

# STAHL UND EISEN

## ZEITSCHRIFT FÜR DAS DEUTSCHE EISENHÜTTENWESEN

Herausgegeben vom Verein Deutscher Eisenhüttenleute

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

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

HEFT 38

18. SEPTEMBER 1941

61. JAHRGANG

### Stand und Entwicklung der Hochofengasreinigung in den letzten zehn Jahren.

Von Kurt Guthmann in Düsseldorf.

[Mitteilung Nr. 297 der Wärmestelle und Bericht Nr. 201 des Hochofenausschusses des Vereins Deutscher Eisenhüttenleute\*.]

(Grobentstaubung durch Wirbler. Kühlerbauarten. Desintegrator-Naßreinigung und Sackfilter-Trockenreinigung. Elektrische Reinigung: einstufiges Trockenelektrofilter, Naßelektrofilter, zweistufige Anlagen. Schlammwasserklärung und Scheibenfilter. Ergebnisse von Abnahmeversuchen. Betriebszahlen: Staubbilanz, Druckverlust, Temperatur, Energiebedarf, Wassereirtschaft, Betriebskosten.)

Die Entwicklung der Hochofengasreinigung der letzten zehn Jahre stand ohne Zweifel im Zeichen der Entlastung der Feinreinigungsanlagen durch bessere Vorentstaubung in Wirblern und weiter in der Vervollkommnung des Elektrofilters zu betriebssicher arbeitenden Großanlagen.

#### Vorreinigung unmittelbar hinter dem Hochofen.

Wohl sämtliche zur Gichtgasreinigung erforderlichen Einheiten haben in den letzten Jahren eine Entwicklung durchgemacht, die die Wirtschaftlichkeit dieser Anlagen günstig beeinflusst hat. Man ist der Staubfrage bis zum Hochofen selbst nachgegangen, um eine Verschleppung größerer Grobstaubmengen durch das Leitungsnetz bis zur Feinreinigung weitmöglichst zu vermeiden. So werden bei neuzeitlichen Hochofen die Gasabzugsrohre sehr hoch gezogen, um die Verstaubung weitgehend zu vermeiden. Bild 1 zeigt diese Bauart, bei der die vier Abzugsrohre auf der Gicht 12 m hochgezogen sind. Je zwei dieser Gasabzugsrohre sind in dem abfallenden Teil zu einer Leitung zusammengefaßt, die sich beide wiederum in einem Glockenventil vor einem großen Staubsammler von 10 m Dmr. und 15 m Zylinderhöhe vereinigen.

Auch bei den neuen Hochofenanlagen der Reichswerke in Watenstedt und Linz ist, wie bei den englischen Hochofenwerken in Ebbw Vale und Corby, die gleiche Bauart gewählt worden (Bild 2). Das Gichtgas wird durch vier symmetrisch angeordnete Gasabzugsrohre von 1,5 m Dmr. und 15 m Höhe abgeleitet. Je zwei Rohre werden oben in ein kurzes senkrecht Rohrstück von 1,8 m Dmr. zusammengeführt und an eine Leitung von 2,2 m Dmr. an

den Staubsack angeschlossen. Wenn man berücksichtigt, daß der übliche Druck an der Gicht bei neuzeitlichen Hochofen 500 bis etwa 1000 mm WS oder noch mehr beträgt, so ist es verständlich, daß gerade auf die Vorentstaubung größter Wert gelegt werden muß, besonders bei zunehmender Verhüttung eisenarmer Inlandserze. Durch die Anordnung der hochgezogenen Gasabzugsrohre fällt ein großer Teil des Grobstaubes wieder in den Hochofen zurück.

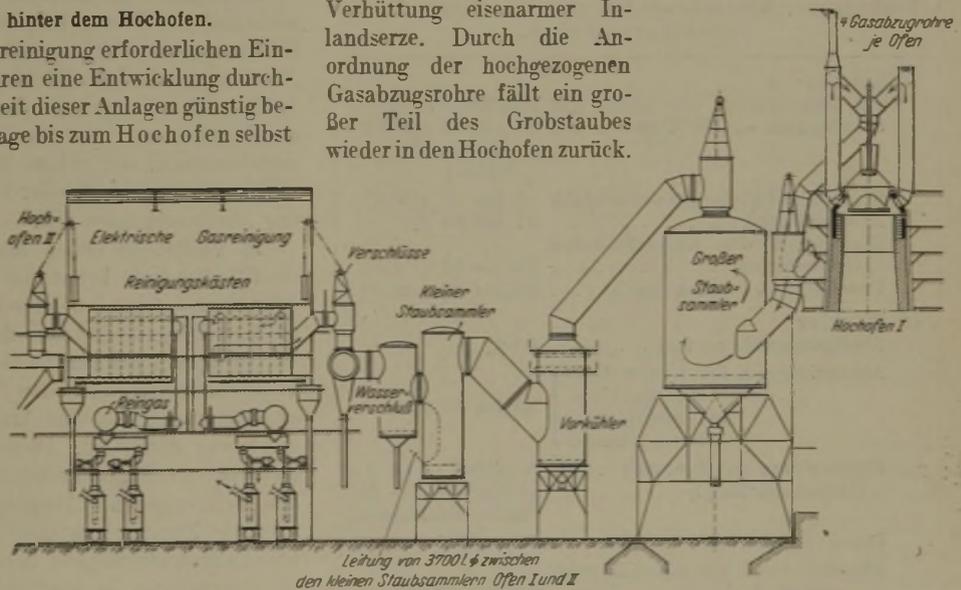


Bild 1. Schematische Darstellung der Gasführung von Hochofen bis zur Reingasleitung.

Auch bei den Staubsäcken (vgl. Zahlentafel 1) ist man heute bedacht, durch zweckmäßige Bauarten möglichst günstige Abscheidegrade zu erzielen. Als besonders vorteilhaft hat sich, wie aus Bild 1 hervorgeht, eine wirblerförmige Ausbildung des Staubsacks gezeigt, mit tangentialem Eintritt des Gichtgases im unteren Teil des Staubsacks, während der Gasaustritt oben auf der Kuppel erfolgt. Hier werden schon 80 bis 90 % vom Gesamtstaubentfall des Hochofens abgeschieden, so daß nur noch rd. 10 % in die Feinreinigung gelangen. Der Staubgehalt an der Gicht schwankt auf diesem Hochofenwerk zwischen 25 und 40 g/Nm<sup>3</sup>, entsprechend einer Möllerverstaubung von 3 bis 6 %. Hinter dem Staubsack liegt der Staubgehalt zwischen 3 und 5 g, so daß 20 bis 35 g/Nm<sup>3</sup> Gichtgas mit 30 bis 35 % Fe abgeschieden werden, die zur Sinteranlage gelangen. Als

\* Erstattet in der Gemeinschaftssitzung der Fachausschüsse „Maschinenwesen“ und „Hochofen“ am 28. Januar 1941 in Saarbrücken und auf der 48. Vollversammlung des Hochofenausschusses am 21. Mai 1941 in Düsseldorf. — Sonderabdrucke sind vom Verlag Stahleisen m. b. H., Düsseldorf, Postschließfach 664, zu beziehen.

besonders vorteilhaft ist der geringe Druckverlust dieses Staubsacks von nur 30 bis 35 mm WS anzusehen.

Eine besondere Entwicklung hat die Vorreinigung durch Wirbler<sup>1)</sup> in den letzten zehn Jahren genommen, nachdem man erkannt hatte, daß einerseits wertvoller hocheisenthaltiger Gichtstaub wiedergewonnen und andererseits eine

gerade heute besonders erwünschte Entlastung der Feinreinigung erreicht wird. Eine verbreitete und zweckmäßige Bauart ist in Bild 3 wiedergegeben: ein Doppelwirbler in Nebeneinanderschaltung. Bild 4 zeigt in einer großen Wirbleranlage sechs nebeneinander geschaltete Wirbler für eine Gesamtstundenleistung von 170 000 Nm<sup>3</sup>.

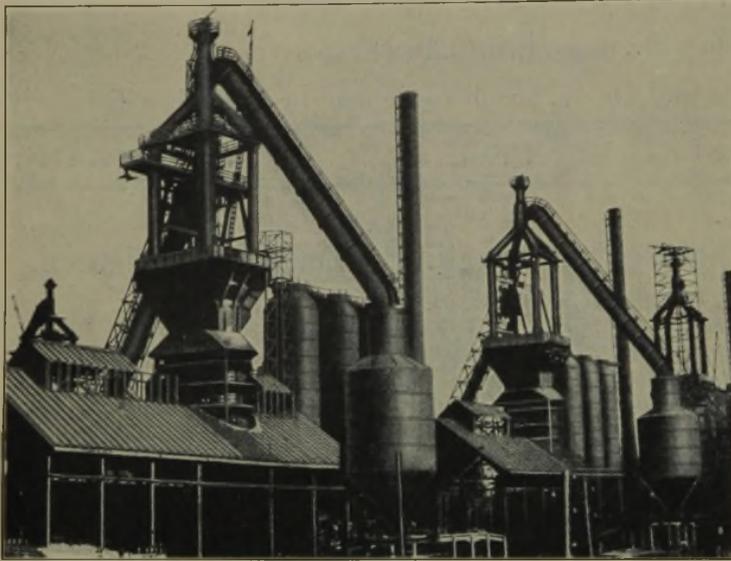


Bild 2. Hochöfen mit hochgezogenen Gasabzugsrohren.

Zahlentafel 1. Betriebszahlen und Ergebnisse von Abnahmeversuchen.

<b>I. Staubsack</b>	
mit tangentialem Gaseintritt (für 135 000 Nm <sup>3</sup> /h)	
Staubgehalt an der Gicht . . . . .	25 bis 40 g/Nm <sup>3</sup> (= 3 bis 6% vom Möller)
Staubgehalt hinter dem Staubsack	3 bis 5 g/Nm <sup>3</sup>
Abscheidegrad . . . . .	87 bis 94 %
Eisengehalt des abgeschiedenen Gichtstaubes . . . . .	30 bis 35 % Fe
Druckverlust im Staubsack . . . . .	30 bis 35 mm WS
<b>II. Wirbler</b>	
Abscheidegrad, normal . . . . .	60 %
Abscheidegrad, bei hohen Feinstaubgehalten bei niedrigen Staubgehalten	30 bis 50 %
Entstaubung auf (normal) . . . . .	5 g/Nm <sup>3</sup> (3 bis 4 g je Nm <sup>3</sup> je nach den Staubverhältnissen)
Druckverlust . . . . .	60 bis 80 mm WS
Abnahmeversuch an einem Doppelwirbler für . . . . . 100 000 Nm <sup>3</sup> /h:	
Staubgehalt an der Gicht . . . . .	12 g/Nm <sup>3</sup>
Staubgehalt vor dem Wirbler . . . . .	7 g/Nm <sup>3</sup>
Staubgehalt hinter dem Wirbler . . . . .	1,7 bis 2,5 g/Nm <sup>3</sup>
Abscheidegrad . . . . .	70 bis 81 %
Druckverlust . . . . .	50 bis 65 mm WS
<b>III. Horndenwäscher</b>	
Kühlung auf 25 bis 30°	
Reinigung auf 0,5 bis 1,5 g/Nm <sup>3</sup>	
Druckverlust . . . . .	max. 50 mm WS
Wasserbedarf . . . . .	2 bis 5 m <sup>3</sup> /1000 Nm <sup>3</sup> Gichtgas
	im Mittel 2,4 m <sup>3</sup> /1000 Nm <sup>3</sup> Gichtgas
Energiebedarf für Kühlpumpen . . . . .	0,4 bis 1 kWh/1000 Nm <sup>3</sup>
Preßwasserdruck . . . . .	2 bis 4 atü

Das Ergebnis zahlreicher Abnahmeversuche an Wirbleranlagen durch die „Wärmestelle Düsseldorf“ (vgl. Zahlentafel 1) ist kurz zusammengefaßt folgendes: Die Erreichung höherer Abscheidegrade als 75 % ist nach den vorliegenden Erfahrungen nur in Ausnahmefällen möglich, also unter besonders günstigen Betriebsumständen (hohe Grobstaubgehalte, hoher Eisengehalt des Gichtstaubes und Inkaufnahme eines hohen Druckverlustes). Bei einem Abnahmeversuch an einem Doppelwirbler für 100 000 Nm<sup>3</sup> Stundenleistung wurden Gesamtabscheidegrade von 70 bis 81 % erreicht, d. h. es erfolgte eine Reinigung von 7 auf 1,7 g/Nm<sup>3</sup>, bei einem Staubgehalt an der Gicht von 12 g/Nm<sup>3</sup>. Bei hohen Gastemperaturen, z. B. beim Erblasen von Gießereirohisen (hohen Anteilen an Feinstaub), werden nur Abscheidegrade von 30 bis 50 % erreicht.

Aus den bei den Abnahmeversuchen festgestellten unterschiedlichen Werten für den Wirblerabscheidegrad geht hervor, daß die Kornzusammensetzung des Staubes für den Abscheidegrad von Fliehkraftabscheidern eine wichtige Rolle spielt. Bei der Beurteilung von Wirbleranlagen und der Festsetzung ihrer Gewährleistung sollte man deshalb stets angeben, für welche Zusammensetzung des Rohgasstaubes an Korngröße oder Fallgeschwindigkeit die Angabe des Abscheidegrades gilt.

In Fällen, in denen man die Kornzusammensetzung des Staubes nicht kennt und sie auch nicht ermitteln kann, oder wenn infolge besonderer Hochofenbetriebsverhältnisse die Kornzusammensetzung des Staubes zeitlich verschieden ist, geht man bei der Festlegung der Gewährleistung am zweckmäßigsten von den Fraktions-Entstaubungsgraden<sup>2)</sup> aus, die eine Art „Gütezahl“ für diese Staubabscheider darstellen. Diese Art der Leistungsgewähr ist stets nachprüfbar und schützt sowohl den Besteller als auch den Lieferer gegen Fehlschläge, die auf falschen Annahmen über die Zusammensetzung des Staubes nach Korngröße und Fallgeschwindigkeit beruhen können. Außerdem wird die Beurteilung der Abscheideleistung beim Vergleich verschiedener Wirblerbauarten oder verschiedener Angebote durch die Gewährleistung von Fraktions-Entstaubungsgraden sehr erleichtert. Erwähnenswert scheint noch der Hinweis, daß die Fraktions-Entstaubungsgrade nicht mit den Teilentstaubungsgraden verwechselt werden dürfen.

Im allgemeinen wird man sich mit den Gesamtabscheidegraden von 60 % begnügen müssen, die als üblich für Hochofengaswirbler anzusehen sind. Die von den Lieferwerken abgegebenen Gewährleistungen liegen bei diesen Werten. Richtiger ist allerdings wohl die Forderung nach Angabe des absoluten Staubgehaltes, wobei als untere Grenze 3 bis 5 g/Nm<sup>3</sup> erreichbar sind, in besonders günstigen Fällen auch 2 g/Nm<sup>3</sup>. Neuerdings sind auch diese Zahlen den Gewährleistungen verschiedener Lieferwerke zugrunde gelegt.

<sup>1)</sup> Popp, C.: Stahl u. Eisen 58 (1938) S. 224/31 (Hochofenausssch. 166).

<sup>2)</sup> Rammler, E.: Arch. Wärmewirtsch. 21 (1940) S. 21/22; vgl. Stahl u. Eisen 60 (1940) S. 253/54.

Die Staubgehalte vor den Wirblern liegen im allgemeinen zwischen 8 und 15 g/Nm<sup>3</sup>.

Bei diesen Leistungen müssen Druckverluste von 60 bis 80 mm WS in Kauf genommen werden, die auch all-

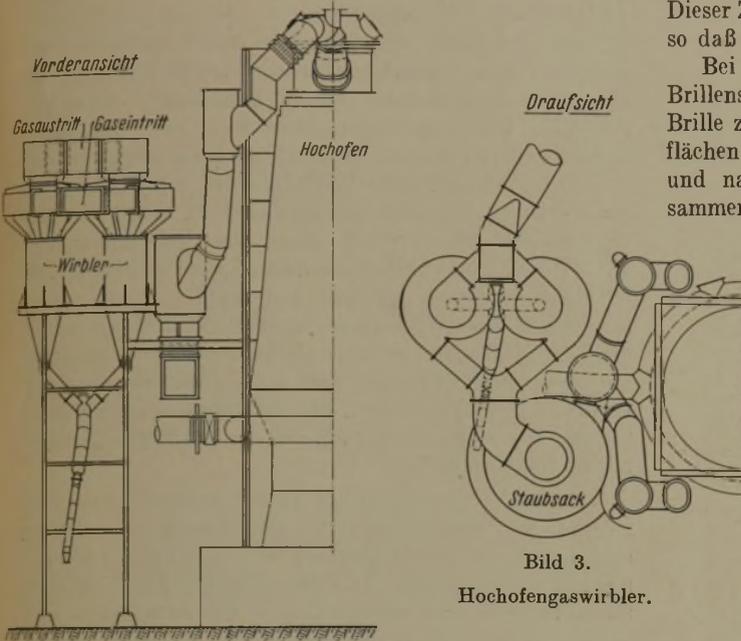


Bild 3.  
Hochfengaswirbler.

gemein von den Lieferwerken gewährleistet werden. Druckverluste von 50 bis 60 mm WS sind nach den vorliegenden Erfahrungen als sehr niedrig zu bezeichnen. Gewährleistungen mit Druckverlusten über 90 mm WS und in einigen Fällen von sogar über 100 mm WS sind unbedingt mit Rücksicht auf die Gichtgaswirtschaft abzulehnen, um zu hohen Stromverbrauch für die Drucksteigerung zu vermeiden.

Bei einer neuzeitlichen Gasreinigung sucht man die Druckverluste so gering wie nur irgend möglich zu halten. Dies ist besonders auch beim Einbau der Absperrmittel zu berücksichtigen, da diese durchweg einen beachtlichen Druckverlust bedingen. Ueber den von der Lurgi-Apparatebau-Ges. m. b. H., Frankfurt, entwickelten Plattenschieber für Roh- und Reingas berichtet F. Eichler<sup>2)</sup>. Dieser Schieber eignet sich ebenso wie der von den Dinglerwerken, Zweibrücken, gebaute Zweiplattenschieber und die namentlich für Rohgas in Betracht

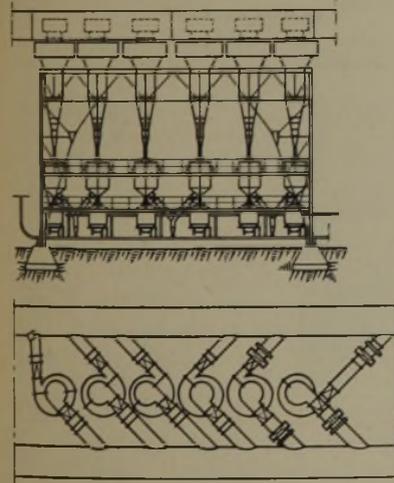


Bild 4. Zentral-Wirbleranlage für 170 000 Nm<sup>3</sup>/h.

kommenden Expansions-Thermalschieber (Brillenschieber) hierzu ganz besonders, da ihr Strömungswiderstand theoretisch und praktisch gleich Null ist.

Bei den Zweiplattenschiebern werden im Innern des Schiebers zwei gegeneinander bewegliche Platten als Abschlußmittel auf zwei zueinander parallele Sitze des Gehäuses gepreßt. Dadurch kann der Raum zwischen

diesen Platten in abgesperrtem Zustande mit der freien Luft in Verbindung gebracht werden, so daß etwa durch die eine Platte noch ausströmendes Gas nicht auf die andere Rohrleitungsseite gelangen kann, sondern ins Freie geht. Dieser Zwischenraum kann sogar mit Wasser gefüllt werden, so daß jeglicher Gasdurchtritt unmöglich ist.

