiben, beeilten sich daher, ihren zukünftigen Bedarf zu decken. Zahlreiche Verträge wurden abgeschlossen, von denen einige bis zum Jahresende reichen. Die Werke holten an Aufträgen herein, was sie nur eben bekommen konnten, und sicherten sich dadurch in manchen Fällen eine gleichmäßige Beschäftigung bis zum Schluß des Jahres und darüber hinaus. Auch die Festlandswerke nahmen zu Anfang August wieder Bestellungen aus England zur Lieferung innerhalb dreier Monate vom 7. August an gerechnet entgegen. Die verfügbaren Festlandsmengen reichten aber nicht aus, die Käufer zu befriedigen. Der starke Rückgang der Einfuhr an Eisen- und Stahlerzeugnissen nach Großbritannien veranlaßte die Verbraucherindustrien, sich stärker an die eigene Eisen schaffende Industrie anzulehnen. Deshalb war man auch eher geneigt, Verbände zu bilden und diese der British Iron and Steel Federation anzugliedern. Immerhin hielten sich von den Maschinenfabriken zwei bedeutende Firmen auch weiterhin zurück trotz den drohenden Strafen in Gestalt von recht beträchtlichen Zuschlägen auf die benötigten Mengen. In einigen Fällen wurden Verträge von Verbrauchern mit Festlandswerken abgeschlossen; so bestellte ein großes Walzwerk, das der Federation ferngeblieben war, insgesamt 5000 t Knüppel zur Lieferung innerhalb von fünf Jahren, dem Zeitraum, während dessen der Vertrag in Kraft ist.

Das britisch-festländische Abkommen bewirkte keine Änderungen in den Ausfuhrpreisen, abgesehen davon, daß kurz darauf die britischen Preise für Behälterbleche stark geändert wurden. Mehrere Monate hindurch hatten diese £ 8,5.- betragen; aber durch Vereinbarung mit den Festlandswerken kam die folgende Ausfuhrpreisliste zustande: China £ 9,4,8; Japan und Mandchurei £ 8,18,6; Schweden £ 8,19.-; andere Märkte (ausgenommen Australien, Kanada und Neuseeland, wo der Preis unverändert auf £ 8,5.- blieb) £ 9,5,9, alles fob. Die britischen Verbraucher waren etwas überrascht, als das Festland mit geänderten Preisen auf dem Markt erschien. So kosteten Rund- und Vierkantstahl bis 3" ausschließlich im Birminghamer Bezirk £ 5,1.-, ebenso Flachstahl bis 5" einschließlich, Winkel unter 6" und alle T-Träger sowie U-Eisen unter 3" hoch. Für größere Abmessungen stellte sich der Preis auf £ 5,2,6. In allen übrigen britischen Bezirken

kosteten die kleineren Abmessungen £ 5,6,6 und die größeren £ 5,2,6. Diese Preisänderungen beruhen auf einem Abkommen mit den britischen Werken und ermöglichten es den Festlandswerken, aus der Zollermäßigung von 33 1/3 % auf 20 % Vorteil zu ziehen.

Auf dem Erzmarkt trat wiederum keine Änderung ein. Die abgeschlossenen Geschäfte erstreckten sich auf wenige Schiffs-ladungen, für sofortige Lieferung auf der Grundlage von 16/6 sh cif Tees-Häfen und 17/- sh frei Glasgow für bestes Bilbao Rubio. Für zukünftige Lieferungen war das Geschäft gering, aber das Bestreben ging dahin, für derartige Abschlüsse einen Preisnachlaß zu erhalten.

Auf dem Roheisenmarkt war die lebhaftere Nachfrage bemerkenswert zu einer Zeit, wo das Geschäft gewöhnlich wegen der Sommerferien zurückgeht. Wohl waren die großen Verbraucher von Gießerei-roheisen infolge ihrer im Juli getätigten Verträge auf spätere Lieferung gut eingedeckt, aber die kleineren Käufer zeigten unerwartete Aufmerksamkeit für den Markt, wahrscheinlich als Folge der Gerüchte, daß die Preise anziehen würden. In einigen Gebieten, hauptsächlich an der Nordostküste, entsprach dieses Gerücht der tatsächlichen Lage insofern, als die Vorräte sehr zusammengeschmolzen waren und die Abrufe auf alte Verträge zuzüglich dem täglichen Bedarf die laufende Erzeugung überschritten. Die Geschäftsstille während der Ferien ermöglichte den Werken eine geringe Auffüllung ihrer Vorräte; trotzdem glaubt man, daß im Herbst neue Hochöfen auf Gießerei-roheisen angeblasen werden. An der Nordostküste erbliessen lediglich drei Hochöfen im August Gießerei-roheisen, die ungefähr den Bedarf des Marktes deckten. Die Werke berichteten jedoch, daß praktisch all ihre Vorräte auf Grund alter Verträge vergeben seien. In Mittelengland war die Lage nicht so gespannt, und die meisten Erzeuger verfügten über hinreichende Bestände. Die Hersteller von leichtem Guß in Mittelengland, Schottland und an der Nordostküste meldeten übereinstimmend eine Zunahme des Geschäftes, und auch die Bedürfnisse der großen Maschinenbauanstalten waren beträchtlicher als im Vormonat. Aehnliche Verhältnisse herrschten in Schottland, wo die Erzeugung stetig in den Verbrauch überging, obwohl ansehnliche Lieferungen von englischem und indischem Roheisen erfolgten. Die Werke ließen, wahrscheinlich aus politischen Gründen, ihre Preise unverändert; aber zu Ende des Monats war der Markt doch beunruhigt wegen der Möglichkeit einer Preissteigerung. Cleveland-Gießerei-roheisen Nr. 3 kostete 67/6 sh frei Verbraucherwerk Tees-Bezirk und Nr. 1 70/- sh, schottisches Gießerei-roheisen Nr. 3 70/3 sh frei Glasgow und 67/3 sh frei Falkirk. Die mittelenglischen Werke forderten

Die Preisentwicklung am englischen Eisenmarkt im August 1935.

	2. August		9. August		16. August		23. August		30. August	
	Britischer Preis £ sh d	Festlandspreis £ sh d	Britischer Preis £ sh d	Festlandspreis £ sh d	Britischer Preis £ sh d	Festlandspreis £ sh d	Britischer Preis £ sh d	Festlandspreis £ sh d	Britischer Preis £ sh d	Festlandspreis £ sh d
Gießereirohisen Nr.3	3 1 6	—	3 1 6	—	3 1 6	—	3 1 6	—	3 1 6	—
Basisches Rohisen	2 16 0	—	2 16 0	—	2 16 0	—	2 16 0	—	2 16 0	—
Knüppel	5 10 0	—	5 10 0	—	5 10 0	5 5 0	5 10 0	—	nominell	5 10 0
Platinen	5 2 6	—	5 2 6	—	5 2 6	5 8 0	5 2 6	—	5 2 6	—
Stabstahl	6 17 6	—	6 17 6	—	6 17 6	5 3 0	6 17 6	—	6 17 6	—
³ / ₁₆ - und mehrzölliges Grobblech	8 10 0	—	8 10 0	—	8 10 0	5 6 6	8 10 0	6 1 6	8 10 0	6 1 6

Festlandspreise fob Antwerpen. Britische Preise fob britischer Häfen. Britische Knüppel und Platinen frei Werk.

für Derbyshire-Gießereirohisen Nr. 3 71/- sh und für Northamptonshire-Gießereirohisen Nr. 3 67/- sh frei Black-Country-Stationen mit einem Nachlaß bei großen Aufträgen. Das Geschäft in Hämatit war nicht so lebhaft wie das in Gießereirohisen, doch erfolgten umfangreiche Lieferungen an die Verbraucherwerke trotz der Unterbrechung durch die Ferienzeit in den verschiedenen Gebieten. Zu Anfang August schwankten die Preise, wurden aber späterhin fester zu 70/6 sh für gemischte Sorten frei Tees-Bezirk und 71/- sh für schottisches Hämatit; an der Westküste wurde auf der Grundlage von 69/6 sh verkauft. In den letzten Augusttagen stieg der schottische Preis auf 73/6 sh. Das Ausfuhrgeschäft enttäuschte; zwar hätte ein gutes Geschäft mit Italien getätigt werden können, doch standen dem geldliche Schwierigkeiten im Wege. Die Händler verlangten 63/6 sh fob für Hämatitrohisen Nr. 1 bei Ausfuhraufträgen in der Hoffnung, das Geschäft dadurch anzuregen.