Bei den Expansions-Thermalschiebern wird eine Brillenscheibe nach Art der sogenannten Schmidtschen Brille zwischen zwei Sitzen bewegt, wobei vorher die Sitzflächen durch thermische Einwirkung auseinandergezogen und nach erfolgter Bewegung der Schieber wieder zusammengepreßt werden. Die thermische Einwirkung wird dadurch erreicht, daß zu diesem Zweck vorgesehene Ausdehnungsglieder zum Zweck des Oeffnens mit Dampf erwärmt und zum Zweck des Schließens mit Wasser wieder abgekühlt werden, wodurch sie sich zuerst entsprechend ausdehnen und dann wieder zusammenziehen. Die Schieberplatte gewährleistet einen vollkommen dichten Abschluß. Etwa bei Undichtigkeit austretendes Gas gelangt ins Freie, d. h. es kann nicht in den abgeschlossenen Rohrleitungsstrang gelangen.

Beide Ausführungsarten entsprechen den Vorschriften der Hütten- und Walzwerks-Berufsgenossenschaft und sind zugelassen zum Absperrn von Leitungen und Betriebseinrichtungen, die von Menschen betreten werden sollen.

#### Naßmechanische Feinreinigung.

Man erreicht heute ohne Schwierigkeiten durch Staubsäcke und nachgeschaltete Wirbler eine Vorentstaubung auf 3 bis 5 g/Nm<sup>3</sup>. Von der Feinreinigung verlangt man dann eine Entstaubung auf mindestens 20 bis 10 mg/Nm<sup>3</sup>.

Als die Entwicklung der Naßwäscher nach dem Grundsatz der Desintegratoren vor 40 Jahren gestattete, an die Feinreinigung des Hochofengases zu gehen, machte sich auch gleichzeitig die Eigenart des Hochofenbetriebes bei der Reinigung des Gases bemerkbar. Auch die Trockenreinigung hatte vor etwa 30 Jahren mit diesen und wieder neuen Schwierigkeiten zu kämpfen, und wiederum 15 Jahre später (1925) mit dem Auftreten der Elektrofilterreinigung im Hochofenbetrieb kamen nochmals neue Umstände hinzu, die die Reinigung erschwerten, Anfangsschwierigkeiten, die erst nach mühevoller Arbeit überwunden wurden.

Erforderlich ist bei Naßreinigungsanlagen die Vorschaltung von Kühlern. Für die Gaskühlung bis unterhalb des ursprünglichen Taupunktes werden nebeneinander Hordenwäscher, Haubenkühler oder Düsen einspritzkühler ohne Einbauten verwendet, je nach der Beschaffenheit des im Gas befindlichen Staubes und unter Berücksichtigung des vorhandenen Kühlwassers. Bei Sackfilteranlagen und trocken arbeitenden Elektrofiltern werden vorzugsweise Einspritzkühler, vor Desintegratorreinigungen und Naßelektrofiltern meist Hordenwäscher verwendet.

In den Hordenwäschern (vgl. *Zahlentafel 1*) soll eine Kühlung von 120 bis 150° auf etwa 25 bis 30° und gleichzeitig eine Vorreinigung von 4 bis 5 g auf 0,5 bis 1,5 g/Nm<sup>3</sup> erfolgen, entsprechend einer Abscheidung zwischen 50 und 70 % (*Bild 5*). Das Rohgas tritt von unten in die Hordenwäscher ein, die mit mehreren Reihen Preßwasserdüsen (Preßwasserdruck 2 bis 4 atü) besetzt sind, und durchströmt wasserberieselte Holzorden im Gegenstrom nach oben. Der Druckverlust in den Hordenwäschern soll 50 mm WS nicht überschreiten. Der Wasserbedarf dieser Kühler und Wäscher schwankt zwischen 1,5 und 5 m<sup>3</sup>/1000 Nm<sup>3</sup> Gas und liegt im Mittel bei 2 bis 2,5 m<sup>3</sup> Wasser bei einem Energie-

<sup>2)</sup> Stahl u. Eisen demnächst.

bedarf der Pumpen für das Kühl- und Washwasser von 0,5 bis 1 kWh/1000 Nm<sup>3</sup> Gichtgas.

Um zu vermeiden, daß sich am Unterteil des Wäschers Schlammansätze bilden, werden unmittelbar über dem

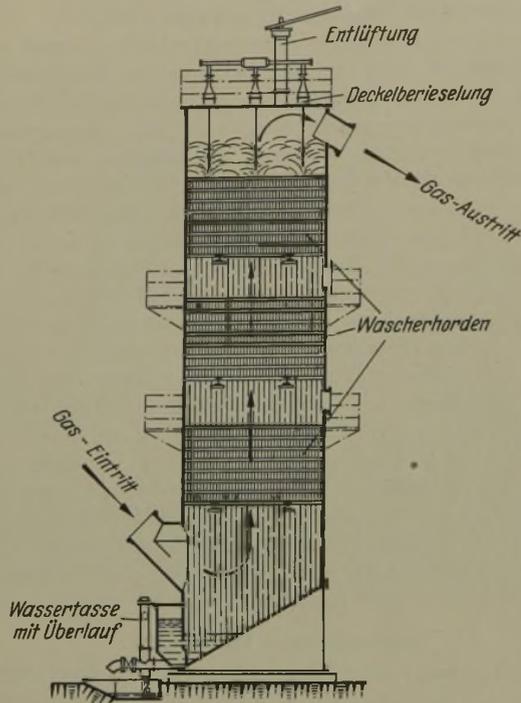


Bild 5. Hordenwäscher.

schrägen Boden Düsen eingebaut, die das Wasser mit den ausgewaschenen Staubteilchen in dauernder Bewegung halten, so daß ein fortlaufender Schlammwasseraustrag

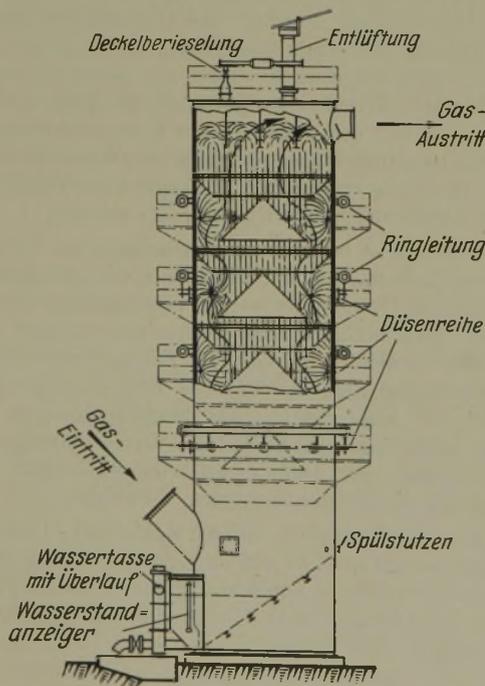


Bild 6. Haubenkühler, Bauart Bischoff.

möglich ist. Für klebende Staubarten, bei denen die Gefahr besteht, daß sich die Hordenzwischenräume zusetzen, werden sogenannte Haubenkühler, Bild 6, verwendet. Bei diesen erfolgt die Kühl- und Washwasseraufgabe zum Teil

durch die Deckenberieselung und zum Teil durch mehrere am Kühlermantel vorgesehene Düsen. Das Gas muß durch die sich aus den Hauben bildenden Wasserschleier mehrmals hindurchströmen, wodurch eine besonders gute Benetzung und Kühlung erreicht wird.

Bei Gichtgasen, die besonders stark backenden und zementierenden Staub enthalten, werden zweckmäßig Düseneinspritzkühler ohne Einbauten verwendet (Bild 7). Von dem eingespritzten Kühlwasser verdunstet nur ein Teil, das restliche eingespritzte Kühlwasser erwärmt sich und läuft ab. Das Verhältnis der verdunsteten zur eingespritzten Wassermenge liegt nach F. Lüth<sup>4)</sup> in den Grenzen von 20 bis 80 %. Nach einer Berechnung von M. Zillgen<sup>5)</sup> über den Wasserbedarf zur Vorkühlung von Gichtgas wird vorausgesetzt, daß 50 % von dem eingespritzten Kühlwasser verdunsten. Der Druckverlust ist bei den Einspritzkühlern geringer als bei den anderen Bauarten mit Einbauten: Während man beim Hordenwäscher mit 30 bis 60 mm WS rechnet, hat der Haubenkühler Druckverluste von 20 bis 40 mm WS und der Einspritzkühler von nur 10 bis 30 mm WS.

Um das Reingas hinter den Desintegratoren soweit wie möglich von mitgerissenen Wassertröpfchen zu befreien, sind hinter die Desintegratoren Wasserabscheider geschaltet (Bild 7, rechts), an deren Stoßflächen die vom Gasstrom mitgerissenen überschüssigen Wassertröpfchen aufprallen und in einer Wassertasse aufgefangen werden. Durch einen tangentialen Eintritt des Gases werden außerdem die mechanisch mitgerissenen Wasserteilchen an die äußere Wand geschleudert. Dabei muß das Innere des Wasserabscheiders so durchgebildet sein, daß ein Mitreißen der bereits ausgeschiedenen Wasserteilchen unmöglich ist. Leider erfolgt in diesen Prallkammern nicht immer eine vollständige Entfernung des Ueberschußwassers, so daß das Gas meist mit über dem Taupunkt liegenden Feuchtigkeitsgehalten in die Reingasleitungen strömt. Andere Bauarten verwenden Füllungen mit Raschig-Ringen von etwa 200

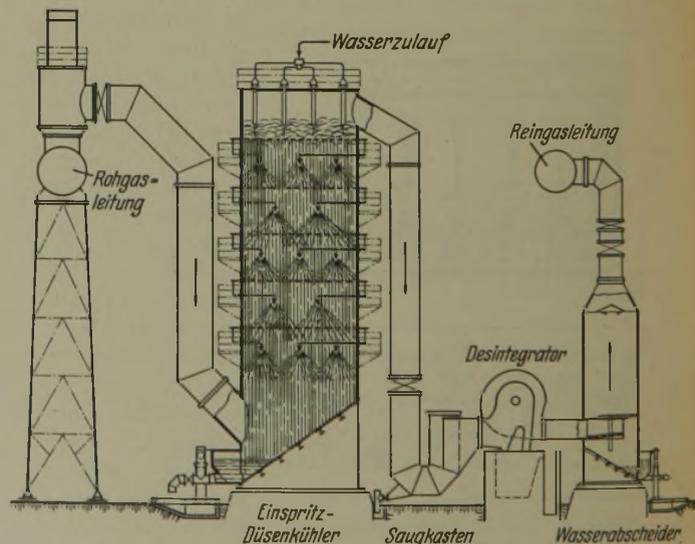


Bild 7. Naßreinigung mit Einspritzkühler und Desintegrator. bis 300 mm Schichthöhe zur Abscheidung des überschüssigen Wassers.

Zwischen der Umdrehungszahl des Desintegrators, der eingespritzten Wassermenge, der Belastung, d. h. der durchströmenden Gichtgasmenge, und dem Stromverbrauch be-

<sup>4)</sup> Arch. Eisenhüttenw. 5 (1931/32) S. 223/30 (Hochofenaussch. 123).

<sup>5)</sup> Stahl u. Eisen 49 (1929) S. 1441/49 (Hochofenaussch. 106).

stehen Zusammenhänge, die gelegentlich einer größeren Untersuchung durch die „Wärmestelle Düsseldorf“ an einem Vorreinigungs-Desintegrator geklärt werden konnten (Bild 8 und 9). Der Reinheitsgrad kann, wie aus diesen Versuchen hervorgeht, sowohl durch die Menge des eingespritzten Wassers als auch durch die Erhöhung der Umdrehungszahl verbessert werden. Allerdings steigt der Stromverbrauch dabei, wie aus den Schaubildern hervorgeht, stark an.

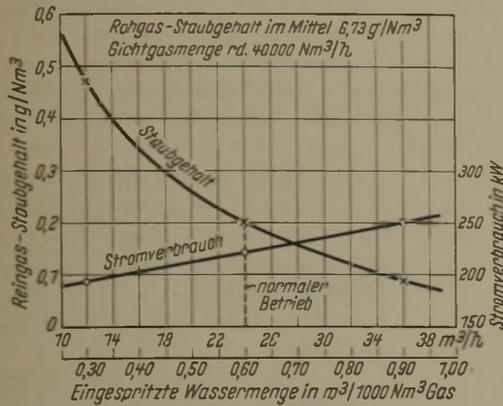


Bild 8. Staubgehalt und Wassermenge. (Versuche an einem Vorreinigungs-Desintegrator.)

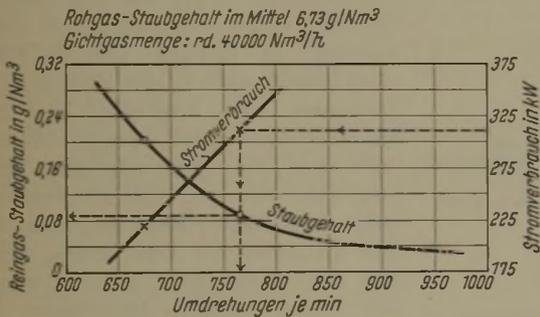


Bild 9. Staubgehalt und Umdrehungszahl. (Versuche an einem Vorreinigungs-Desintegrator.)

Von besonderer Bedeutung für den Betrieb sind die Einflüsse auf den Reinheitsgrad, etwa auftretende Betriebsstörungen sowie die Vorzüge und Nachteile des Verfahrens. Häufig stellen sich Schwierigkeiten ein durch erhärtende Schlammkrusten und Steinansätze, die oft schon nach wenigen Tagen, in einigen Fällen schon nach 24 h eine Außerbetriebsetzung und mehrtägige Säuberung des Desintegrators erforderlich machen. Hierdurch fallen einzelne Wäscher eine bis drei Wochen für die Reinigung aus, so daß entsprechende Reserven zusätzlich erforderlich sind. Zur Verhütung ist eine gründliche Vorkühlung und auch Vorreinigung in Staubsäcken, Wirblern und Hordenwäschern erforderlich, da heißes, sehr staubhaltiges Gas besonders die Bildung von Ansätzen begünstigt. Die Verhüttung eisenarmer Inlandserze, d. h. vor allem ein kalkreicher Möller, hoher Kalkgehalt im Gichtstaub und hartes salzhaltiges Waschwasser, begünstigen den Steinansatz, ebenso die Verhüttung von mulmigen, verstaubbaren Feinerzen. Bei der Erzeugung von Ferromangan, Gießereiroh-eisen und bei Verhüttung von zink- und alkalihaltigen Erzen sowie eisenarmen Inlandserzen wurden neben starken Steinansätzen im Desintegrator auch eine steinartige Erhärtung des Klärbeckenschlammes und Brückenbildung in den Kläranlagen beobachtet. Verschiedentlich hat sich ein Zusatz von Salzsäure zum Waschwasser des Desintegrators (z. B. 50 l HCl/1000 m³ Wasser) gut bewährt. Auf starke Vorkühlung des Rohgases wird besonderer Wert gelegt, denn

hohe Eintrittstemperaturen des Gases sowie hohe Waschwassertemperaturen sind von wesentlichem Einfluß auf die Steinansätze und auch auf den Reinheitsgrad, der durch größeren Wasserverbrauch und höhere Umdrehungszahlen bei allerdings stark ansteigendem Energiebedarf verbessert werden kann.

Die Entwicklung der NaBreinigung hat zu schnell laufenden Großdesintegratoren mit 1000 U/min geführt, die heute in einem einzigen Wäscher stündlich 120 000 bis 150 000 Nm³ Gichtgas von 1,5 g/Nm³ auf 15 bis 20 mg/Nm³ reinigen, bei einem Wasserverbrauch von etwa 60 bis 75 m³/h oder 0,50 m³ Wasser je 1000 Nm³. Der Energiebedarf beträgt 5 bis 5,5 kWh/1000 Nm³, bei einer Drucksteigerung von rd. 250 bis 400 mm WS und einer Arbeitstemperatur von etwa 25°. Die Bilder 10 und 11 zeigen das Ergebnis von Versuchen an einem Großdesintegrator

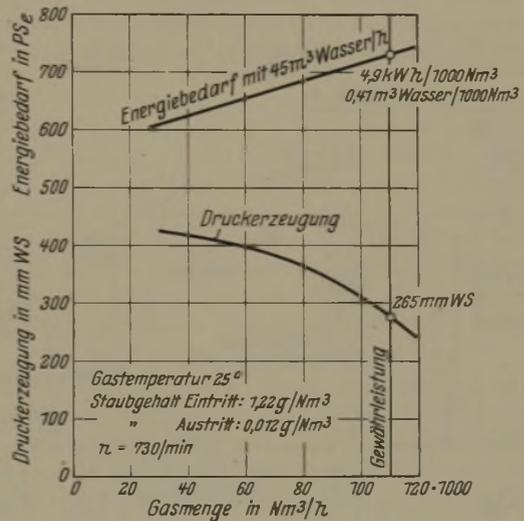
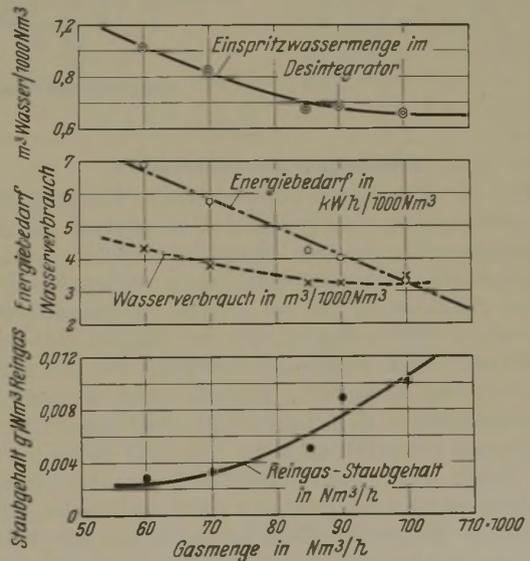


Bild 10. Energiebedarf, Druckerzeugung und Belastung eines Theisen-Desintegrators für 110 000 Nm³/h.



Vorkühler - Belastung: 7400 bis 7800 Nm³/m³ Raum 24 h  
Staub hinter dem Kühler: 0,7 bis 0,8 g/Nm³

Bild 11. Theisen-Desintegrator mit vorgeschaltetem Bischoff-Kühler.

Die Vorzüge der NaBreinigung sind: Niedrige Anlagekosten (wenn man die oft einen beträchtlichen Platzbedarf beanspruchenden Kläranlagen nicht berücksichtigt), Einfachheit der Anlage, des Gesamtbetriebes, der Bedienung

und Wartung bei großer Betriebssicherheit, gleichmäßige Gasreinheit, auch bei nicht zu starken Schwankungen der Gastemperatur und des Staubgehaltes hinter dem Hordenwäscher, gleichmäßige Lieferung eines kühlen Gases von etwa 20 bis 25° mit einem Reinheitsgrad von 0,020 bis 0,005 g/Nm<sup>3</sup> bei Verwendung neuzeitlicher Desintegratoren. Ihre Nachteile sind der im Vergleich zu den anderen Feinreinigungsverfahren sehr hohe Energiebedarf von 4 bis 7 kWh/1000 Nm<sup>3</sup> einschließlich Pumpen und Druck-erzeugung.

Sehr wichtig für die Wahl einer Naßreinigung kann der große Wasserbedarf der Gesamtanlage sein, der nach neueren Angaben 3,5 bis 4 m<sup>3</sup>/1000 Nm<sup>3</sup> Gas beträgt, das entspricht 0,7 bis 0,8 m<sup>3</sup> Wasser auf 1000 Nm<sup>3</sup> Gas für den Desintegrator allein. Bei älteren Anlagen kann der Wasserbedarf auf 10 m<sup>3</sup> steigen, wobei jedoch zu berücksichtigen ist, daß der eigentliche Frischwasserzusatz oft nur gering ist, wenn geklärtes Umlaufwasser benutzt wird, und daher nur die Pumpenarbeit am meisten ins Gewicht fällt.

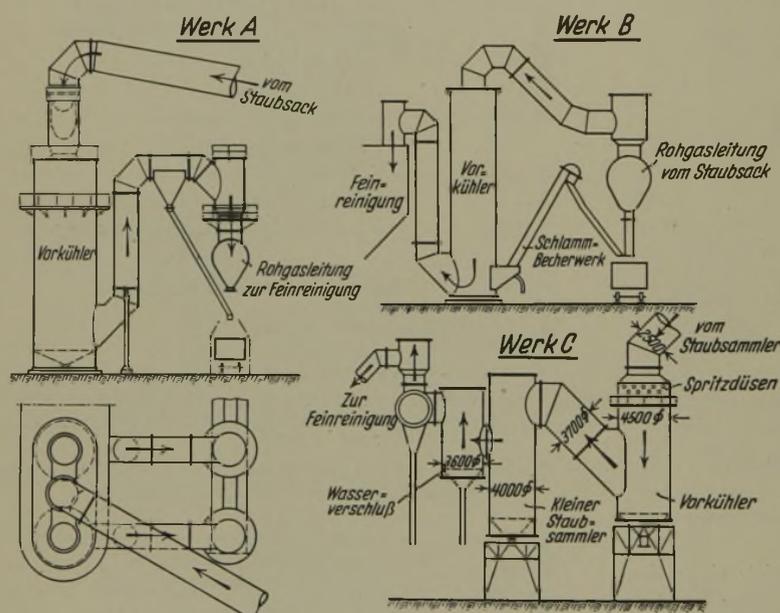


Bild 12. Vorkühler.

#### Feinreinigung mit Trockenfiltern.

Für die Trockenreinigung nach Halberg-Beth ist die Einhaltung eines bestimmten Temperatur- und auch Feuchtigkeitsbereiches vor Eintritt des Rohgases in die Filterschläuche Grundbedingung eines störungsfreien Betriebes. Bekanntlich soll die normale Betriebstemperatur reinwillener Filterschläuche nach den Angaben der Lieferwerke 100°, nach praktischer Erfahrung 90° nicht überschreiten; bei Baumwolle, Zellwolle oder Geweben aus thermoplastischen Kunstfasern liegt diese Temperatur im allgemeinen wesentlich niedriger, und zwar bei 50 bis 60°, doch haben sich Baumwollschläuche für die Gichtgasreinigung auch bei Temperaturen von 90° seit vielen Jahren bewährt<sup>6)</sup>. Besonderer Wert ist daher auf die Arbeitsweise der Vorkühler und einwandfrei arbeitender Hochdrucksprühdüsen etwa der Bauart Lechler oder Schlick zu legen. Als zweckmäßig sind nach den vorliegenden Er-

fahrungen solche Vorkühler anzusprechen, bei denen der Gaseintritt oben, der Gasaustritt unten erfolgt, so daß die durch Wasser beschwerten Staubteilchen nach unten in die Wassertasse geschleudert werden und mit dem nicht verdampften Wasser in Form von Schlammwasser abfließen. Bei umgekehrter Gasdurchströmung wird der feuchte Staub mit den mitgerissenen Wassertropfen aus dem Vorkühler heraus in die Gasleitung mitgerissen, so daß sich unangenehme Ansätze bilden können. Die Reinigungswirkung beträgt etwa 30 bis 60%. Der Vorkühler-Wirkungsgrad (zwischen 30 und 75%) hängt vom Grad der Wasserzerstreuung ab, diese wieder vom Wasserdruck, der mindestens 10 atü betragen sollte. Bild 12 zeigt drei Vorkühlerbauarten von Neubauten der letzten Jahre, die sich gut bewährt haben.

Einer der Hauptnachteile der Sackfilter-Trockenreinigung ist der hohe Druckverlust, der mit der Betriebslaufzeit von anfangs 60 bis auf 200 mm WS steigen kann. Es sind daher verhältnismäßig große Filterflächen nötig, um die Flächenbelastung gering zu halten und den Widerstand nicht zu groß werden zu lassen.

Die zur Schonung der Filtersäcke erforderliche Vorbehandlung des Rohgases, d. h. Kühlung und oft auch noch eine Wiederaufheizung über den Taupunkt erfordert weiter eine sorgfältige Überwachung, da oberhalb 130° die Filtersäcke brüchig werden. Bei Erreichung des Taupunkts tritt Verstopfen oder Verschlammen und damit völliges Unbrauchbarwerden der Filterschläuche durch gesättigtes Gas ein. Die Betriebstemperatur muß daher möglichst hoch über dem Taupunkt der Gase liegen. Besonders muß auch darauf geachtet werden, daß keine örtlichen Abkühlungen eintreten. Die Mittel hierzu sind Aufheizung des Gases vor Eintritt in die Filterschläuche, warme Spülluft, Schutz der Filter gegen Wärmeverluste und zugfreie Aufstellung der Filteranlage. Aufbau und Arbeitsweise der Sackfilteranlage

liegen grundsätzlich schon seit langem fest. Zur Entlastung werden Wirbler vorgeschaltet, was bei stark verstaubendem Möller eine unbedingte Notwendigkeit ist, da die Filtersäcke sich sonst zu schnell zusetzen, wodurch der Druckverlust in der Anlage unzulässig hoch wird. Die Sackfilter neuerer Bauart sind in eine geringere Anzahl von Einheiten als bisher unterteilt, wodurch sich Anschaffungs- und Unterhaltungskosten, Bedienungspersonal, Platz- und Energiebedarf entsprechend vermindern<sup>7)</sup>. Auch die Ventilatoren haben einen günstigeren Wirkungsgrad als die bisher verwendeten. Die Abklappvorrichtungen wurden besonders ausgebildet und verbessert. Einzelantriebe der Schnecken und selbsttätige Schmierung der Lager dieser Schnecken brachten eine weitere Verminderung des Energiebedarfs. Die Vorkühler sind mit Sondersprühdüsen ausgestattet, die einen geringeren Wasserdruck erfordern, wodurch Wasser- und Stromverbrauch herabgesetzt werden konnten. [Schluß folgt.]

<sup>6)</sup> Jährig, W.: Techn. Mitt., Essen, 34 (1941) S. 197/204.

<sup>7)</sup> Vgl. auch Guthmann, K.: Z. VDI 77 (1933) S. 173/76.

# Festigkeitseigenschaften von Chrom-Mangan-Molybdän-Vergütungsstählen.

Von Heinrich Cornelius in Berlin und Helmut Krainer in Kapfenberg.

Mitteilung aus dem Institut für Werkstofforschung der Deutschen Versuchsanstalt für Luftfahrt, e. V., Berlin-Adlershof.

(Untersuchung von Stählen mit 0,24 bis 0,4 % C, 1 bis 2 % Mn, bis 3 % Cr, 0,2 bis 0,3 % Mo und 0 bis 0,25 % V nach Vergütung in Stangen von 40 bis 140 mm Dmr. auf Gefüge, Härte, Zugfestigkeit, Streckgrenze, Bruchdehnung, Einschnürung, Kerbschlagzähigkeit und Anlaßsprödigkeit. Verdrehwechselfestigkeit von glatten und quergeböhrtten Wellen mit 12, 30 und 60 mm Dmr. Biegewechselfestigkeit von längs und quer zur Schmiedefaser entnommenen Proben eines abgesetzten Schmiedestückes aus Chrom-Mangan-Stahl mit 200, 250 und 300 mm Dmr. und 120 bis 130 kg/mm<sup>2</sup> Zugfestigkeit.)

[Hierzu Tafeln 31 und 32.]

Auf Grund von Untersuchungen, über die bereits berichtet wurde<sup>1)</sup>, konnten bestimmte Stähle mit Mangan als vorherrschendem Legierungsmetall als brauchbarer Werkstoff vorgeschlagen werden, der in Stangen bis 60 mm Dmr. eine Zugfestigkeit von 95 bis 100 kg/mm<sup>2</sup> bei einer Bruchdehnung (L = 5 d) von über 9 % aufweisen soll. Ein ausschlaggebend mit Mangan legierter Stahl, der an vergüteten Stangen bis 150 mm Dmr. eine Zugfestigkeit von 115 bis 130 kg/mm<sup>2</sup> und Kerbschlagwerte über 6 oder 4 mkg/cm<sup>2</sup> an Längs- oder Querproben ergibt, konnte jedoch nicht angegeben werden. Die Beurteilung der Versuchsstähe war bei der früheren Untersuchung<sup>1)</sup> dadurch erschwert, daß nur Stangen mit kleinem Durchmesser zur Verfügung standen. Inzwischen wurden auch Versuche an Stangen aus Chrom-Mangan-Vergütungsstählen mit Durchmessern bis 140 mm und an einem abgesetzten Schmiedestück mit einem größten Durchmesser von 300 mm durchgeführt. Hierüber wird im folgenden berichtet.

Zahlentafel 1 gibt die Zusammensetzung der im basischen Lichtbogenofen erschmolzenen Versuchsstähe wieder<sup>2)</sup>. Der Stahl A ist durch einen Chromgehalt von 3 %, Zahlentafel 1. Zusammensetzung der Versuchsstähe.

Stahl	Stangendurchmesser mm	% C	% Si	% Mn	% P	% S	% Cr	% Mo	% V
A	65	0,35	0,28	0,97	0,016	0,009	3,06	0,30	0,22
	140	0,40	0,33	0,96	0,020	0,008	2,97	0,30	0,21
B <sub>1</sub>	40	0,25	n. b. <sup>1)</sup>	1,75	n. b.	n. b.	1,97	0,29	Sp.
	60	0,27	n. b.	1,83	n. b.	n. b.	1,98	0,28	Sp.
	120	0,24	0,34	1,71	0,021	0,028	1,81	0,23	Sp.
B <sub>2</sub>	80	0,24	0,29	1,33	0,018	0,026	2,00	0,24	Sp.
B <sub>3</sub>	2 <sup>2)</sup>	0,27	0,3	1,67	n. b.	0,011	2,39	0,18	0,16

<sup>1)</sup> Nicht bestimmt. — <sup>2)</sup> Schmiedestück mit 200, 250 und 300 mm Dmr.

einen nur wenig über das übliche Maß erhöhten Mangan-gehalt von 1 % und kleine Zusätze von Molybdän und Vanadin gekennzeichnet. Der Stahl B<sub>1</sub> enthielt mit rd. 0,25 % C, 1,75 % Mn, 2 % Cr und 0,25 % Mo weniger Kohlenstoff und Chrom sowie mehr Mangan als der Stahl A und, im Gegensatz zu diesem, nur Spuren von Vanadin. Der Stahl B<sub>2</sub> unterscheidet sich von dem Stahl B<sub>1</sub> durch den kleineren Mangan-gehalt von 1,3 %.

Die Stangen aus den Stählen A, B<sub>1</sub> und B<sub>2</sub> wurden in zwei Vergütungsstufen entsprechend Zugfestigkeiten von 90 bis 100 und 120 bis 140 kg/mm<sup>2</sup> untersucht. Die Stangen mit 60 mm Dmr. aus Stahl B<sub>1</sub> waren nur auf die niedrigere

Festigkeit vergütet worden. Die Stähle wurden auch für die Erzielung der höheren Festigkeitsstufe in Oel gehärtet. Die Anlaßtemperaturen waren 530 bis 550° für den höheren, 600 bis 620° für den niedrigeren Festigkeitsbereich. Die Stangen wurden nach dem Anlassen nicht abgeschreckt, sondern erkalteten an Luft.

Ein in Längen von je 600 mm abgesetztes Schmiedestück mit 200, 250 und 300 mm Dmr. aus dem Chrom-Mangan-Molybdän-Vanadin-Stahl B<sub>3</sub> mit einem Mangangehalt von 1,67 %, der zwischen dem der Stähle B<sub>1</sub> und B<sub>2</sub> liegt, diente vor allem der Bestimmung der Biegewechselfestigkeit von Proben, die längs und quer zur Faserrichtung aus dem Kern des Schmiedestückes entnommen wurden. Dieses wurde durch Abschrecken in Oel und Anlassen bei 530° auf eine Zugfestigkeit von 120 bis 130 kg/mm<sup>2</sup> vergütet und, wie die Stangen aus den übrigen Versuchsstählen, nach dem Anlassen in Luft abgekühlt.

### Gefüge der Versuchsstähe.

In Stählen mit höheren Mangangehalten muß man mit dem Auftreten zahlreicher und größerer Schlackeneinschlüsse rechnen, die wegen ihrer Streckung beim Warmverformen zu ungünstiger Querschnittsveränderung führen. Die metallurgische Reinheit der Versuchsstähe war im allgemeinen befriedigend, wenn sie auch erwartungsgemäß nicht an die von höchstwertigen Vergütungsstählen mit üblichen Mangangehalten heranreicht. Die Untersuchung auf Schlackeneinschlüsse geschah an Längsschliffen aus dem Rand und Kern der Stahlstangen. Da die Stangen Zonen hoher metallurgischer Reinheit neben solchen mit erheblichen Einschlüssen aufwiesen, läßt sich der durchschnittliche Schlacken-gehalt nicht im Bilde darstellen. Im folgenden werden daher Stellen stärkster Verunreinigung durch Schlackeneinschlüsse wiedergegeben. Innerhalb der durch die Versuche erfaßten Grenzen der Stahlzusammensetzung ist ein Einfluß des Mangangehaltes im Stahl auf die Ausmaße der größten Einschlüsse nicht feststellbar. Dagegen ist die Häufigkeit großer Einschlüsse bei dem Stahl A mit 1 % Mn kleiner als bei dem Stahl B<sub>1</sub> mit 1,75 % Mn. Der Stahl B<sub>2</sub> mit 1,3 % Mn liegt mit seiner metallurgischen Reinheit nicht zwischen den Stählen A und B<sub>1</sub>, sondern enthält mehr große Einschlüsse als diese. Die Unterschiede im Schlacken-gehalt der Versuchsstähe sind also offenbar außer durch den Mangangehalt noch durch Verschiedenheiten beim Erschmelzen oder Vergießen bedingt. Die Bilder 1 bis 8 (Tafel 31), die die am stärksten mit Schlacken verunreinigten Stellen aus dem Kern von Stangen der drei Versuchsstähe wiedergeben, lassen zwei hauptsächliche Arten von Schlackeneinschlüssen erkennen, und zwar die bekannten mangan- und schwefelreichen Einschlüsse mit blaugrauer Farbe sowie grauschwarze, häufig heterogene oxydische Einschlüsse. Während die ersten bei den Warmformgebungstemperaturen bildsam sind und in der Verformungsrichtung weitgehend ohne zu brechen gestreckt werden (Bilder 1 bis 3 und 7), verhalten sich die

<sup>1)</sup> Cornelius, H.: Stahl u. Eisen 60 (1940) S. 1075/83. — Siehe auch Kallen, H., und H. Schrader: Arch. Eisenhüttenw. 4 (1930/31) S. 383/92. — Kallen, H., und F. Meyer: Techn. Mitt. Krupp, A: Forsch.-Ber., 2 (1939) S. 215/22; vgl. Stahl u. Eisen 60 (1940) S. 162/63. — Cornelius, H.: Stahl u. Eisen 60 (1940) S. 684/87.

<sup>2)</sup> Sie wurden von dem Edelstahlwerk Gebr. Böhler & Co., A.-G., geliefert.

letzten bei der Warmformgebung vorwiegend spröde und führen bei weitgehender Verformung mit bevorzugter Richtung zu Zeilen, die aus einzelnen rundlichen (*Bilder 4 und 5*), seltener stärker gestreckten Einschlüssen (*Bild 8*) bestehen. Infolge der Streckung der bildsamen und der Zertrümmerung der spröden Einschlüsse bei der Warmformgebung täuscht das Schliffbild eine mit abnehmendem Stangendurchmesser zunehmende metallurgische Reinheit vor.

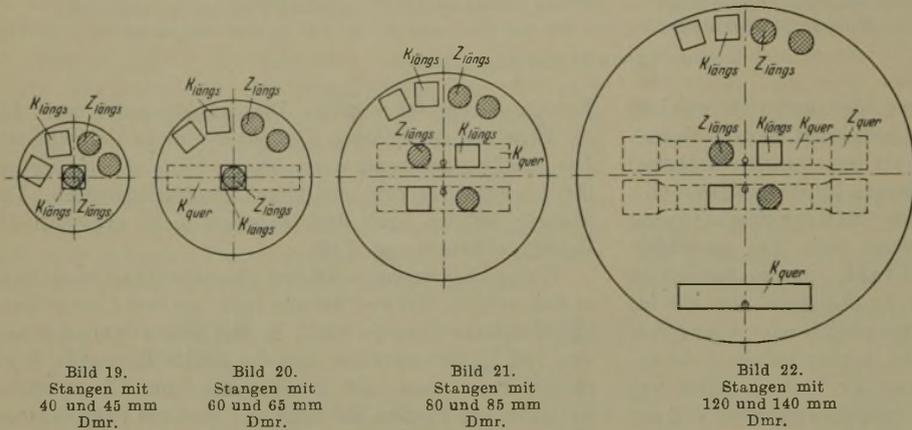


Bild 19.  
Stangen mit  
40 und 45 mm  
Dmr.

Bild 20.  
Stangen mit  
60 und 65 mm  
Dmr.

Bild 21.  
Stangen mit  
80 und 85 mm  
Dmr.

Bild 22.  
Stangen mit  
120 und 140 mm  
Dmr.

Bilder 19 bis 22. Entnahme der Zerreiß- (Z) und Kerbschlag- (K) Proben aus den Stangen mit 40 bis 140 mm Dmr.

Das Primärgefüge der Stangen mit 45 und 140 mm Dmr. aus Stahl A ist in den *Bildern 9 und 10* dargestellt. Hiernach hatte schon die Stange mit 140 mm Dmr. eine feine Faser, die auf gute Verschmiedung und schwach ausgeprägte Kristallseigerung im Gußblock hinweist. Im Gegensatz hierzu ließ die Stange mit 120 mm Dmr. aus Stahl B<sub>1</sub> nach Primärätzung noch schwach verformte Stengelkristallite in der Randzone und sehr schwach verformte globulitische Primärkristallite im Stangenkern gemäß *Bild 12* erkennen. Nach stärkerer Verformung, also an den dünneren Stangen, weist der Stahl B<sub>1</sub> nach *Bild 11* noch eine gröbere Faser auf als der Stahl A in den dicksten Stangen. Der Stahl B<sub>1</sub> hatte demnach im Gußzustand wahrscheinlich ein größeres Korn und nach seinem Aetzbild auch eine ausgeprägtere Kristallseigerung als der Stahl A. Im gleichen Sinne wie der Stahl B<sub>1</sub> unterscheidet sich nach seinem Primärgefüge in *Bild 13* auch der Stahl B<sub>2</sub> von dem Stahl A. Ob hierfür der höhere Mangengehalt der Stähle B<sub>1</sub> und B<sub>2</sub> verantwortlich gemacht werden kann, läßt sich an Hand der Beobachtungen über das Primärgefüge der Stangen nicht entscheiden.