Der Halbzeugmarkt zeigte im August nichts Besonderes. Festlandsstahl war zu Monatsanfang schnell vergriffen; ein guter Teil der Lieferungen ging zum Aerger der reinen Weiterverarbeiter an eng mit den britischen Stahlwerken verbundene Walzwerke. Tatsächlich war das bis November zur Verfügung stehende Halbzeug in drei Tagen verkauft. Die Preise schwankten in den verschiedenen Bezirken leicht. 2- bis 2¼zöllige Knüppel kosteten £ 5.6.- bis 5.9.- frei Verbraucherwerk, 2½- bis 4zöllige Knüppel £ 5.5.- bis 5.8.-, Platinen £ 5.- bis 5.3.-. Beträchtliche Aufmerksamkeit erregten die im August getätigten Verkäufe von kanadischen Knüppeln, deren Menge erheblich zugenommen haben soll. Dies dürfte aber nicht zutreffen. Wahrscheinlich wird die monatliche Einfuhr aus Kanada noch für lange Zeit nicht bedeutend sein. Die Lage der britischen Knüppelwalzwerke war sehr zufriedenstellend. Alle Betriebe waren voll beschäftigt und für Monate ausreichend mit Aufträgen versehen. Das Neugeschäft ging in der ersten Augushälfte etwas zurück; in den letzten 14 Tagen wurde die Nachfrage aber wieder lebhafter. Verschiedene Großverbraucher von Knüppeln und Platinen haben laufende Verträge mit den Stahlwerken, auf die sie jeweils nur kleine Mengen abriefen, die aber insgesamt eine große Tonnenzahl erreichten. Einige Erzeugerwerke waren mit ihren Lieferungen im Rückstand, konnten aber während der Ferienzeit etwas aufholen. Die Preise schwankten; weiche, keiner Abnahme unterliegende Knüppel waren fest bei £ 5.10.- für Mengen von 500 t bis £ 6.2.6 für Mengen von 100 t und weniger. Der Kampf der britischen Platinenhersteller um eine Aufbesserung ihrer Preise war bis zu einem gewissen Grade erfolgreich, und die meisten Werke hielten ihre Preise auf £ 5.5.-; doch waren größere Mengen auch bereits zu £ 5.2.6 zu kaufen. Die Nachfrage nach sauren kohlenstoffhaltigen Knüppeln war geringer als im Juli, wurde aber Ende des Monats etwas besser. Die Preise blieben unverändert.

In Fertigerzeugnissen waren die Werke noch niemals so gut beschäftigt wie in diesem Sommer. Auch während der Ferienmonate hörte die Belieferung der Verbraucher praktisch nicht auf, und die Verkaufstätigkeit in der ersten Augushälfte erreichte einen überraschend hohen Stand. Besonders bemerkenswert war die Nachfrage nach Baustahl seit dem Frühling, die auch im August keine Verminderung erfuhr. In der ersten Jahreshälfte beschränkte sich das Geschäft in Baustahl — Träger, Winkel, T-Stahl usw. — hauptsächlich auf die kleineren Abmessungen; späterhin kehrten sich die Verhältnisse um, und die Nachfrage nach den größeren Abmessungen war besonders lebhaft. Das Geschäft in Grobblechen enttäuschte, und zwar war Grobblech das einzige festländische Erzeugnis, das nicht sofort in den Verbrauch überging. Tatsächlich war Ende des Monats Grobblech aus den laufenden Mengen noch auf dem Markt greifbar. Die Abschlüsse in Feinblechen besserten sich in gewissem Umfang, und einige Ueberseemärkte schenkten den dünnen Abmessungen

größere Aufmerksamkeit als in den vorhergehenden Monaten. Die heimische Nachfrage nach Feinblechen war ziemlich unregelmäßig; es fehlte die Nachfrage der Kraftwagenindustrie, um das Geschäft zu beleben. Wegen der Preise entwickelten sich Schwierigkeiten; so erhob eine führende Persönlichkeit der Kraftwagenindustrie öffentlich Einspruch gegen die Haltung der britischen Feinblechhersteller. Die offiziellen Blechpreise für den britischen Markt behaupteten sich wie folgt (Ausfuhrpreis in Klammern): für 10 bis 13 G £ 9.10.- (8.5.-) frei Eisenbahnwagen, 14 bis 20 G £ 10.15.- (9.-), 21 bis 24 G £ 11.- (9.5.-), 25 bis 27 G £ 11.12.6 (9.17.6), alles frei Werk. Im übrigen kosteten fob (Preise frei London in Klammern): Träger £ 7.7.6 (8.17.6), U-Stahl £ 7.12.6 (8.15.-), Winkel £ 7.7.6 (8.10.-), Flachstahl über 5 bis 8" £ 7.17.6 (9.-), Flachstahl unter 5" £ 7.- (8.14.6), Rundstahl über 3" £ 8.7.6 (9.10.-), Rundstahl unter 3" £ 7.- (8.14.6), ¾zölliges Grobblech Grundpreis £ 7.15.- (9.-), Riffelbleche £ 10.- (10.7.6).