Im Vergütungsgefüge der auf 90 bis 100 kg/mm<sup>2</sup> Zugfestigkeit vergüteten Stangen mit 45 bis 85 mm Dmr. aus Stahl A waren kleine Ferritreste (*Bild 14*) festzustellen, die mengenmäßig weder mit zunehmendem Stangendurchmesser noch nach der Mitte der einzelnen Stangen hin zunahmen. Die Ferritreste sind somit auf eine etwas zu niedrige Härtetemperatur, nicht auf ungenügende Abschreckwirkung zurückzuführen. Größere Ferritmengen fanden sich im Vergütungsgefüge der Stange mit 140 mm Dmr. nach *Bild 15* und sind hier, bei schwach zunehmender Ferritmenge in Richtung auf den Stangenkern, auf die niedrige Abschrecktemperatur und die Keimwirkung der ungelösten Ferritreste zurückzuführen. Die Stähle B<sub>1</sub> und B<sub>2</sub> hatten in der Zugfestigkeitsstufe von 90 bis 100 kg/mm<sup>2</sup> ein Vergütungsgefüge mit vernachlässigbar kleinen Ferritresten. Bei der Härtetemperatur hatten besonders die Stangen mit 80 mm Dmr. aus Stahl B<sub>2</sub> und mit 120 mm Dmr. aus Stahl B<sub>1</sub> ein grobes Austenitkorn, dessen Grenzen im Vergütungsgefüge (*Bild 16*) erkennbar sind.

In der Zugfestigkeitsstufe von 120 bis 140 kg/mm<sup>2</sup> hatten alle Stangen aus Stahl A über den gesamten Querschnitt ein einwandfreies Vergütungsgefüge entsprechend *Bild 17*. Die Stähle B<sub>1</sub> und B<sub>2</sub> wiesen in der gleichen Festigkeitsstufe ein ebenfalls einwandfreies Vergütungsgefüge auf, das in den 80-mm-Stangen aus Stahl B<sub>2</sub> und den 120-mm-Stangen aus Stahl B<sub>1</sub> entsprechend *Bild 18* größer als bei Stahl A war und die ursprünglichen Austenitkornengrenzen

zeigte. Beides ist durch den höheren Mangengehalt der Stähle B<sub>1</sub> und B<sub>2</sub> mitbedingt. Außerdem sind Anlaßtemperaturen um 500° für die Erkennbarkeit der ursprünglichen Austenitkornengrenzen im Vergütungsgefüge besonders günstig. Das Schmiedestück aus Stahl B<sub>3</sub> hatte im Kern bei 200 mm Dmr. noch ein reines Vergütungsgefüge, ähnlich dem in *Bild 18*. Bei 250 und 300 mm Dmr. lag neben dem Vergütungsgefüge noch Zwischenstufengefüge in größerer Menge und etwas Ferrit im Kern des Stückes vor.

#### Statische Festigkeitseigenschaften und Kerbschlagzähigkeit der Versuchsstähe.

Die Zugfestigkeit und Kerbschlagzähigkeit der Versuchsstähe wurde an Längsproben aus der Rand- und Kernzone der Stangen geprüft. Die Kerbschlagzähigkeit wurde außerdem an Querproben aus dem Kern der Stangen mit mindestens 60 mm Dmr. bestimmt. Außerdem wurden aus den Stangen mit 120 und 140 mm Dmr. Querkerbschlagproben aus der Randzone entnommen. Zugversuche an Querproben beschränkten sich auf die Stangen mit 120 und 140 mm Dmr. Die Entnahme der Zerreiß- und Kerbschlagproben aus den verschiedenen Stangen veranschaulichen die *Bilder 19 bis 22*. Von dem Schmiedestück aus Stahl B<sub>3</sub> wurden Zerreiß- und Kerbschlagproben längs und quer zur Faserrichtung nur aus dem Kern entnommen. Die Zerreißproben hatten in der Meßlänge von 50 mm einen Durchmesser von 10 mm. Die Kerbschlagzähigkeit wurde mit der DVM-Probe von 55 × 10 × 10 mm<sup>3</sup> mit 3 mm tiefem Rundkerb von 2 mm Dmr. ermittelt.

Die Ergebnisse der Zug- und Kerbschlagversuche sowie die Mindest- und Höchstwerte der Brinellhärte im Stangenquerschnitt sind in den *Bildern 23 und 24* für die Zugfestigkeitsstufe 90 bis 100 kg/mm<sup>2</sup>, in den *Bildern 25 und 26* für die Zugfestigkeitsstufe 120 bis 140 kg/mm<sup>2</sup> in Abhängigkeit vom Stangendurchmesser aufgetragen. Die für das Schmiedestück erhaltenen Festigkeitswerte enthält *Bild 28*. Die in den *Bildern 23 bis 26 und 28* wiedergegebenen Mittelwerte aus zwei bis vier Versuchen weichen von den beobachteten Versuchseinzelwerten durchweg nur geringfügig ab.

In der Zugfestigkeitsstufe von 90 bis 100 kg/mm<sup>2</sup> (*Bilder 23 und 24*) erreichen die Stangen mit 65 bis 140 mm Dmr. aus Stahl A die angestrebte Mindestzugfestigkeit nicht, da die Abschrecktemperatur zu niedrig lag und infolgedessen die für einwandfrei gehärtete Stangen bestimmte Anlaßtemperatur zu einer zu weitgehenden Festigkeitsabnahme führte. Die Stangen aus den Stählen B<sub>1</sub> und B<sub>2</sub> dagegen, die von genügend hoher Temperatur gehärtet waren, liegen in dem angestrebten Zugfestigkeits-

Heinrich Cornelius und Helmut Krainer:  
Festigkeitseigenschaften von Chrom-Mangan-Molybdän-Vergütungsstählen.

← Verformungsrichtung →

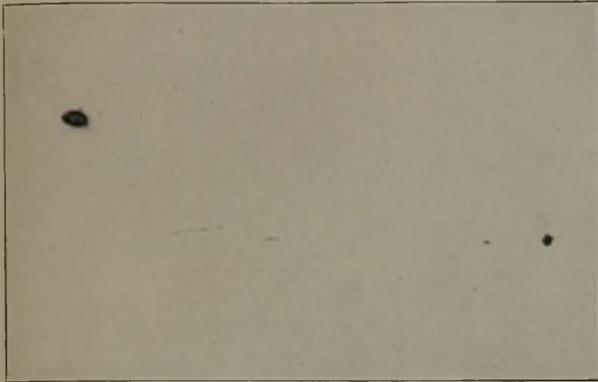


Bild 1. Stahl A.

← Verformungsrichtung →

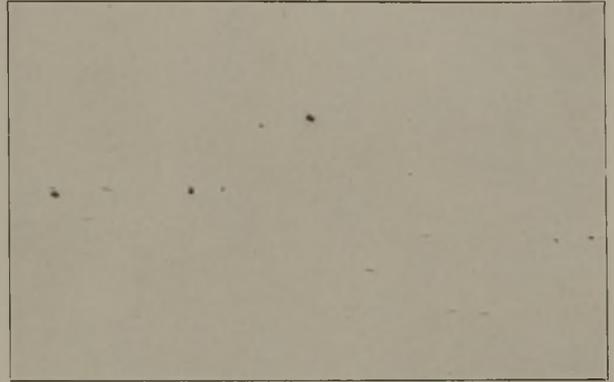


Bild 2. Stahl B<sub>1</sub>.

Bilder 1 und 2. Stangen mit 40 bis 45 mm Dmr.



Bild 3. Stahl A.

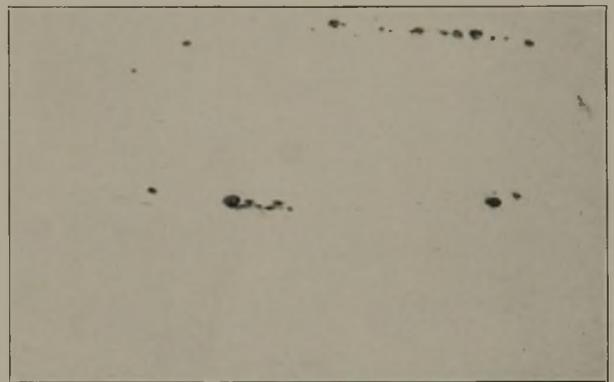


Bild 4. Stahl B<sub>1</sub>.

Bilder 3 und 4. Stangen mit 60 bis 65 mm Dmr.

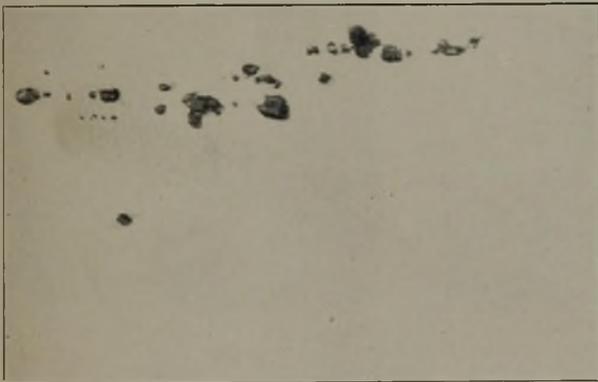


Bild 5. Stahl A.

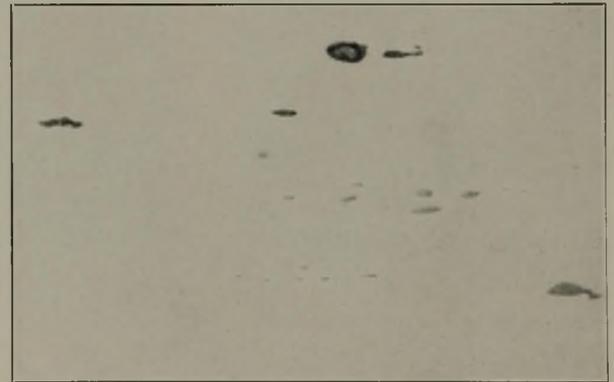


Bild 6. Stahl B<sub>1</sub>.

Bilder 5 und 6. Stangen mit 120 bis 140 mm Dmr.

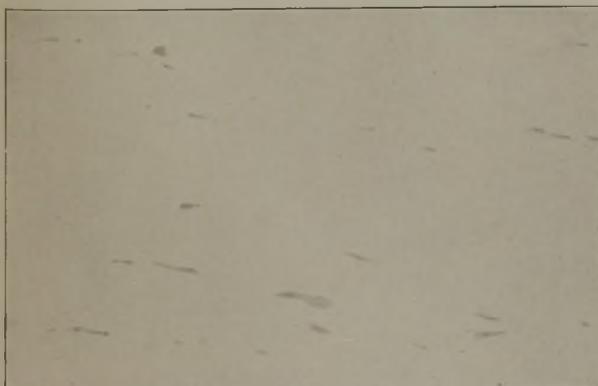


Bild 7. Stahl B<sub>2</sub>.



Bild 8. Stahl B<sub>2</sub>.

Bilder 7 und 8. Stangen mit 80 mm Dmr.

Bilder 1 bis 8. Schlackeneinschlüsse in Stangen aus den Versuchsstählen A, B<sub>1</sub> und B<sub>2</sub>. (× 200; Proben ungeätzt.)

Tafel 32.

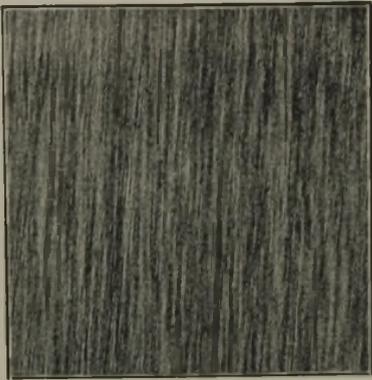


Bild 9. Stahl A, Stange mit 45 mm Dmr.

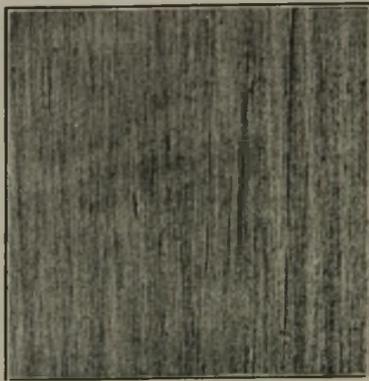


Bild 10. Stahl A, Stange mit 140 mm Dmr.

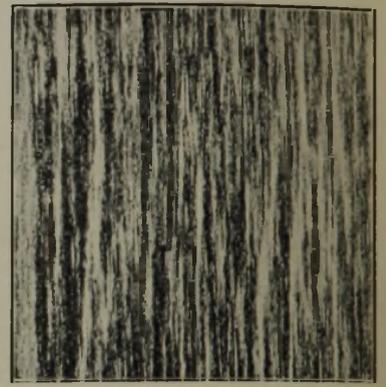


Bild 13. Stahl B<sub>2</sub>, Stange mit 80 mm Dmr.



Bild 11. Stahl B<sub>1</sub>, Stange mit 40 mm Dmr.

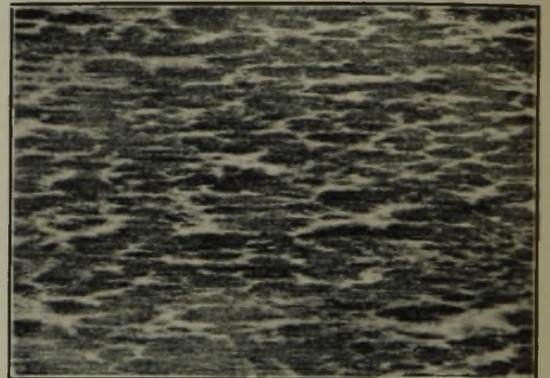


Bild 12. Stahl B<sub>1</sub>, Stange mit 120 mm Dmr.

Bilder 9 bis 13. Primärgefüge von Längsproben aus dem Stangenkern der Versuchsstäbe A, B<sub>1</sub> und B<sub>2</sub>.  
(× 8; geätzt mit der Lösung nach Oberhoffer.)

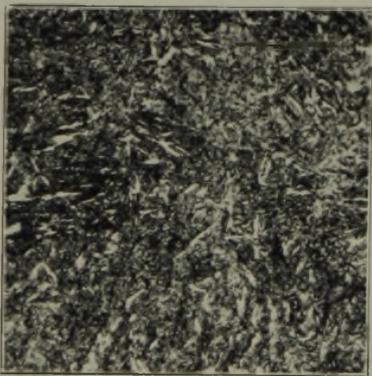


Bild 14. Stange mit 85 mm Dmr. aus Stahl A.

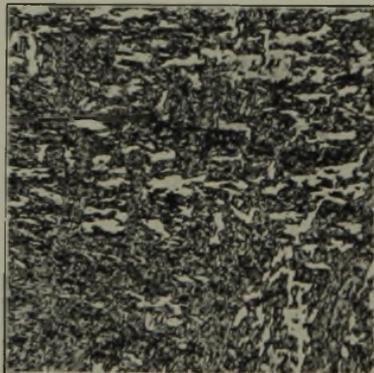


Bild 15. Stange mit 140 mm Dmr. aus Stahl A.

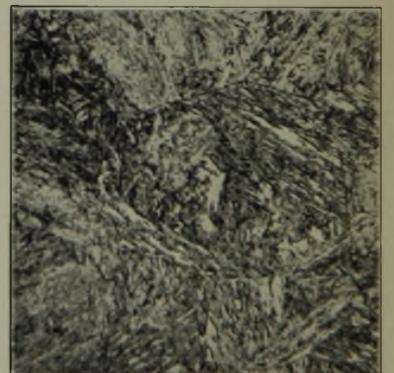


Bild 16. Stange mit 120 mm Dmr. aus Stahl B<sub>1</sub>.

Bilder 14 bis 16. Stahl in der Festigkeitsstufe 90 bis 100 kg/mm<sup>2</sup>.

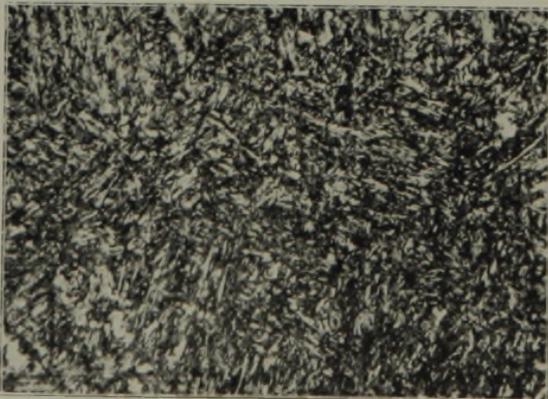


Bild 17. Stange mit 140 mm Dmr. aus Stahl A.

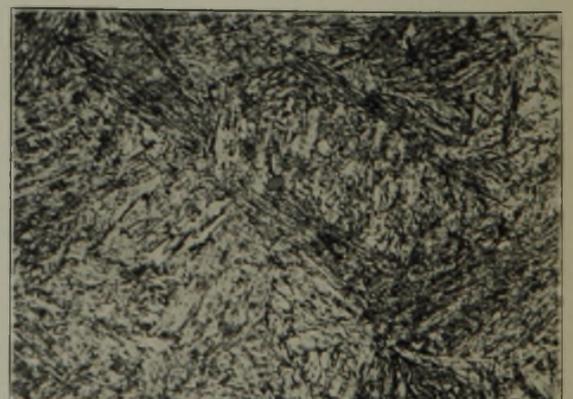


Bild 18. Stange mit 120 mm Dmr. aus Stahl B<sub>1</sub>.

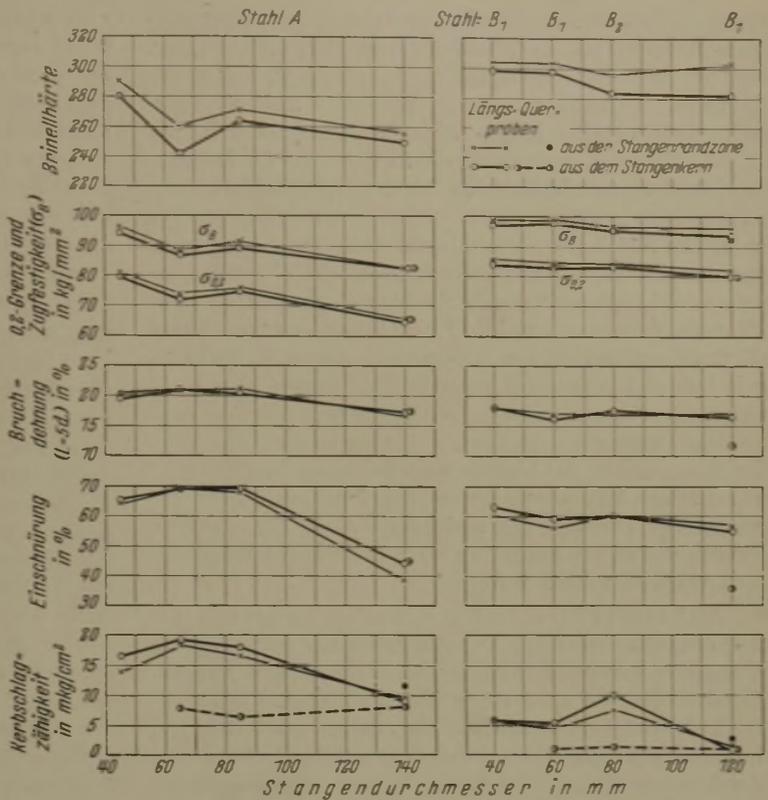
Bilder 17 und 18. Stahl in der Festigkeitsstufe 120 bis 140 kg/mm<sup>2</sup>.

Bilder 14 bis 18. Vergütungsgefüge mit Ferrit in der Mitte von Stangen aus den Versuchsstäben A und B<sub>1</sub>.  
(× 500; geätzt mit alkoholischer Salpetersäure.)

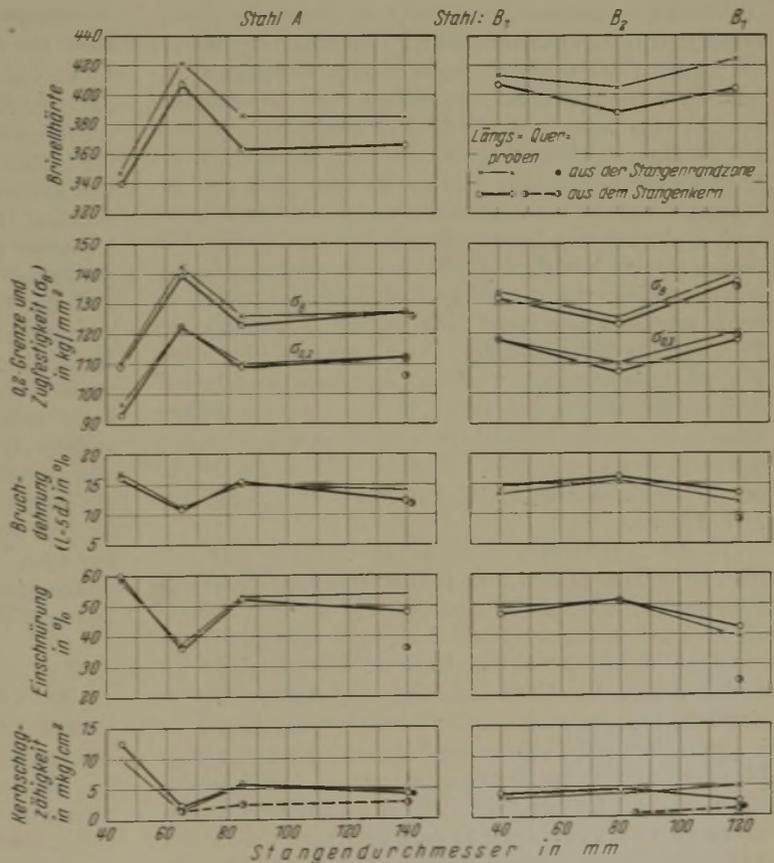
bereich. Bei allen Versuchsstählen sind die im Stangenquerschnitt festgestellten Streugrenzen der Brinellhärte nur klein. Demgemäß zeigen auch die an Längsproben aus der Rand- und Kernzone der Stangen ermittelten Werte der Streckgrenze, Zugfestigkeit, Bruchdehnung, Einschnürung und Kerbschlagzähigkeit für den einzelnen Stangendurchmesser nur kleine Abweichungen. Durchweg haben die Randproben eine etwas höhere Streckgrenze und Zugfestigkeit sowie eine etwas kleinere Dehnung, Einschnürung und Kerbschlagzähigkeit als die Kernproben. In Übereinstimmung mit den Gefügeuntersuchungen ergibt sich also eine unverlässige Durchvergütbarkeit der Stähle A und B<sub>1</sub> in Stangen mit 140 oder 120 mm Dmr. auf 90 bis 100 kg/mm<sup>2</sup> Zugfestigkeit. Mit zunehmendem Stangendurchmesser fallen die Werte der Streckgrenze und Zugfestigkeit von Stahl A ab. Die 140-mm-Stange hat nur eine Zugfestigkeit von 83 kg/mm<sup>2</sup>, aber erheblich kleinere Dehnungs-, Einschnürungs- und Kerbschlagzähigkeitswerte als die dünneren Stangen mit höherer Zugfestigkeit. Diese bei kleiner Zugfestigkeit nur verhältnismäßig geringe Zähigkeit der Stange mit 140 mm Dmr. aus Stahl A hängt mit der Anwesenheit erheblicher Mengen von Ferrit im Vergütungsgefüge zusammen (Bild 15). Die Brinellhärte und die im Zugversuch ermittelten Werte der Stähle B<sub>1</sub> und B<sub>2</sub> zeigen mit steigendem Stangendurchmesser nur einen kleinen Abfall. Die Kerbschlagzähigkeit dagegen hat eine Abhängigkeit vom Stangendurchmesser, auf die nach der Besprechung der mit Querproben erhaltenen Ergebnisse noch zurückzukommen ist.

Zug- und Kerbschlagversuche mit Querproben aus einer 140-mm-Stange des Stahles A ergaben die gleichen Werte wie Längsproben. Dagegen betrug die Querkerbschlagzähigkeit der Stangen mit 65 und 85 mm Dmr. etwa ein Drittel bis zur Hälfte der Längskerbschlagzähigkeit. Die Querproben aus der 120-mm-Stange des Stahles B<sub>1</sub> ergaben wesentlich kleinere Bruchdehnungs- und Einschnürungswerte bei gleicher Zugfestigkeit wie die Längsproben. Die Querkerbschlagzähigkeit der Stangen mit 60 und 80 mm Dmr. aus den Stählen B<sub>1</sub> und B<sub>2</sub> erreicht mit 1 bis 1,5 mkg/cm<sup>2</sup> nur etwa ein Fünftel der an sich schon kleinen Kerbschlagzähigkeitswerte der Längsproben. Quer- und Längs-Kerbschlagzähigkeit sind bei der Stange mit 120 mm Dmr. des Stahles B<sub>1</sub> mit 1 bis 1,5 mkg/cm<sup>2</sup> fast gleich. Etwa doppelt so hohe Werte erreichten die Querproben aus der Randzone.

Betrachtet man noch einmal die Abhängigkeit der Kerbschlagzähigkeit vom Stangendurchmesser in den Bildern 23 und 24, wobei die durchweg etwas höhere Zugfestigkeit der Stähle B<sub>1</sub> und B<sub>2</sub> gegenüber Stahl A zu berücksichtigen ist, so ergibt sich noch folgendes. Der Stahl B<sub>1</sub> hat in Längs- und Querrichtung eine viel kleinere Kerbschlagzähigkeit als der Stahl A. Die Werte für den Stahl B<sub>2</sub> (Stange mit 80 mm Dmr. in Bild 24) liegen zwischen



Bilder 23 und 24. Statische Festigkeitseigenschaften und Kerbschlagzähigkeit von Stangen mit verschiedenem Durchmesser aus den Stählen A, B<sub>1</sub> und B<sub>2</sub> in der Zugfestigkeitsstufe von 90 bis 100 kg/mm<sup>2</sup>.



Bilder 25 und 26. Statische Festigkeitseigenschaften und Kerbschlagzähigkeit von Stangen mit verschiedenem Durchmesser aus den Stählen A, B<sub>1</sub> und B<sub>2</sub> in der Zugfestigkeitsstufe von 120 bis 140 kg/mm<sup>2</sup>.

denen der Stähle A und B<sub>1</sub>. Es ergibt sich also mit zunehmendem Mangangehalt ein Abfall der Kerbschlagzähigkeit, der, wie die hohe Kerbschlagzähigkeit in Längsrichtung von laboratoriumsmäßig vergüteten, nach dem Anlassen abgeschreckten Stücken kleiner Abmessung aus Stahl B<sub>1</sub> mit 1,75 % Mn zeigt, nicht durch die Anwesenheit des Mangans im Metall an sich bedingt ist. Die Form der Schlackeneinschlüsse sowie die Abweichungen im Primärgefüge machen zwar den Abfall der Kerbschlagzähigkeit von Längsproben mit zunehmendem Stangendurchmesser, die Uebereinstimmung der Längs- und Quer-Kerbschlagzähigkeit der dicksten Stangen (wenig gestreckte Einschlüsse) und die kleine Kerbschlagzähigkeit von Querproben aus dem Stahl B<sub>1</sub> mit hohem Mangangehalt verständlich, können aber nicht allein die Ursache für die bei allen Stangendurchmessern niedrige Kerbschlagzähigkeit von Längsproben des Stahles B<sub>1</sub> sein. Für die besonders kleine Kerbschlagzähigkeit der 120-mm-Stange aus diesem Stahl ist auch nicht das ungünstige Primärgefüge maßgebend (Bild 12), da auch Proben aus dieser Stange auf eine hohe Kerbschlagzähigkeit vergütet werden konnten.

Als Ursache für die mit steigendem Mangangehalt abnehmende Kerbschlagzähigkeit der betriebsmäßig vergüteten Versuchsstähle ist vielmehr die mit dem Mangangehalt bedeutend ansteigende Neigung zur Anlaßsprödigkeit<sup>1)</sup> verantwortlich, da die Stangen nach dem Anlassen an Luft abkühlten. Diese Feststellung wird noch dadurch unterstrichen, daß der Einfluß des Mangangehaltes auf die Kerbschlagzähigkeit von Längsproben in der Zugfestigkeitsstufe von 90 bis 100 kg/mm<sup>2</sup> klar in Erscheinung tritt, dagegen nur schwach in der höheren Zugfestigkeitsstufe. Die zur Einstellung der niedrigeren Festigkeitsstufe erforderlichen Anlaßtemperaturen begünstigen die Anlaßsprödigkeit in viel höherem Maße als die zum Vergüten auf die höhere Festigkeitsstufe angewendeten niedrigeren Anlaßtemperaturen<sup>1)</sup>. Rasche Abkühlung nach dem Anlassen bewirkt zwar hohe Längs-Kerbschlagzähigkeiten von hoch mit Mangan legierten Vergütungsstählen; hinsichtlich der Quer-Kerbschlagzähigkeit scheint sie aber nach den Erfahrungen mit den Versuchsstählen weder in der niedrigeren noch in der höheren Festigkeitsstufe entscheidende Verbesserungen zu bewirken, da die Quer-Kerbschlagzähigkeit in erster Linie von der Menge und Ausbildungsform der Schlackeneinschlüsse sowie auch von der Ausbildung des Primärzeilengefüges abhängt. Verbesserungen der Quer-Kerbschlagzähigkeit wären also in erster Linie durch metallurgische Maßnahmen zu erwarten, die eine höhere Schlackenreinheit des Stahles herbeiführen. Es ist noch nicht zu entscheiden, ob man auf diesem Wege bei Stählen von der Art der Versuchsstähle B<sub>1</sub> bis B<sub>3</sub> mit mehr als 1 % Mn zum Ziele kommt.

In der angestrebten Zugfestigkeitsstufe von 120 bis 140 kg/mm<sup>2</sup> (Bilder 25 und 26) erreichen nur die 45-mm-Stangen aus Stahl A die Mindestzugfestigkeit nicht, während die 65-mm-Stangen aus Stahl A und die 120-mm-Stangen aus Stahl B<sub>1</sub> an der oberen Grenze des Zugfestigkeitsbereiches liegen. Die Härteunterschiede im Querschnitt der einzelnen Stangen sind ziemlich klein; die Ergebnisse von Zugversuchen an Proben aus der Rand- und Kernzone zeigen für die einzelnen Stangen nur unbedeutende Abweichungen. Somit sind die Stähle A und B<sub>1</sub> bis zu Stangendurchmessern von 140 oder 120 mm und noch darüber als auf eine Zugfestigkeit von 120 bis 140 kg/mm<sup>2</sup> durchvergütend zu bezeichnen. Diese sich aus der Gleichmäßigkeit der Festigkeitswerte im Rand- und Kerngebiet der Stangen ergebende Folgerung stimmt mit dem

Ergebnis der Gefügeuntersuchungen überein. Aus Bild 25 ist zu entnehmen, daß eine Zugfestigkeit von 140 kg/mm<sup>2</sup> bei Stahl A mit Kerbschlagzähigkeiten von nur 2 mkg/cm<sup>2</sup> an Längs- und 1,5 mkg/cm<sup>2</sup> an Querproben verknüpft ist. Liegt die Zugfestigkeit, wie bei den 85- und 140-mm-Stangen, zwischen 120 und 130 kg/mm<sup>2</sup>, so ergeben sich noch befriedigende Werte sowohl für die Bruchdehnung und Einschnürung als auch für die Kerbschlagzähigkeit, die an Längsproben über 4, an Querproben über 2 mkg/cm<sup>2</sup> liegen.

Querzerreißproben aus 140-mm-Stangen des Stahles A ergaben eine niedrigere Streckgrenze und Einschnürung, aber gleiche Zugfestigkeit und Bruchdehnung wie die in Längsrichtung entnommenen Zerreißproben. Querzerreißproben aus Stahl B<sub>1</sub> hatten bei gleicher Zugfestigkeit und Streckgrenze eine geringere Bruchdehnung und Einschnürung als die vergleichbaren Längsproben. Bei beiden Stählen machen sich also in der höheren Zugfestigkeitsstufe die nichtmetallischen Einschlüsse und das Primärzeilengefüge in einer verminderten Formänderungsfähigkeit auch von Querzerreißproben bemerkbar. Nach Bild 26 besteht eine Unterlegenheit der Stähle B<sub>1</sub> und B<sub>2</sub> gegenüber dem Stahl A bei Berücksichtigung der Zugfestigkeitsunterschiede nur in der Quer-Kerbschlagzähigkeit, die mit 0,6 (Stahl B<sub>2</sub>, Stange mit 80 mm Dmr.) bis 1,0 (Stahl B<sub>1</sub>, Proben aus dem Kern der Stange mit 120 mm Dmr.) oder 1,5 mkg/cm<sup>2</sup> (Stahl B<sub>1</sub>, Proben aus der Randzone der 120-mm-Stange) sehr niedrig liegt und durch eine größere Häufigkeit großer Schlackeneinschlüsse mitbedingt ist. Die Kerbschlagzähigkeit von Längsproben des Stahles B<sub>1</sub> ist in der Zugfestigkeitsstufe von 120 bis 130 kg/mm<sup>2</sup> verhältnismäßig viel besser als in der niedrigeren Festigkeitsstufe. Der Grund hierfür liegt, wie schon erwähnt wurde, in der Abhängigkeit des Grades der Anlaßsprödigkeit von der Höhe der Anlaßtemperatur.

Im vorstehenden ist die Kerbschlagzähigkeit, besonders die Quer-Kerbschlagzähigkeit der Versuchsstähle eingehender behandelt worden. Der Wert der Kerbschlagprobe als Hilfsmittel zur Erkennung des Werkstoffzustandes ist unbestritten. Eine hohe Kerbschlagzähigkeit, auch in Querichtung, ist für solche Bauteile von besonderer Bedeutung, bei denen die Beanspruchungsart die Möglichkeit des Versagens durch Gewaltbruch infolge Stoßes oder Schlages einschließt. Für nicht durch Stoß oder Schlag gefährdete, rein dynamisch beanspruchte Maschinenteile dürfte die Höhe der Kerbschlagzähigkeit von untergeordneter Bedeutung sein, worauf beispielsweise aus der Betriebsbewahrung von Gußkurbelwellen geschlossen werden darf. Jedoch könnte eine niedrige Quer-Kerbschlagzähigkeit, wenn sie beispielsweise durch große Schlackeneinschlüsse bedingt ist, auch als Anzeichen für eine verminderte Wechselfestigkeit gewertet und für rein dynamisch beanspruchte Bauglieder als nachteilig angesehen werden. Es ist selbstverständlich, daß kein grundsätzlicher Zusammenhang zwischen Kerbschlagzähigkeit und Wechselfestigkeit angenommen wird.

#### Anlaßsprödigkeit der Versuchsstähle.

Die Versuche zur Ermittlung der Anlaßsprödigkeit wurden mit DVM-Kerbschlagproben aus vergüteten Stücken mit 15 × 15 mm<sup>2</sup> Querschnitt, die in Längsrichtung aus der Randzone von Stangen der Stähle A, B<sub>1</sub> und B<sub>2</sub> entnommen waren, durchgeführt. Die Vergütung erfolgte durch Abschrecken von 840° in Oel und Anlassen 1. bei 650° mit folgendem Abschrecken in Oel und 2. bei 630° mit anschließender langsamer Abkühlung (0,38°/min) auf 450° und weiterer Abkühlung an ruhiger Luft. Die Anlaßdauer bei 650 oder 630° betrug in beiden Fällen 2 h.

Zahlentafel 2 enthält die Versuchsergebnisse, die Mittelwerte aus drei wenig streuenden Einzelwerten darstellen. Die Stähle hatten eine Zugfestigkeit von 87 bis 105 kg/mm<sup>2</sup>. Die Kerbschlagzähigkeit von Stahl A hat nach rascher Abkühlung nach dem Anlassen (K<sub>1</sub>) mit 17,5 bis 20 mkg/cm<sup>2</sup> hohe Werte. Nach langsamer Abkühlung von der Anlaßtemperatur beträgt die Kerbschlagzähigkeit 10 bis

Zahlentafel 2. Anlaßsprödigkeit der Versuchsstähle.

Stahl	Stangen- durch- messer mm	Wärme- behandlung	Zug- festig- keit <sup>1)</sup>	Kerb- schlag- zähigkeit <sup>2)</sup>	Wärmebehandlung	Zug- festig- keit <sup>1)</sup>	Kerb- schlag- zähigkeit <sup>2)</sup>	K <sub>1</sub> K <sub>2</sub>
			kg/mm <sup>2</sup>	mkg/cm <sup>2</sup>		kg/mm <sup>2</sup>	mkg/cm <sup>2</sup>	
A	45	840°/Oel; 2 h	91	19,0	840°/Oel; 2 h bei 630°, dann mit 0,375°/min bis 450° und weiter in ruhiger Luft abgekühlt	104	10,7	1,77
	65		92	20,1		104	11,5	1,75
	85		93	17,5		105	10,5	1,66
	140		92	18,1		103	10,5	1,72
B <sub>1</sub>	40	bei 650°/Oel	87	21,7	87	8,1	2,67	
	60		91	14,5		92	6,9	2,10
	120		87	15,5		90	5,2	2,98
B <sub>2</sub>	80		86	16,9		91	9,4	1,80

<sup>1)</sup> Aus der Brinellhärte durch Umrechnung mit 0,35 ermittelt. — <sup>2)</sup> Proben von 40 × 10 × 55 mm<sup>3</sup> mit 3 mm tiefem Rundkerb von 2 mm Dmr.