Das Geschäft in verzinkten Blechen ging zurück. Die schon seit einiger Zeit flauere indische Nachfrage ließ fast gänzlich nach; auch machte sich dort wieder belgischer Wettbewerb bemerkbar. Die britischen Werke blieben jedoch unter den offiziellen Preise von £ 12.15.- cif Indien für 24-G-Wellbleche in Bündeln. In einigen Fällen wurden Geschäfte zu £ 12.7.6 angenommen, ein im Vergleich mit belgischen Forderungen von £ 9.17.6 c und f günstiger Preis, wenn der Unterschied in den indischen Zöllen auf britische und fremde verzinkte Bleche in Rechnung gezogen wird. Auf anderen Märkten kam Ende August wieder etwas Nachfrage auf, bei einem Preise von £ 11.5.- fob. Im Inlande wurden £ 13.- je t verlangt für Mengen von 4 t, bis £ 15.- für Mengen von ½ bis 2 t. Die Lage auf dem Weißblechmarkt änderte sich im Berichtsmontat kaum. Neugeschäft war ziemlich selten; aber die Werke fügten über gutgefüllte Auftragsbücher und machten sich um die Zukunft keine Sorge. Die Preise blieben unverändert auf 18/2 sh fob und 17/10½ sh frei Eisenbahnwagen für die Normalkiste 20 x 14.

Die Ferienzeit wirkte sich auf dem Schrottmarkt in größerem Maße als bei den anderen Eisenzweigen aus, da viele Stahlwerke im August den Bezug für acht bis zehn Tage unterbrachen. Obgleich die Preise zeitweise eine leichte Schwäche zeigten, änderten sie sich nicht wesentlich, und am Monatsende konnte sich wieder eine festere Haltung entwickeln. Schwerer Stahlschrott behauptete sich auf 52/6 sh, doch war es in den letzten Monatstagen nicht leicht, zu diesem Preise zu kaufen. Es bestand gute Nachfrage nach gewöhnlichem schwerem Gußbruch, der an der Nordostküste 52/6 sh kostete; in Sheffield kamen Abschlüsse für umfangreiche Mengen zu 49/- bis 50/- sh zustande, in Südwesten dagegen zu ungefähr 50/- bis 51/- sh. Schwerer Maschinengußbruch, der sich in Schottland auf 57/6 sh stellte, ging an der Nordostküste auf 52/6 sh herunter. Schwere weiche Drehspäne wurden nicht frei angeboten, und der Preis hielt sich stetig auf 45/- bis 46/- sh. Gewöhnlicher schwerer Gußbruch (Stücke nicht über 45 kg) kostete 51/6 bis 52/6 sh. Beste schwere Drehspäne gaben leicht nach auf 39/6 bis 40/- sh. Legierter Stahlschrott mit mindestens 3% Ni wurde zu £ 7.10.6 bis 7.17.6 gekauft und Schnellstahlschrott mit 14 bis 18% W zu £ 43.- bis 44.-.

Förderung, Absatz und Belegschaft der Siegerländer Gruben.

Jahr 1935	Förderung t	Absatz t	Belegschaft Mann
Januar	134 090	135 557	5567
Februar	124 244	121 086	5611
März	134 121	130 292	5607
April	120 888	116 885	5539
Mai	126 789	126 186	5649
Juni	118 951	122 257	5535
Juli	140 040	140 953	5573
August	138 206	142 857	5579

Buchbesprechungen.