11 mkg/cm<sup>2</sup>. Die Neigung<sup>2)</sup> des Stahles A zur Anlaßsprödigkeit ist demnach nicht groß, wie auch die Angaben in Bild 23 erkennen lassen, nach denen nur die 140-mm-Stange einen höheren Grad der Anlaßsprödigkeit aufweist, wobei noch der Einfluß des beträchtlichen Anteils von Ferrit am Gefüge dieser Stange auf die Kerbschlagzähigkeit zu beachten ist. Auch nach einer für die Kerbschlagzähigkeit ungünstigen Wärmebehandlung hat der Stahl A noch hohe Kerbschlagzähigkeitswerte von Längsproben mit einer Zugfestigkeit bis 105 kg/mm<sup>2</sup>. Die Anlaßversprödung von Stahl B<sub>1</sub> ist nur wenig, die von Stahl B<sub>2</sub> beträchtlich ausgeprägter als die des Stahles A (Bilder 23 und 24). Hieraus ist zu schließen, daß die Neigung von Vergütungsstählen zur Anlaßsprödigkeit (K<sub>1</sub>:K<sub>2</sub> in Zahlentafel 2) mit steigendem Mangan-gehalt, wie bekannt ist<sup>1)</sup>, zunimmt, und daß Mangan die Anlaßversprödung bedeutend stärker als Chrom begünstigt. Wenn die Vermutung zutrifft, daß Mangan eine erhöhte Kristallseigerung bewirkt, so fände hiermit sein Einfluß auf die Neigung zur Anlaßsprödigkeit eine Erklärung<sup>3)</sup>. Die Folgerungen über die durch Mangan stärker als durch Chrom begünstigte Anlaßsprödigkeit dürfen trotz kleiner Unterschiede im Molybdängehalt der Stähle A, B<sub>1</sub> und B<sub>2</sub> und trotz des Fehlens von Vanadin in den Stählen B<sub>1</sub> und B<sub>2</sub> als gesichert gelten, zumal da der Einfluß von Vanadin in Richtung einer verminderten Versprödung im Vergleich zu der gleichgerichteten Wirkung des Molybdäns nur klein ist. Eine Abhängigkeit des Grades der Anlaßversprödung (K<sub>1</sub>:K<sub>2</sub>) vom Durchmesser der Stangen, aus denen die Versuchsstücke entnommen wurden, ist aus den Versuchen nicht zu entnehmen.

#### Verdrehwechselfestigkeit der Versuchsstähle.

Verdrehwechselversuche wurden an Wellen mit 12, 30 und 60 mm Dmr. aus Stangen mit 40 bis 45, 60 bis 65 und 80 bis 85 mm Dmr. der Stähle A, B<sub>1</sub> und B<sub>2</sub> in beiden Vergütungsstufen durchgeführt. In allen Fällen wurden quer-gebohrte Wellen untersucht, deren Form bei den verschiedenen Durchmessern geometrisch ähnlich war. Der Querbohrungsdurchmesser betrug ein Zwölftel des Wellen-durchmessers. Die Wellen wurden rundgeschliffen. Die Oberflächengüte entsprach der mit Schmirgel 0 erreichbaren. Der Uebergang der Querbohrung in die Wellenoberfläche

wurde abgerundet und sorgfältig bearbeitet. Die genaue Form der Prüfstäbe und die Durchführung der Verdrehwechselversuche sind an anderer Stelle bereits beschrieben worden<sup>4)</sup>.

Zahlentafel 3 enthält die Ergebnisse der Verdrehwechselversuche. Die Verdrehdauerhaltbarkeit ist auf den durch die Querbohrung geschwächten Querschnitt bezogen. Die Verdrehwechselfestigkeit und die Verdrehdauerhaltbarkeit sind für eine Grenzlastwechselzahl von 40 × 10<sup>6</sup> angegeben. Das Verhältnis dieser Werte zur Zugfestigkeit und die Kerbempfindlichkeit der 12-mm-Wellen unterscheiden sich nicht eindeutig von den entsprechenden Werten für vergleichbare nickelhaltige Vergütungsstähle. Die kleine Kerbwirkungszahl der 12-mm-Wellen aus Stahl B<sub>1</sub> mit

99 kg/mm<sup>2</sup> Zugfestigkeit ist mit 1,3 wahrscheinlich deswegen so niedrig, weil die Dauerfestigkeit der glatten Wellen durch die Kerbwirkung von Einschlüssen vermindert war. Das Verhältnis der Verdrehdauerhaltbarkeit zur Zugfestigkeit ist für die 30- und 60-mm-Wellen infolge des Einflusses der Querschnittsgröße auf die Dauerhaltbarkeit kleiner als für die 12-mm-Wellen. Die besonders kleine Verhältniszahl der 60-mm-Wellen aus Stahl B<sub>2</sub> mit 125 kg/mm<sup>2</sup> Zugfestigkeit ist mit der Kerbwirkung der Schlackeneinschlüsse zu deuten, die in diesem Stahl zahlreicher als in den Stählen A und B<sub>1</sub> waren. Die Dauerbrüche dieser quergebohrten 60-mm-Wellen aus Stahl B<sub>2</sub> traten

Zahlentafel 3. Ergebnisse von Verdrehwechselversuchen an verschiedenen dicken Wellen aus den Versuchsstählen.

Stahl	Stangen- durch- messer mm	Wellen- durch- messer mm	Zug- festigkeit	Verdreh- wechsel- festigkeit	Verdreh- dauer- haltbar- keit <sup>1)</sup>	$\frac{\tau_w}{\sigma_B}$	$\frac{\tau_{nw}}{\sigma_B}$	$\frac{\tau_w}{\tau_{nw}}$
			σ <sub>B</sub>	τ <sub>w</sub>	τ <sub>nw</sub>			
			kg/mm <sup>2</sup>	kg/mm <sup>2</sup>	kg/mm <sup>2</sup>			
A	45	12	96	26,5	16,7	0,276	0,174	1,60
A	45	12	110	34,3	20,3	0,312	0,185	1,69
B <sub>1</sub>	40	12	99	22,0	17,0	0,222	0,172	1,30
B <sub>1</sub>	40	12	134	—	21,5	—	0,160	—
A	65	30	88	—	13,5	—	0,153	—
A	65	30	142	—	19,0	—	0,134	—
B <sub>1</sub>	60	30	99	—	13,5	—	0,136	—
A	85	60	91	—	14,0	—	0,154	—
A	85	60	126	—	17,0	—	0,135	—
B <sub>2</sub>	80	60	96	—	14,5	—	0,151	—
B <sub>2</sub>	80	60	125	—	15 bis 16 <sup>2)</sup>	—	0,124	—

<sup>1)</sup> Verdrehwechselfestigkeit auf den durch die Querbohrung geschwächten Querschnitt bezogen. — <sup>2)</sup> Brüche zum Teil außerhalb der Querbohrung.

wiederholt außerhalb der Querbohrung auf. In der niedrigeren Festigkeitsstufe war diese Erscheinung an den 60-mm-Wellen wegen der geringeren Kerbempfindlichkeit des weicher vergüteten Stahles nicht festzustellen.

In Bild 27 ist die Verdrehdauerhaltbarkeit der quergebohrten Wellen aus den Versuchsstählen A, B<sub>1</sub> und B<sub>2</sub> und aus einem Vergütungsstahl mit 0,3 % C, 0,35 % Si, 0,6 % Mn, 2,5 % Cr, 0,25 % Mo, 1,5 % Ni und 0,25 % V in Abhängigkeit von der Zugfestigkeit und vom

<sup>3)</sup> Bennek, H.: Arch. Eisenhüttenw. 9 (1935/36) S. 147/54 (Werkstoffaussch. 320); Techn. Mitt. Krupp 3 (1935) S. 205/13.

<sup>4)</sup> Bollenrath, F., und H. Cornelius: Arch. Eisenhüttenw. 14 (1940/41) S. 283/87.

Wellendurchmesser aufgetragen. Stets sind die dickeren Wellen auch dickeren Stangen entnommen, so daß die Versuchsergebnisse nicht den reinen Einfluß der Querschnittsgröße auf die Verdrehdauerhaltbarkeit wiedergeben. Der nickelhaltige Stahl<sup>4)</sup> zeigt bis 60 mm Wellendurchmesser

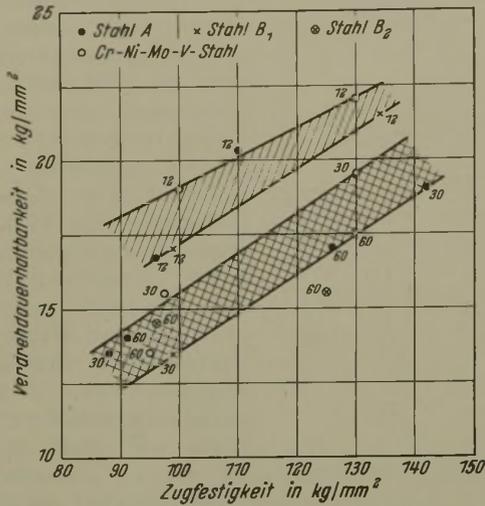


Bild 27. Abhängigkeit der Verdrehdauerhaltbarkeit querbohrter Wellen aus den Versuchsstählen A, B<sub>1</sub> und B<sub>2</sub> sowie aus einem Chrom-Nickel-Molybdän-Vanadin-Stahl von der Zugfestigkeit und dem Wellendurchmesser. (Die Zahlen an den Versuchspunkten bedeuten den Wellendurchmesser in mm.)

eine Abnahme der Verdrehdauerhaltbarkeit mit steigender Querschnittsgröße. Die nickelfreien Stähle weisen einen Abfall der Verdrehdauerhaltbarkeit nur beim Uebergang von 12 auf 30 mm Wellendurchmesser auf. Die Dauerhaltbarkeit der 60-mm-Wellen unterscheidet sich, auf gleiche Zugfestigkeit bezogen, nicht eindeutig von der der 30-mm-Wellen. Während die nickelhaltigen Wellen mit 12 und 30 mm Dmr. im allgemeinen eine höhere Dauerhaltbarkeit als die entsprechenden Wellen aus den Chrom-Mangan-Stählen haben, sind die 60-mm-Wellen aus diesen Stählen denen aus dem nickellegierten Stahl mindestens gleichwertig, mit Ausnahme der 60-mm-Welle mit  $125 \text{ kg/mm}^2$  Zugfestigkeit aus Stahl B<sub>2</sub>. Bei früheren Untersuchungen über die Verdrehdauerhaltbarkeit von Wellen mit 12, 30 und 60 mm Dmr. aus Chrom-Nickel-Stählen mit weiteren Legierungszusätzen und unlegiertem Stahl (St C 60.61) ergab sich das unerwartete Bild, daß der unlegierte Stahl, ähnlich wie die manganlegierten Versuchsstähle, die Verdrehdauerhaltbarkeit der legierten Stähle gleicher Zugfestigkeit nicht bei den kleineren, sondern bei dem größten Wellendurchmesser erreichten<sup>4)</sup>. Diese Ergebnisse sind noch nicht sicher zu deuten. Man entnimmt Bild 27 noch, daß der Stahl A in der Dauerhaltbarkeit trotz seines in der niedrigeren Festigkeitsstufe vorliegenden Ferritgehaltes etwas günstiger zu beurteilen ist als die Stähle B<sub>1</sub> und B<sub>2</sub>, wofür mit großer Wahrscheinlichkeit die Unterschiede in der Häufigkeit großer Schlackeneinschlüsse maßgebend sind.

**Biegewechselfestigkeit von Längs- und Querproben aus geschmiedetem Chrom-Mangan-Molybdän-Vanadin-Stahl.**

Aus dem Kern der 600 mm langen Abschnitte mit 200, 250 und 300 mm Dmr. des von  $860^\circ$  in Öl abgeschreckten und nach dem Anlassen bei  $530^\circ$  in Luft abgekühlten Schmiedestückes aus Stahl B<sub>3</sub> mit 1,7 % Mn, 2,4 % Cr, 0,2 % Mo und 0,15 % V wurden Proben in Längs- und Querrichtung für Kerbschlag-, Zug- und Biegewechselfersuche entnommen. Die Verschmiedung der Abschnitte mit 200, 250 und 300 mm Dmr. war 6,5-, 4,2- und 3fach. Die ermittelten Werte für Zugfestigkeit, 0,2-Grenze, Bruchdehnung

und Kerbschlagzähigkeit sind in Bild 28 in Abhängigkeit von dem Durchmesser des Schmiedestückes wiedergegeben. Die Brinellhärte zeigte über den jeweiligen Querschnitt des Schmiedestückes nur unerhebliche Abweichungen. Der Unterschied der an Quer- und Längsproben ermittelten Zugfestigkeit ist ebenfalls klein. Die Streckgrenze hat mit zunehmendem Schmiedestückdurchmesser in Querrichtung nahezu gleichbleibende, in Längsrichtung dagegen deutlich abfallende Werte, die kleiner sind als die Querwerte. Die Bruchdehnung und Kerbschlagzähigkeit der Querproben sind viel kleiner als die der Längsproben. Die Quer-Kerbschlagzähigkeit liegt mit etwas über  $1 \text{ mkg/cm}^2$  tief.

Sowohl die Biegewechselfestigkeit der glatten als auch die der gekerbten Proben (Bild 28) haben bis zu

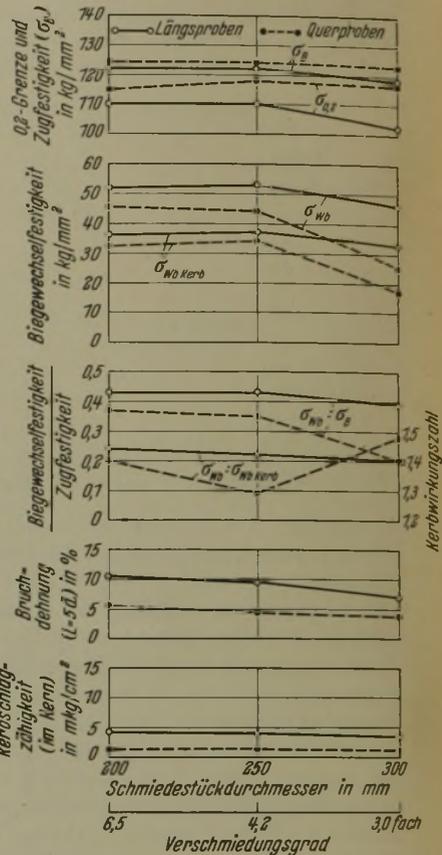


Bild 28. Festigkeitseigenschaften eines vergüteten Schmiedestückes aus Stahl B<sub>3</sub> in Abhängigkeit von dem Durchmesser.

einem Durchmesser des Schmiedestückes von 250 mm in Querrichtung nur um 8 bis 16 % niedrigere Werte als in Längsrichtung. Beim Uebergang zu 300 mm Dmr. des Schmiedestückes nehmen die Wechselfestigkeitswerte ab, und zwar die der Querproben viel ausgeprägter als die der Längsproben, so daß der Unterschied für glatte Stäbe 45 %, für gekerbte Stäbe 48 % der Werte in Längsrichtung beträgt. Der Abfall der Wechselfestigkeitswerte, besonders der von Querproben, zwischen 250 und 300 mm Dmr. des Schmiedestückes ist nicht auf eine entsprechend große Aenderung der Zugfestigkeit zurückzuführen. Der Wechsel von reinem Vergütungsgefüge zu vorwiegend Zwischenstufengefüge liegt zwischen 200 und 250 mm Dmr. Bei 300 mm Dmr. war das Gefüge praktisch das gleiche wie bei 250 mm Dmr. Der Grund für den Abfall der Wechselfestigkeitswerte kann also auch nicht auf Unterschiede im Sekundärgefüge zurückgeführt werden, so daß als Ursache der kleine Verschmiedungsgrad des dicksten Abschnittes des Schmiedestückes in Übereinstimmung mit Versuchen von M. Schmidt<sup>5)</sup> in Betracht kommt.

Im Zusammenhang mit der schon berührten Frage nach der Bedeutung der Kerbschlagzähigkeit für das Betriebsverhalten nicht stoßartig, sondern rein schwingend beanspruchter Maschinenteile ist das Ergebnis der Biegewechselfersuche mit Längs- und Querproben aus dem Schmiedestück insofern aufschlußreich, als es zeigt, daß die Einflüsse, wie Schlackeneinschlüsse und ausgeprägtes

<sup>5)</sup> Arch. Eisenhüttenw. 11 (1937/38) S. 393/400 (Werkstoff-aussch. 398).

Primärzeilengefüge, die eine äußerst kleine Quer-Kerbschlagzähigkeit bedingen können, nicht zu einer besonders kleinen Wechselfestigkeit glatter und gekerbter Proben zu führen brauchen, die quer zur Faserrichtung entnommen wurden. Das „Anschneiden der Faser“ dürfte demnach für die Dauerhaltbarkeit von rein schwingend beanspruchten Bauteilen nicht in dem Maße nachteilige Folgen haben, wie es häufig erwartet wird.

### Zusammenfassung.

Die Untersuchungen über Gefüge, Härte, Streckgrenze, Zugfestigkeit, Bruchdehnung, Einschnürung, Kerbschlagzähigkeit, Anlaßsprödigkeit und Verdrehwechselfestigkeit von Stangen mit 40 bis 140 mm Dmr. in den Zugfestigkeitsstufen von 90 bis 100 und 120 bis 140 kg/mm<sup>2</sup> aus Chrom-Mangan-Vergütungsstählen mit 1 % Mn und 3 % Cr oder 1,4 bis 1,8 % Mn und 2 % Cr neben kleinen Zusätzen von Molybdän und Vanadin zeigen, daß Mangangehalte über 1 % in Stählen dieser Art, sofern sie für hochbeanspruchte Maschinenteile verwendet werden sollen, keine Vorteile bieten. Die stärkere Anlaßsprödigkeit und Verunreinigung durch Schlackeneinschlüsse, die eine äußerst geringe Quer-Kerbschlagzähigkeit und unter Umständen auch eine verminderte Wechselfestigkeit bedingt, sind Eigenschaften, die die höher manganhaltigen Stähle gegenüber dem Stahl mit 1 % Mn und 3 % Cr in stärkerem Maße aufweisen. Die Versuchsstähle wurden nach dem Anlassen nicht abgeschreckt. Ihre Kerbschlagzähigkeitswerte entsprechen daher Mindestwerten.

Wenn auch die metallurgische Reinheit der Versuchsstähle noch als verbesserungsfähig anzusehen ist, so ist doch nicht zu erwarten, daß sie mit heute bekannten Mitteln

bei den höher manganhaltigen Stählen so weit zu treiben ist, daß eine grundsätzliche Verbesserung beispielsweise der Quer-Kerbschlagzähigkeit erreicht werden kann. Aus den Versuchen ergibt sich daher der Schluß, daß der schon beschrittene Weg zum Austausch von Chrom-Nickel-Molybdän-Vanadin-Stahl für hochbeanspruchte Maschinenteile, wie beispielsweise Kurbelwellen und Flugzeugbauteile, durch Chrom-Molybdän- oder Chrom-Vanadin-Stähle mit üblichen Mangangehalten als zweckmäßiger zu bezeichnen ist als der Austausch durch Chrom-Mangan-Stähle. Ein Mangangehalt bis 1 % könnte in den Stählen zur Verbesserung der Durchhärbarkeit zugelassen werden. Der Wert der Chrom-Mangan-Stähle mit Zusätzen von Molybdän oder Vanadin für andere Anwendungsgebiete, wie Gesenke, wird dadurch nicht berührt. Auf Grund ihrer hohen Durchverfügbarkeit erscheinen diese Stähle für Teile mit großen Abmessungen als nützlich.

Die Versuche über die Biegewechselfestigkeit glatter und gekerbter, aus dem Kern eines Schmiedestückes aus Mangan-Chrom-Molybdän-Vanadin-Stahl längs und quer zur Faserrichtung entnommener Proben ergaben, daß Schlackeneinschlüsse und ausgeprägtes Primärzeilengefüge, die zu einer äußerst kleinen Quer-Kerbschlagzähigkeit führen können, nicht eine niedrige Wechselfestigkeit glatter oder gekerbter Querproben hervorrufen müssen und daß demnach das „Anschneiden der Faser“ nicht so dauerfestigkeitsschädigend sein dürfte, wie häufig angenommen wird. Die Wechselfestigkeit von Längs- und besonders von Querproben sinkt im Bereich kleiner Verschmiedungsgrade mit deren Abnahme.

Für die Durchführung eines großen Teiles der Versuche danken wir Herrn Ingenieur K. Fahsel.

## Umschau.

### Erschmelzen einer manganreichen Sulfidschlacke aus armen Manganerzen.]

In den Vereinigten Staaten gelten bekanntlich die Manganerze als wichtigster strategischer Rohstoff<sup>1)</sup>. Da die manganreichen, für die Ferromanganerzeugung geeigneten Erze vorwiegend eingeführt werden, wobei erhebliche Schwierigkeiten auftreten<sup>2)</sup>, hat das Bureau of Mines seit einiger Zeit begonnen, die Verfahren zur Gewinnung manganreicher Konzentrate aus manganarmen Erzen, die in den Vereinigten Staaten in hinreichenden Mengen vorhanden sein sollen, einer Nachprüfung zu unterziehen.

C. E. Wood, E. P. Barrett und P. R. Porath<sup>3)</sup> prüften im Laboratorium an einigen manganarmen Erzen, deren Zusammensetzung *Zahlentafel 1* angibt, ein Verfahren, das von A. G. Betts<sup>4)</sup> vorgeschlagen wurde und auf folgendem Grund-

Zahlentafel 1. Amerikanische Eisen-Mangan-Erze.

Erz	Zusammensetzung in %							
	Mn	Fe	SiO <sub>2</sub>	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	CaO	MgO	S	P
Cuyuna braunes Erz, geröstet . . . . .	15,2	44,4	12,9	1,31	0,82	0,10	0,02	0,26
Cuyuna schwarzes Erz, geröstet . . . . .	15,7	32,9	25,9	2,68	0,90	0,12	0,02	0,07
Leadville karbonatisches Erz . . . . .	14,0	22,7	3,45	3,9	0,80	3,6	1,47	0,03
Chamberlain, Süd-Dakota, karbonatisches Erz . . . . .	16,0	14,4	11,8	4,4	8,8	2,3	0,08	0,44

gedanken beruht: Eisensulfid, Mangansulfid und ihre Mischungen sind in Roheisenschmelzen und auch in sauren Kalziumsilikatschlacken nur wenig löslich. Wenn man also ein Eisen-Mangan-Erz zusammen mit Schwefelträgern (Eisensulfid, Pyrit, Gips) und Reduktionsmitteln erhitzt, so daß die Hauptmenge des Eisens zu Metall reduziert und das Manganoxydul in Mangansulfid übergeführt wird, so bilden sich im Schmelzfluß drei Schichten, die

*Bild 1* für den erstarrten Zustand zeigt. Oben befindet sich die Schlackenschicht a, darunter die Sulfidschicht b, die, wie in der Kupfermetallurgie, als „Stein“ (im amerikanischen Schrifttum: „matte“) bezeichnet werden kann, und unten die Eisenschmelze c.

In der genannten Arbeit<sup>3)</sup> werden die folgenden Zusammensetzungen angegeben, die eine besonders gute Trennung der drei Schichten bei den Laboratoriumsversuchen ergaben.

- Schlacke: 48 bis 53 % SiO<sub>2</sub>, 15 bis 18 % Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, 4 bis 6 % Mn, 1 bis 2 % Fe, 1,5 bis 2 % S und 20 bis 25 % CaO, Na<sub>2</sub>O und MgO.
- Sulfidschicht: 50 bis 55 % Mn, 5 bis 8 % Fe und 33 bis 35 % S, Rest hauptsächlich Kalziumsulfid.
- Eisenschicht: 90 bis 93 % Fe, 3,0 bis 3,5 % C, 2,0 bis 2,5 % Mn, 0,025 bis 0,045 % S (nach langsamer Abkühlung) und 1,5 und mehr % Si. Der Phosphor aus phosphorhaltigen Erzen wird fast vollständig von dieser Schicht aufgenommen.

Das Verhältnis von Eisen zu Mangan in der Sulfidschicht beträgt etwa 1 : 6 bis 1 : 11, ist also noch günstiger als bei dem von den amerikanischen Stahlherzeugern meist gebrauchten Ferromangan mit einem Eisen-Mangan-Verhältnis von 14 : 80 oder 1 : 5,7. Das Verhältnis des Mangangehaltes in der Sulfidschicht zu dem im Eisen ist ebenfalls als günstig zu bezeichnen; auf 50 bis 55 % Mn in der Sulfidschicht kommen nur etwa 2 bis 2,5 % Mn im Metall. Für die Manganauseute in der Sulfidschicht und im Eisen ergaben sich bei den Laboratoriumsversuchen die in *Zahlentafel 2* angegebenen Werte.

Ein gewisser Mangangehalt (etwa 2 % Mn) in der Eisenschicht ist erwünscht, um deren Schwefelgehalt unter der Sulfidschicht möglichst niedrig zu halten. Die Höhe des Manganverlustes in der Schlackenschicht ist eine Frage des Basizitätsgrades und der Höhe der Temperatur. Die große Bedeutung des Basizitätsgrades der Schlacke in bezug auf die Zusammensetzung des Metalls und auf den Manganverlust in der Schlacke ist von der Ferromangan- und von der Spiegeleisenerzeugung her bekannt. Ebenso wichtig ist der Basizitätsgrad auch beim Schmelzen auf die Sulfidschicht, die „Matte“, aber in entgegengesetzter Richtung, da die Abtrennung der Eisen- und Mangansulfide besonders gut von sauren Schlacken erfolgt, wie auch durch eigene Versuche des Berichterstatters festgestellt wurde.

<sup>1)</sup> Vgl. z. B. Corrado, B. W.: Iron Age 147 (1941) Nr. 6, S. 42/45; siehe auch Metall u. Erz 38 (1941) S. 134/36.

<sup>2)</sup> Stahl u. Eisen 61 (1941) S. 682/83.

<sup>3)</sup> Rep. Invest. Bur. Mines Nr. 3545, 1940, 15 S.

<sup>4)</sup> Amer. Pat. 1 703 657 vom 26. Februar 1929; siehe auch Iron Age 147 (1941) Nr. 7, S. 56/59.

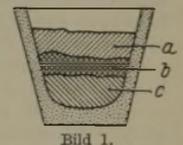


Bild 1.

Die obere Grenze der Kieselsäuregehalte der Schlacke ist beim Schmelzen auf eine Mangansulfidschicht dadurch gegeben, daß bei hohen Kieselsäuregehalten die Schmelztemperaturen der

Zahlentafel 2. Ausbeuten des Mangans beim „Matte“-Schmelzen (Laboratoriumsversuche).

im Eisen	Manganausbeute in %	
	in der Sulfidschicht	im Eisen und in der Sulfidschicht
1,1	88,6	89,7
1,1	88,3	89,4
2,7	83,1	85,8
3,2	81,0	84,2
2,7	88,6	91,3
3,1	84,2	87,3
4,0	87,6	91,6
5,5	86,3	91,8
5,3	84,0	89,3
7,4	78,1	85,5

Schlacken ansteigen und auch ihre Zähigkeit zunimmt, so daß sich die Abtrennung der Sulfide von den Silikaten wieder verschlechtert. Nach Zugabe von Alkalioxyden, z. B. als Natriumkarbonat oder Natriumsulfat, sind auch kieselsäurereichere Schlacken brauchbar, doch soll man im allgemeinen nicht über 50 bis 55 %  $\text{SiO}_2$  hinausgehen. Auf den bekannten Vorteil der geringeren Schlackenmenge beim Arbeiten mit diesen sauren Schlacken wird hingewiesen.

Für die weitere Verarbeitung der manganreichen Sulfidschichten wird angegeben, daß sie in Anlagen, wie sie zum Rösten sulfidischer Erze üblich sind, geröstet und die nach dem Rösten noch zurückgebliebenen Schwefelanteile (1,5 bis 3 % S) durch Sintern entfernt werden könnten. Röstversuche der erzeugten Sulfidschichten im Laboratorium ergaben folgende Werte:

Zahlentafel 3. Ergebnisse der Röstung von Eisen-Mangan-Sulfiden.

Ausgangs-Schwefelgehalt %	Schwefelgehalt nach dem Rösten %	Entfernter Schwefel %
33,0	2,79	91,7
34,3	1,88	96,2
33,1	3,10	90,6
35,0	1,50	95,8

Um festzustellen, ob der Schwefel der Rösterzeugnisse die Ferromanganerzeugung stört, sollen noch unmittelbare Reduktionsversuche durchgeführt werden.

Als besondere Vorteile der Gewinnung manganreicher Konzentrate durch Erschmelzen der Sulfidschicht werden die folgenden angeführt:

- Ausnutzung der bisher wenig ausgebeuteten niedrigprozentigen Manganerze mit etwa 15 % Mn.
- Möglichkeit der Verwendung schwefelhaltiger Reduktionsmittel, z. B. schwefelhaltigen Koks.
- Arbeiten mit niedrighmelzenden sauren Schlacken und einer Mangansulfid-„Matte“, deren hoher Schmelzpunkt durch Eisensulfid angeblich hinreichend erniedrigt werden kann; hierdurch soll ein Schmelzen bei verhältnismäßig tiefen Temperaturen möglich sein, bei denen die Löslichkeit des Mangansulfids in den Schlacken und damit die Manganverluste nur gering sind.
- Bei phosphorhaltigen Erzen Trennung des Mangans vom Phosphor.
- Einfaches Schmelzverfahren, Verwendung vorhandener Flammöfen oder Elektroöfen [siehe A. G. Betts<sup>4)</sup>], besondere Öfen sollen nicht erforderlich sein.
- Die Gewinnung eines guten Roheisens aus dem eingesetzten Erz und dem Pyrit und die Rückgewinnung des Schwefels als Schwefelsäure sollen die Kosten der Manganerzeugung nach dem „Matte“-Verfahren recht günstig gestalten.

Größere Versuche im Betriebe müssen allerdings noch durchgeführt werden, bevor ein Vergleich dieser Arbeitsweise mit den bisher vorgeschlagenen und zum Teil auch bereits unter technischen Bedingungen geprüften Verfahren zur Gewinnung manganreicher Konzentrate möglich ist. Gegenüber den Verfahren der „gestuften Reduktion“ der Eisen-Mangan-Erze besteht theoretisch der Vorteil, daß eine Abtrennung des Mangans von der Kieselsäure beim „Matte“-Schmelzen erfolgt, da die Sulfide kaum Kieselsäure aufnehmen. Merkwürdigerweise wird dieser besondere Vorteil in den amerikanischen Arbeiten aber nicht hervorgehoben. Andere Vorschläge, z. B. der von H. Löfquist<sup>5)</sup> sowie die von H. Bansen<sup>6)</sup> und

<sup>5)</sup> Siehe die Angaben bei W. Oelsen: Mitt. K.-Wilh.-Inst. Eisenforsch. 21 (1939) S. 79/104 sowie Stahl u. Eisen 59 (1939) S. 81/87 (Stahlw.-Aussch. 348).

<sup>6)</sup> Stahl u. Eisen 57 (1937) S. 1109/14 (Hochofen-Aussch. 161 u. Stahlw.-Aussch. 331).

E. Herzog<sup>7)</sup>, gehen bekanntlich vom Spiegeleisen aus, das aus den armen Erzen erzeugt wird und dessen Manganinhalt dann durch Eisensulfid-Eisenoxymischungen oder durch Verblasen im Konverter in einer Schlacke angereichert wird.

Es scheint zunächst, daß bei dem Verfahren des „Matte“-Schmelzens der „Umweg“ über das Spiegeleisen, also die Reduktion des Mangans, vermieden würde. Doch ist nicht zu vergessen, daß auch zur Ueberführung der Manganoxyle aus den sehr sauren Erzen oder Schlacken in die Sulfide eine nicht unerhebliche Reduktionsarbeit aufzubringen ist.

Ein Nachteil des Schmelzens der Mangansulfidschicht dürften vor allem die verhältnismäßig sehr hohen Schmelztemperaturen der manganreichen Sulfide sein. Reines Mangansulfid schmilzt bekanntlich oberhalb 1600°; zum Senken dieser Temperatur durch Eisensulfid [wie Wood und Mitarbeiter<sup>8)</sup> vorschlugen] sind nach dem bekannten Zustandsschaubild Eisensulfid-Mangansulfid ganz erhebliche Eisensulfidgehalte notwendig, die das Verhältnis von Mangan zu Eisen in der Sulfidschicht verschlechtern. Für eine Temperatur von 1500°, die aber noch als sehr hoch bezeichnet werden muß, wären z. B. etwa 35 % Eisensulfid erforderlich.

Helmut Maetz.

### Prüfung von Stahlrohren durch Wirbelströme auf Fehler.

Da mit einem früher angewendeten zerstörungsfreien Prüfverfahren auf elektromagnetischer Grundlage keine befriedigenden Ergebnisse erzielt wurden, weil der durch den Fehler hervorgerufene elektrische Effekt durch örtliche Änderungen von Permeabilität, Härte und Magnetisierung überdeckt wurde, entwickelte die Sperry Products Inc., Hoboken (N. J.), ein neues Verfahren zur Prüfung von Stahlrohren auf Fehler, wie Risse, Schlackenzeilen usw.<sup>1)</sup>, bei dem die magnetischen Eigenschaften des Werkstoffes ohne Einfluß auf die Prüfung sein sollen. Bild 1

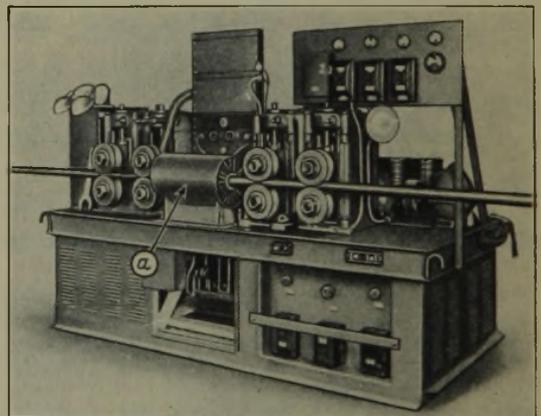


Bild 1. Prüfeinrichtung für Rohre.

zeigt eine Prüfeinrichtung für Rohre von 10 bis zu 80 mm Dmr. Die Spule a führt die zur Prüfung notwendige Energie dem Prüfkörper zu, der sowohl aus nichtmagnetischem als auch aus magnetischem Werkstoff bestehen kann. In dieser Spule ist eine größere Anzahl von Segmenten auswechselbar angebracht, welche die Suchspulen enthalten. Im Prüfkörper werden durch die Spule a Wirbelströme erzeugt. Die Bahnen dieser Wirbelströme werden durch Fehler wie Risse usw. gestört. Solche Störungen der Stromverteilung werden durch die Suchspulen angezeigt. Längsfehler von 3 mm Ausdehnung werden bei einer Tiefe von der halben Wanddicke sicher angezeigt, auch wenn sie so fein sind, daß sie mit dem bloßen Auge nicht entdeckt werden können. Die Rohre werden bei der Prüfung durch Rollen motorisch durch die Prüfanlage bewegt, wobei die Prüfgeschwindigkeit zwischen 5 und 30 m/min gewählt werden kann. Die Anzeigempfindlichkeit ist weitgehend von der Prüfgeschwindigkeit unabhängig; die Anzeige erfolgt auch bei Stillstand der Maschine. Die Empfindlichkeit kann verändert und mit Hilfe bekannter Fehler auf den gewünschten Wert eingestellt werden. Die Fehler können entweder durch selbsttätige Ausschaltung des Motorantriebs angezeigt oder aber durch Beobachten der Anzeige einer Glimmlampe festgestellt werden. Die Rollen sind wie die Suchspulen auswechselbar, so daß Rohre verschiedenen Durchmessers geprüft werden können; jeder Satz von Suchspulen ist für einen Durchmesserbereich von 3 mm verwendbar.

Adolf Trost.

<sup>7)</sup> Unveröffentlichter Vortrag in der Sitzung des Stahlwerksausschusses des Vereins Deutscher Eisenhüttenleute vom 19. Januar 1937.

<sup>1)</sup> Steel 107 (1940) Nr. 17, S. 38/40 u. 75.

## Wirtschaftliche Rundschau.

### Eisen- und Hüttenwerke, Aktiengesellschaft, Köln.

Mit ihrem Bericht über das am 31. Dezember 1940 abgelaufene Geschäftsjahr tritt die Gesellschaft auf neugeschaffener Grundlage erstmalig berichtend in die Öffentlichkeit. Nachdem die zur Gruppe Otto Wolff gehörenden Gesellschaften: Eisen- und Hüttenwerke, Akt.-Ges., Bochum, Rasselsteiner Eisenwerksgesellschaft, Akt.-Ges., Neuwied-Rasselstein (mit Bandstahlwerk Andernach) und Eisenhüttenwerk Thale, Aktiengesellschaft, Thale/Harz, bereits im Jahre 1939 zwecks verstärkter Wahrnehmung ihrer gemeinsamen Belange durch einen Interessengemeinschaftsvertrag enger verbunden wurden, beschlossen sie in den Hauptversammlungen vom 27. Juni 1940 zur Erzielung höchstmöglicher Leistungssteigerung und weiterer Vertiefung ihrer Gemeinschaftsarbeit ihre völlige Vereinigung. Demgemäß übernahmen die Eisen- und Hüttenwerke, Bochum, im Wege der Verschmelzung mit Wirkung ab 1. Januar 1940 die Rasselsteiner Eisenwerksgesellschaft und das Eisenhüttenwerk Thale gegen Hergabe junger Aktien der Eisen- und Hüttenwerke im Verhältnis 1 : 1 mit Gewinnberechtigung ab 1. Januar 1940. Zu diesem Zweck wurden das Grundkapital auf 27 500 000 Reichsmark erhöht, der Sitz nach Köln verlegt und in Bochum, Neuwied, Andernach und Thale Zweigniederlassungen unter weitestmöglicher Beibehaltung der bisherigen Werksbezeichnungen errichtet. Zum Zwecke bilanzmäßiger Zusammenfassung der hauptsächlichsten Beteiligungsbelange der Gruppe Otto Wolff auf dem Gebiet der Eisen schaffenden Industrie an einer Stelle der Gruppe erwarb die Gesellschaft aus der Hand der Firma Otto Wolff unter anderem deren Beteiligung an der Neunkircher Eisenwerk-Aktiengesellschaft vormals Gebrüder Stumm, Neunkirchen/Saar. Zur Beschaffung der Mittel für die Durchführung der der vergrößerten Gesellschaft im Rahmen des Vierjahresplanes erwachsenden zukünftigen Aufgaben wurde von ihr eine durch hypothekarische Eintragung auf den Grundbesitz der Werke sichergestellte 4½prozentige Obligationsanleihe im Nennwert von 20 000 000 Reichsmark aufgenommen. Die Verschmelzung ist zwischenzeitlich in allen Teilen durchgeführt worden, die Gemeinschaftsarbeit hat sich in der zusammengefaßten Form bewährt.

Der volle Einsatz aller Volks- und Wirtschaftskräfte des großdeutschen Raumes verlieh dem wirtschaftlichen Geschehen des Unternehmens im Berichtsjahre sein besonderes Gepräge. Eine Fülle neuer Aufgaben nebst dem Gebot steter und schnellster Anpassung aller Vorgänge an ständig wechselnde Voraussetzungen zwangen zur höchsten Anspannung aller Kräfte und brachten erheblich gesteigerte Leistungen hervor. Die Ausbaupläne der Werke mußten in vielen Fällen hinter die Erzeugungsbelange gestellt, übliche Ergänzungen und Ausbesserungen auf das zur Erhaltung der Anlagen notwendige Maß beschränkt werden. Die Erzeugnisse der Werke haben sich auch unter den Kriegsverhältnissen hervorragend bewährt. Durch mannigfache Maßnahmen konnte das Unternehmen zur weiteren Unabhängigmachung Deutschlands von ausländischen Rohstoffen beitragen. Die Selbstkosten und die Ertragslage gestalteten sich beim einzelnen Werk angesichts der vorliegenden Verhältnisse nicht einheitlich, indes gelang es insgesamt ein angemessenes Ergebnis zu erzielen.