Müller, Horst, Dr.-Ing., Privatdozent an der Technischen Hochschule Hannover: **Führer durch die Technische Mechanik.** Eine neuartige Uebersicht über ihre Grundlagen, Methoden und Ergebnisse für Studium und Praxis. Mit 166 Textabb. Berlin: Julius Springer 1935. (VIII, 148 S.) 8°. 8,50 *R.M.*

Der Verfasser will mit diesem Buche über die gesamte technische Mechanik eine Uebersicht geben. Diese Aufgabe ist nicht nur ausgezeichnet gelöst, sondern die Darstellung ist auch so gewählt, daß die Beziehungen, die die verschiedenen Gebiete der technischen Mechanik zueinander haben, recht eindringlich gezeigt werden und der innere Zusammenhang des gesamten bearbeiteten Stoffes dem Leser sehr klar vorgeführt wird. Gerade dies wird besonders durch den planmäßigen Aufbau vorzüglich unterstützt. Neben der klaren Uebersicht ist jede Grundfrage trotz Kürze möglichst vollständig behandelt worden. Zeichnerische wie rechnerische Lösungen werden nebeneinander gezeigt, und immer sind sämtliche wichtigen Lösungen einer Aufgabe besprochen.

Dieses Werkchen ist nicht für den Uneingeweihten geschrieben; es ist kein Lehrbuch, sondern setzt beim Leser die Kenntnis der technischen Mechanik voraus; dagegen dürfte es für den Eingeweihten wegen seiner Uebersichtlichkeit, seines schon erwähnten planmäßigen Aufbaues und seiner Vollständigkeit ein vorzügliches Nachschlagewerk sein. Vielen wird es angenehm sein, in der Vorbemerkung die Grundregeln der Vektorenrechnung mit den verschiedensten graphischen Differentiations- und Integrationsverfahren zu finden, so daß bei Anwendungen die praktisch wichtigsten Auswertungsverfahren ebenfalls zur Hand sind.

Selbstverständlich macht die Kürze der Darstellung es notwendig, weitestgehend, neben Stichworten, mathematische Zeichnungen und Gleichungen anzuwenden; die Uebersichtlichkeit wird hierdurch noch gesteigert. Der Verfasser verwendet besondere Sorgfalt auf die Erklärung und Festlegung der angewandten Zeichenmaßstäbe. Hierdurch wird manchem die Bearbeitung oder Anwendung der behandelten Aufgaben erheblich erleichtert werden; denn bekanntlich gibt gerade die Bestimmung der Zeichenmaßstäbe häufig zu Irrtümern Anlaß.

Einem Teil der Hüttenleute dürfte das Buch nur geringe Hilfe bieten, da ein Mangel theoretischer Grundlagen sein Verständnis außerordentlich erschwert, dagegen wird es jenen Hüttenleuten, die sich schon einmal eingehender mit der technischen Mechanik befaßt haben und daher gute mathematische Grundlagen besitzen, ein wertvolles Nachschlagewerk sein.

Dr.-Ing. Theodor Stassinert.

Greaves, Richard Henry, D. Sc., Research Department, Woolwich: **Chromium steels.** (Mit 76 Abb., 162 Zahlentaf. u. 4 Tafelbeil.) London: His Majesty's Stationery Office 1935. (VI, 324 S.) 8°. Geb. sh 7/6 d.

(Department of Scientific and Industrial Research.)

Der Verfasser hat sich die Aufgabe gestellt, die vielen Untersuchungen über Chromlegierungen zusammenzutragen und die verschiedenen Untersuchungsverfahren zu kennzeichnen. Für die Durchführung dieser Absicht hat sich Greaves auf die reinen Chromstähle und solche mit Silizium- und Manganzusätzen in einer Menge bis zu 1,5 % beschränkt, während die ebenso wichtigen Chrom-Nickel- und Chrom-Molybdän-Stähle sowie die sehr zahlreichen Vierstofflegierungen absichtlich keine Berücksichtigung gefunden haben. Ebenso hat er auf Grund des Monypenny-

schen und des Thumschen Buches darauf verzichtet, die chromreicheren Stähle zu besprechen.

Die außerordentlich große Stärke dieses Buches liegt in der fast lückenlosen, von unermüdlichem Fleiße zeugenden Zusammenfassung des Schrifttums und der kurzen, alles Wesentliche enthaltenden Besprechung der einzelnen Veröffentlichungen. Man vermißt demgegenüber eine Zusammenfassung der Untersuchungsergebnisse zu übersichtlichen Gruppen, damit der Leser für einen nachhaltigen, nutzbringenden Eindruck die vielen Einzelheiten behalten und das Wichtige der verschiedenen Chromstahlgruppen erkennen kann. Von diesem Gesichtspunkte aus wäre es vielleicht zweckmäßig gewesen, den an sich sehr gut gegliederten Hauptabschnitt über die „Verwendung der Chromstähle“ stärker auszubauen, da den Praktiker gerade diese Ausführungen besonders angehen.