Die hauptsächlichsten Beteiligungen sind: Neunkircher Eisenwerk Aktiengesellschaft vormals Gebrüder Stumm, Neunkirchen/Saar; Gesellschaft für Steinfabrikation und Bergbaubetrieb Thale a. H. m. b. H., Thale/Harz; Hagei Handelsgesellschaft für Eisen, Hüttenbedarf und Stahl G. m. b. H., Leipzig; Remy, van der Zypen & Co. K.-G., Andernach; Rhenania Fabrik feuerfester Produkte G. m. b. H., Neuwied; A. Schomaker & Cie. A.-G., Ahlen/Westf.; Sohler-Werke A.-G., Staßfurt-Leopoldshall; Wagner & Lange G. m. b. H., Leipzig.

Mit umfassenden Maßnahmen förderte die Gesellschaft die Berufsausbildung der Lehrlinge und zahlreicher Anlernlinge. Durch Auf- und Ausbau des Berufserziehungswerkes für Erwachsene, und gleichartige Maßnahmen, Unterstützung derjenigen Werksangehörigen, die sich in Fach-, Abend- oder Fernkursen außerhalb des Werkes weiter entwickeln wollen und endlich durch Ermöglichung eines Fachstudiums auf Kosten des Werkes für besonders begabte Jungmänner wurde allen aufstrebenden Kräften die Möglichkeit geboten, sich innerhalb ihres Berufes ein größeres Können anzuzeignen. Die Prüfungsergebnisse der Facharbeiter- und kaufmännischen Lehrlinge verzeichnen weit über dem Durchschnitt liegende Ergebnisse. Die freiwilligen sozialen Leistungen der Werke haben ein beachtliches Ausmaß erreicht; die bisher geschaffenen vielfältigen sozialen Einrichtungen bilden eine dauerhafte Grund-

lage für die Fortsetzung der sozialpolitischen Bestrebungen. Im Leistungskampf der deutschen Betriebe für das Jahr 1940 wurde am 1. Mai 1941 dem Werk Bochum die Bezeichnung Nationalsozialistischer Musterbetrieb, dem Bandstahlwerk Rasselstein, Andernach, und dem Werk Thale erstmalig, dem Werk Rasselstein, Neuwied, wiederholt das Gau-diplom für hervorragende Leistungen verliehen.

Die Gewinn- und Verlustrechnung weist einen Rohgewinn von 45 705 796 Reichsmark aus. Nach Abzug von 27 713 953 Reichsmark Löhnen und Gehältern, 2 187 355 Reichsmark sozialen Abgaben, 5 313 073 Reichsmark Abschreibungen auf das Anlagevermögen, 7 895 115 Reichsmark ausweispflichtigen Steuern, 823 869 Reichsmark Zinsen und 122 431 Reichsmark Beiträgen an gesetzliche Berufsvertretungen verbleibt ein Reingewinn von 1 650 000 Reichsmark, der zur Zahlung einer Dividende von 6 % verwendet wird.

### Aus der sowjetrussischen Bergbau- und Eisenindustrie.

In den letzten Jahren haben wir des öfteren und ausführlich sowohl über die sowjetrussischen Erzvorkommen als auch über den Ausbau und die Entwicklung der Hüttenindustrie berichtet, so daß sich unsere Leser an Hand dieser Quellen<sup>1)</sup> einen guten Ueberblick verschaffen können. Ergänzend hierzu geben wir nachstehend noch einige Förder- und Erzeugungszahlen mit dem erforderlichen Vorbehalt wieder.

	1933	1936	1937	1938	1939	1940
	(in 1000 t)					
Steinkohlenförderung . . .	67 400	108 700	104 500	113 000	.	164 500
Braunkohlenförderung . . .	8 866	17 611	18 000	20 000	.	.
Kokserzeugung . . . . .	10 240	19 883	20 000	21 000	.	.
Eisenerzförderung . . . .	14 456	27 960	26 500	26 530	.	.
davon						
Mittelrußland . . . . .	718	.	.	1 388	.	.
Ural . . . . .	4 257	.	.	7 729	.	.
Sibirien . . . . .	207	.	.	490	.	.
Krim (Kertsch) . . . . .	282	.	.	852	.	.
Ukraine (Kriwoi-Rog) . . .	8 992	.	.	16 070	.	.
Manganerzförderung . . .	1 021	3 002	2 752	3 400	.	.
davon						
Georgien (Tschiaturi) . . .	481	1 520	1 650	.	.	.
Ukraine (Nikopol) . . . .	524	1 300	957	.	.	.
Roheisenerzeugung . . . .	7 131	14 546	14 550	14 600	15 240	14 950
Rohstahlerzeugung . . . .	6 842	16 400	17 630	18 000	18 796	19 100
Walzwerksfertigerzeugnisse	4 882	12 300	13 000	13 200	13 500	13 400

Berechnet nach dem Durchschnitt der letzten Jahre waren die Haupteisengebiete der Sowjetunion an der Gesamterzeugung wie folgt beteiligt:

	Anteil an der Gesamterzeugung			
	Roheisen	Flußstahl	Walzwerks-	Fertigerzeugnisse
	%	%	%	%
Dnjepr- und Donetzbecken . . . . .	65	50	50	50
Ural . . . . .	19	20	20	20
Mittelrußland . . . . .	6	16	16	16
Westibirien . . . . .	10	8	8	8

### Neue Schätzung des amerikanischen Stahlbedarfs.

Das American Iron and Steel Institute veröffentlicht eine neue Untersuchung über den voraussichtlichen Stahlbedarf der Vereinigten Staaten von Nordamerika im Jahre 1941<sup>2)</sup>. Der Zweck dieser Veröffentlichung besteht offensichtlich darin, erneut darzulegen, daß für die Forderungen der amtlichen Stellen nach starker Ausweitung der vorhandenen Stahlerzeugung keine Notwendigkeit gegeben ist. Die Zahlen sind nach den Statistiken der letzten Jahre, der im ersten Vierteljahr 1941 getätigten Lieferungen sowie einer sorgfältigen Schätzung des Bedarfs für den Rest des laufenden Jahres errechnet worden. Alle Zahlen werden auf Rohstahlggrundlage angegeben, wobei für die Umrechnung in Fertigstahl ein Verhältnis von 100 t Rohstahl = 72,5 t Fertigstahl verwendet worden ist.

<sup>1)</sup> Die Eisenhüttenindustrie in Sowjet-Rußland 1933 und Anfang 1934. Stahl u. Eisen 54 (1934) S. 1160/63. — Hartig, Hans: Die russische Eisenindustrie in ihrer wirtschaftlichen Entwicklung. Stahl u. Eisen 55 (1935) S. 304/10. — Die russische Roheisen- und Flußstahlerzeugung in den Jahren 1933 bis 1935. Stahl u. Eisen 56 (1936) S. 1323. — Neue Möglichkeiten im deutsch-russischen Wirtschaftsaustausch. Stahl u. Eisen 59 (1939) S. 1397/98. — Rußlands industrielle Erzeugung. Stahl u. Eisen 60 (1940) S. 330/31. — Vohmann, Wolfram: Die für die Stahlerzeugung wichtigen Erzvorkommen des europäischen Rußlands. Stahl u. Eisen 60 (1940) S. 511/12. — Die Eisenerz-vorräte der Sowjet-Union. Stahl u. Eisen 61 (1941) S. 194/99. — Aus der russischen Bergbau- und Eisenindustrie. Stahl u. Eisen 61 (1941) S. 251.

<sup>2)</sup> Deutscher Montandienst Nr. 37 vom 10. September 1941. Vgl. Stahl u. Eisen 61 (1941) S. 357, 380, 461/63 u. 595/96.

Der Gesamtbedarf des Jahres 1941 wird auf 72,3 Mill. metr. t (alle Mengenangaben in metr. t) Rohstahl geschätzt gegen 60 765 000 t im vergangenen Jahr. Es wird betont, daß der Bedarf von 72,3 Mill. t 95 % der zum Jahresanfang vorhandenen Leistungsfähigkeit entspricht und daß die Rohstahlerzeugung der ersten 8 Monate 1941 einem Jahresergebnis von 74 230 000 t gleichkommt. Es soll damit zum Ausdruck gebracht werden, daß selbst ohne den seit Jahresbeginn schon durchgeführten und in Zukunft noch fortzusetzenden Anlagenausbau die Deckung des Bedarfs gesichert wäre. Die Schätzung des Instituts ist um so bemerkenswerter, als sie auch diesmal wieder erheblich unter allen sonstigen Schätzungen bleibt, die von amtlichen Stellen oder von anderen Stellen — wie beispielsweise Gano Dunn — vorgenommen wurden.

Für den Bedarf von 72,3 Mill. t gibt das Institut folgende Aufgliederung des Bedarfs, zum Teil unter Anfügung von Vergleichszahlen aus dem Vorjahre:

	1941 t	1940 t
Händlerbedarf . . . . .	10 700 000	8 350 000
Kraftwagen, Lastwagen, motorisierte Militärausrüstung ohne Panzer . . . . .	10 000 000	8 900 000
Bauindustrie einschl. Straßenbau, Kasernen, Rüstungsfabriken, jedoch ohne Schiffe u. Versorgungsbetriebe Ausfuhr . . . . .	8 530 000	6 250 000
Eisenbahnen . . . . .	7 710 000	9 072 000
Stahlverarbeitung von Mitgliedern der Stahlindustrie, jedoch ohne Granatenfabriken . . . . .	6 260 000	4 717 000
Behälterindustrie . . . . .	5 620 000	4 260 000
Preß-, Form- und Stanzstahl, einschließlich Militärbedarf, ausgenommen Geschütze . . . . .	4 260 000	3 720 000
Schiffbau . . . . .	4 170 000	2 212 000
Flugzeugbau . . . . .	2 360 000	1 179 000
Bergbau, Oelindustrie, Versorgungsbetriebe . . . . .	270 000	60 000
Maschinen- und Werkzeugindustrie . . . . .	3 080 000	2 540 000
Landwirtschaftliche Geräte . . . . .	2 540 000	1 450 000
Elektroindustrie . . . . .	1 450 000	1 450 000
Verschiedene Industrien . . . . .	2 270 000	2 270 000
Militärbedarf und Munition, soweit oben nicht enthalten (laut Produktionsamt) . . . . .	1 630 000	
	72 300 000	

Insgesamt ergibt sich nach den Berechnungen des Instituts eine Bedarfszunahme während des laufenden Jahres von rd. 20 %, doch wird eine genaue Errechnung des Rüstungsanteils abgelehnt. Die niedrigere Schätzung des Ausfuhrbedarfs wird mit geringeren britischen Bezügen (insbesondere Transport-schwierigkeiten) begründet.

## Vereins-Nachrichten.

### Verein Deutscher Eisenhüttenleute.

#### Aus der Fachsprache des Eisenhüttenmannes:

##### Deutsch-Englisch — Englisch-Deutsch.

Im Anschluß an das vor kurzem erschienene deutsch-französische Fachwörterbuch<sup>1)</sup> hat der Verein Deutscher Eisenhüttenleute eine im Jahre 1936 aus besonderem Anlaß zusammengestellte Sammlung von englischen Fachausdrücken erweitert und als kleines Taschenwörterbuch herausgegeben. Ganz auf das Eisenhüttenwesen und verwandte Gebiete zugeschnitten, enthält es auf 100 Seiten mehr als 3000 von sachverständiger Seite ausgewählte Wörter. Mit Hilfe des Büchleins läßt sich nicht nur das englische Fachschrifttum erschließen, es wird auch allen Hüttenleuten — ob Betriebsmann oder Studierender —, die sich mit der englischen Fachsprache überhaupt zu befassen haben, ein Helfer sein. Als Anhang sind dem Heftchen einige Umrechnungstabellen zur Umwandlung deutscher in englische Maße und Gewichte — und umgekehrt — beigelegt. Der niedrige Bezugspreis (beim Bezug von 1 bis 9 Stück je Stück 1,60 *RM.*, von 10 bis 49 Stück je Stück 1,30 *RM.*, von 50 und mehr Stück je Stück 1,10 *RM.*) erleichtert die Anschaffung. Bestellungen sind an den Verlag Stahleisen m. b. H., Düsseldorf, Schließfach 664, zu richten.

#### Änderungen in der Mitgliederliste.

- Baukhage, Wilhelm*, Oberingenieur, Fa. Rudolf Rautenbach, Leichtmetallgießereien, Solingen; Wohnung: Hotel Monopol. 38 369
- Billigmann, Joseph*, Dipl.-Ing., z. Zt. im Felde; Heimatanschrift: Wetter (Ruhr), Kaiserstr. 11. 39 311
- Brückner, Willi*, Betriebswirtschaftler, Reichswerke A.-G. für Waffen- u. Maschinenbau „Hermann Göring“, Berlin W 8, Mohrenstr. 17—19; Wohnung: Prag XVI, Pilsner Str. 182. 35 070
- Brüggemann, Erich-Otto*, Dr.-Ing., Betriebsdirektor, Saarländisches Stahlwerk Dingler, Karcher & Co. G. m. b. H., Werk Saarbrücken, Saarbrücken; Wohnung: Neuschheidt (b. Saarbrücken), Werkstr. 1. 29 232
- Döhler, Emil*, Ingenieur, Mülheim (Ruhr), Aktienstr. 75. 12 021

<sup>1)</sup> Siehe Stahl u. Eisen 61 (1941) S. 383.

- Dornhecker, Karl*, Dr.-Ing., Oberingenieur, Amt für techn. Wissenschaften DAF, Berg- u. Hüttenwesen, München 26, Erhardtstr. 36; Wohnung: München 2, Arcostr. 5. 16 009
- Drescher, Alexander-Friedrich*, Dipl.-Ing., Lissa (Wartheland), Göringstr. 24. 40 263
- Fischer, Hugo*, Walzwerkschef, Krainische Industrie-Gesellschaft, Jauerburg b. Assling (Wurzener Save/Oberkrain). 17 021
- Gersdorf, Curt*, Dipl.-Ing., „Weser“ Flugzeugbau-Gesellschaft m. b. H., Hauptverwaltung, Bremen 1, Postfach 346. 39 023
- Hauswirth, Gottfried*, Dr. chem., Hochofenchef, Krainische Industrie-Gesellschaft, Assling (Wurzener Save/Südkärnten). 37 151
- Holzer* (Namensänderung, hieß früher Drzewien), *Johann*, Dipl.-Ing., Betriebsingenieur, Witkowitz Bergbau- u. Eisenhütten-Gesellschaft, Mähr. Ostrau-Witkowitz; Wohnung: Beamenting 2/1. 41 125
- Kerl, Ernst*, Hüttdirektor i. R., Gaudach über Ars (Mosel), Hauptstr. 23 A. 02 025
- König, Friedrich*, Dipl.-Ing., Betriebsdirektor, Fried. Krupp A.-G. Friedrich-Alfred-Hütte, Rheinhausen; Wohnung: Werksgasthaus. 26 057
- Kudera, Hans*, Dipl.-Ing., Hochofenbetriebschef, „Osthütte“ G. m. b. H., Warthenau (Oberschles.); Wohnung: Kasino. 20 069
- Küppers, Heinrich*, Dipl.-Ing., Düsseldorf 10, Prinz-Georg-Str. 35. 08 051
- Mader, Robert*, Dipl.-Ing., Betriebsführer, Stickstoffwerke A.-G. Maria Rast, Maria Rast (b. Marburg a. d. Drau). 24 060
- Petersen, Karl-Fritz*, Vorstandsmitglied der Steatit-Magnesia A.-G., Berlin-Pankow, Pestalozzistr. 8; Wohnung: Berlin-Zehlendorf-West, Glagauzeile 5. 33 098
- Rekar, Cyrill*, Dipl.-Ing., Stahlwerkschef, Krainische Industrie-Gesellschaft, Assling (Wurzener Save, Südkärnten). 32 062
- Resow, Otto*, Dipl.-Ing., Moritzburg, Bahnhofstr. 18. 37 352
- Roser, Edmund*, Dr.-Ing., Direktor a. D., Freudenstadt, Adolf-Hitler-Str. 167. 09 067
- Schuster, Wilhelm*, Dipl.-Ing., Oberingenieur, Bevollmächtigter der Simmering-Graz-Pauker A.-G., Wien 79/XI; Wohnung: Wien 40/III, Weygasse 7/7. 23 159
- Speka, Ernst*, Hütteningenieur, Leiter des Materialprüfungsbetriebes der Hydrierwerk Scholven A.-G., Gelsenkirchen-Buer; Wohnung: Diesingweg 34. 40 090
- Stolte, Josef*, Dipl.-Ing., Reichswerke A.-G., für Erzbergbau u. Eisenhütten „Hermann Göring“, Hauptverwaltung, Brütte über Wolfenbüttel; Wohnung: Braunschweig-Süd, Heinrich-Lersch-Str. 7. 34 205
- Stumpe, Wilhelm*, Dipl.-Ing., Betriebsleiter der Kokerei der Verein. Oberschles. Hüttenwerke A.-G., Abt. Julenhütte, Bobrek-Karf 1 über Beuthen (Oberschles.); Wohnung: Eichendorffstr. 11. 16 064
- Thölke, Kurt*, Dipl.-Ing., Gutehoffnungshütte Oberhausen A.-G., Eisenhütte, Oberhausen (Rheinl.); Wohnung: Essener Str. 3. 33 141
- Wiesecke, Hans*, Dr.-Ing., Betriebsdirektor, August-Thyssen-Hütte A.-G., Werk Niederrhein. Hütte, Walzwerk, Duisburg-Hochfeld; Wohnung: Duisburg, Johannerstr. 13. 26 118

#### Gestorben:

- Jüptner von Jonstorff*, Hans Baron, Ing., Hofrat, Professor, Baden (b. Wien). \* 22. 5. 1853, † 5. 9. 1941. 01 018
- Koppers, Heinrich*, Dr.-Ing. E. h., Essen. \* 19. 11. 1872, † 5. 9. 1941. 01 022

#### Neue Mitglieder.

- Ernst, Herbert*, Dipl.-Ing., Graz, Geidorfgürtel 20. 41 321
- Schorn, Erich*, Dipl.-Ing., Betriebsassistent, A.-G. der Dillinger Hüttenwerke, Dillingen (Saar); Wohnung: Adolf-Hitler-Str. 99. 41 322
- Stille, Georg*, Dipl.-Ing., Oberingenieur, Allgemeine Elektrizitäts-Gesellschaft, Berlin NW 40, Friedrich-Karl-Ufer 2—4; Wohnung: Berlin-Lankwitz, Wernshauer Str. 45. 41 323

#### Eisenhütte Südwest,

#### Zweigverein des Vereins Deutscher Eisenhüttenleute.

Dienstag, den 30. September 1941, 10 Uhr, findet in der Industrie- und Handelskammer zu Metz, Hermann-Göring-Str. 4, eine

#### Sitzung des Fachausschusses Hochofen

statt mit folgender Tagesordnung:

1. Die Bedeutung des wärmetechnischen Meßwesens in Eisenhüttenwerken unter Berücksichtigung einiger besonderer Meßfragen. Berichterstatter: Dr.-Ing. F. Herning, Kneuttingen.
2. Die Eisenerzlagertätten im Minettegebiet. Berichterstatter: H. Prause, Hayingen.
3. Verschiedenes.