Die Einleitung behandelt zunächst die Geschichte der Chromstähle, und anschließend folgt mit großer, aber nicht unbedingt notwendiger Ausführlichkeit die Besprechung und die im allgemeinen richtige Würdigung der im Laufe der letzten dreißig Jahre erschienenen Arbeiten über die beiden Zweistoffsysteme Eisen-Chrom und Chrom-Kohlenstoff sowie der Dreistofflegierungen Eisen-Chrom-Kohlenstoff.

Gegenüber dem Abschnitt über die Wärmebehandlung, der auch die Sonderkarbidfragen auf Grund des Schrifttums bis Ende 1933 gut, wenn auch etwas kurz, wiedergibt, könnte die ausführliche Besprechung der beiden Hauptabschnitte „Mechanische Eigenschaften“ und „Physikalische Eigenschaften“ eine straffere Gliederung vertragen. Einige Unterabschnitte enthalten die Untersuchungen über die Kaltbearbeitung, die Anlaßsprödigkeit sowie die Dauer- und Warmfestigkeit. Den Schluß des weniger für den Praktiker als mehr für den Wissenschaftler lesenswerten Buches bildet der schon erwähnte wichtige Teil „Verwendung der Chromstähle“ mit einem Anhang von B. S. Evans über die chemischen Prüfverfahren zum Nachweis der verschiedenen Elemente in Chromstählen.

Walter Tofaute.

Meller, Karl, Oberingenieur der Siemens-Schuckertwerke, Berlin-Siemensstadt: **Taschenbuch für die Lichtbogenschweißung.** Mit 83 Abb. Leipzig: S. Hirzel 1935. (VIII, 189 S.) 8°. Geb. 5 *R.M.*

Das Buch behandelt in allgemeinverständlicher Darstellung die wichtigsten Fragen auf dem Gebiete der Lichtbogenschweißung. Der Verfasser hat sich die Aufgabe gestellt, dem Schweißer, dem Meister, dem Ingenieur und dem Gewerbetreibenden ein Rüstzeug in die Hand zu geben, dessen Benutzung jedem von diesen eine Erweiterung seiner Kenntnisse vermitteln und dazu beitragen soll, der Lichtbogenschweißung neue Anwendungsgebiete zu erschließen. Diese Aufgabe kann als sehr gut gelöst bezeichnet werden. Unter bewußtem Verzicht auf wissenschaftliche Erörterungen werden kurze Ausführungen über die verschiedenen Schweißverfahren und die Vorgänge im Lichtbogen gemacht. Ausführlicher behandelt sind Schweißmaschinen und Zubehör, Schweißstäbe (hier sei besonders auf die eingehenden Angaben über Wirtschaftlichkeit, Auswahl der Schweißdrähte und Schweißdrahtpreise hingewiesen), Schweißung von Stahl, Gußeisen, Stahlguß und Nichteisenmetallen und schließlich die Prüfung von Schweißverbindungen.

Das Buch ist aus der Praxis für die Praxis geschrieben und bildet als Taschenbuch, als das es bestimmt ist, eine wertvolle Bereicherung des Schrifttums.

Karl Ludwig Zeyen.

Eisenhütte Oberschlesien,
Zweigverein des Vereins deutscher Eisenhüttenleute.

Einladung zur Hauptversammlung

Sonntag, den 13. Oktober 1935, mittags 12 Uhr
im Kasino der Donnersmarckhütte zu Hindenburg (O.-S.).

Tagesordnung:

1. Eröffnung durch den Vorsitzenden und Bericht über das Geschäftsjahr 1934.
2. Vortrag von Professor Dr. Netter, Breslau: **Die Entwicklung und Bedeutung der Eisenhüttenindustrie in West- und Osterschlesien sowie im Ostrau-Karwiner Revier nach dem Weltkriege.**
3. Vortrag von Professor Dr. Dersch, Senatspräsident im Reichsversicherungsamt Berlin: **Die Rechts- und Lebensordnung der Schaffenden in der Arbeitsverfassung des neuen Staates.**

Im Anschluß an den geschäftlichen Teil findet um etwa 14½ Uhr im Kasinosaal ein gemeinschaftliches Mittagessen statt. Preis für das trockene Gedeck — Eintopfgericht — einschließlich Bedienungsgeld 1,80 *R.M.* Anmeldungen sind an die Eisenhütte Oberschlesien, z. Hd. von Direktor Dr.-Ing. S. Kreuzer, Gleiwitz, Heydebreckstr. 16, zu richten.