

# STAHL UND EISEN

## ZEITSCHRIFT FÜR DAS DEUTSCHE EISENHÜTTENWESEN

Herausgegeben vom Verein Deutscher Eisenhüttenleute im NS.-Bund Deutscher Technik

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 11

12. MÄRZ 1942

62. JAHRGANG

### Bodenreaktionsverfahren zur Herstellung von Vanadinschlacke.

Von Gerhard Naeser und Egon Ritter in Duisburg-Huckingen.

[Bericht Nr. 394 des Stahlwerksausschusses des Vereins Deutscher Eisenhüttenleute im NSBDT.\*)]

*(Versuche zur Erhöhung des Vanadinausbringens beim Frischen von Roheisen mit Erz. Grundlagen des Pfannenboden- und Rinnenboden-Reaktionsverfahrens. Metallurgische Vorgänge. Betriebsversuche. Laufende Herstellung von Vanadinschlacke am Hochofen. Weitere Anwendungsmöglichkeiten des Rinnenboden-Reaktionsverfahrens, besonders zur gleichzeitigen Schnellentschwefelung und Entphosphorung von Stahl.)*

#### Gewinnung von Vanadinschlacke.

Die vorliegende Arbeit soll einen Beitrag zur Lösung der schon oft bearbeiteten Frage liefern, wie man die großen Verluste an Vanadin und Mangan, die beim Erblasen von Thomasstahl entstehen, vermindern kann. Bisher wird bekanntlich nur ein verschwindend kleiner Teil des in Roheisen enthaltenen Vanadins ausgenutzt. Auch die im Thomasmehl verlorengehenden Manganmengen sind erheblich; sie würden z. B. ausreichen, um einen großen Teil des gesamten Manganbedarfs zu decken.

Bei den gegebenen wirtschaftlichen und technischen Möglichkeiten in den Eisenhüttenbetrieben muß von vornherein damit gerechnet werden, daß nur ein solches Verfahren mit Erfolg eingeführt werden kann, das sehr billig arbeitet, keine wesentlichen Einrichtungen erforderlich macht und besonders den normalen Arbeitsablauf nicht stört. Diese Umstände wurden bei der Versuchsplanung und der technischen Entwicklung der im folgenden beschriebenen Frischverfahren berücksichtigt.

Die zahlreichen Bemühungen, das Vanadin unmittelbar aus dem Erz<sup>1)</sup> zu gewinnen oder anzureichern, haben bisher zu keinem wirtschaftlichen Erfolg geführt. Auch den Versuchen, das Vanadin aus dem Thomasmehl<sup>2)</sup> abzuscheiden, blieb ein wirtschaftlicher Erfolg versagt. Dagegen sind mehrere durchaus brauchbare Verfahren<sup>1) bis 4)</sup> ausgearbeitet worden, die es ermöglichen, aus einem bestimmten Roheisen, in das das Vanadin bei der Reduktion der Erze im Hochofen mit einem Ausbringen von 70 bis 80 % gelangt, in Form von Vanadinschlacken zu gewinnen, die etwa so-

viel Vanadin enthalten wie die besten, an einigen Stellen im Ausland gefundenen Vanadinerze. Wenn nun heute trotzdem der größte Teil des Vanadins der uns zur Verfügung stehenden Eisenerze verlorengeht, so wird der Grund darin liegen, daß eine erfolgreiche Anwendung der heute ausschließlich für die Herstellung hochwertiger Vanadinschlacke in Frage kommenden Vorblaseverfahren nur dann möglich ist, wenn ein Sondereisen zur Verfügung steht, das an Vanadin angereichert ist und sehr wenig Silizium enthält. Die Herstellung eines Sondereisens kann jedoch bei gegebener Erzlage nur in beschränktem Maße erfolgen, besonders wenn saure Erze mit verhüttet werden. Als Vanadinträger für hochvanadinhaltiges Roheisen stehen Dachstaub und Konverterauswurf zur Verfügung, die beide nur in kleinen Mengen anfallen. Hinzu kommt, daß die Vorblaseverfahren in manchen Betrieben, besonders bei voller Auslastung, eine auf die Dauer nicht tragbare, meist durch Erzeugungsrückgang verursachte Belastung mit sich bringen, die eine laufende Vanadinschlackenherstellung unmöglich machen. Um noch größere Vanadinmengen als bisher aus Roheisen zu gewinnen, wird ein Verfahren geeignet sein, das die Anreicherung aus normalem Roheisen mit gutem Ausbringen möglichst kostenlos und ohne teure Anlagen ermöglicht. Die gewonnene Vanadinschlacke muß entweder für die übliche Aufbereitung geeignet sein oder zumindest die Herstellung eines hochwertigen Vanadinroheisens gestatten, das in gewissen Zeitabständen aus den angesammelten Schlacken erschmolzen wird und zur Gewinnung von hochprozentiger Vanadinschlacke nach einem der bekannten Vorblaseverfahren dient.

Ueber die geschichtliche Entwicklung und die Durchführung der heute ausgeübten Vanadiningewinnungsverfahren ist in letzter Zeit von H. Zieler<sup>2)</sup>, F. Eisermann<sup>3)</sup> und von A. Harr<sup>4)</sup> so eingehend berichtet worden, daß sich hier eine Beschreibung erübrigt. Es sei nur ganz allgemein vermerkt, daß allen Verfahren der Gedanke zugrunde liegt, die dem Eisen gegenüber größere Affinität des Vanadins zum Sauerstoff zur Entfernung aus dem Roheisen zu benutzen. Die metallurgischen Grundlagen der Frischvorgänge bei Anwendung von Luft oder Eisenoxyden sind erst in letzter Zeit von F. Körber und W. Oelsen<sup>5)</sup> geklärt worden.

\*) Vorgetragen in der Sitzung des Unterausschusses für den Thomasbetrieb am 24. April 1941. — Auszug aus der von der Technischen Hochschule Aachen genehmigten Dr.-Ing.-Dissertation von E. Ritter (1941). — Sonderabdrucke dieses Berichts sind vom Verlag Stahleisen m. b. H., Düsseldorf, Postschließfach 664, zu beziehen.

<sup>1)</sup> Seth, R. v.: Metall u. Erz 22 (1925) S. 219/22; vgl. Stahl u. Eisen 47 (1927) S. 839/41; Jernkont. Ann. 108 (1924) S. 561/83.

<sup>2)</sup> Zieler, H.: Stahl u. Eisen 58 (1938) S. 749/56. Soboliew, M. N.: Sozial. Rekonstruktion u. Wissenschaft 1932, H. 3. S. 99/105; vgl. Stahl u. Eisen 55 (1935) S. 962/64.

<sup>3)</sup> Eisermann, F.: Arch. Eisenhüttenw. 12 (1938/39) S. 269/76 (Stahlw.-Aussch. 347).

<sup>4)</sup> Harr, A.: Stahl u. Eisen 59 (1939) S. 1145/54 u. 1174/81 (Stahlw.-Aussch. 359).

<sup>5)</sup> Stahl u. Eisen 60 (1940) S. 921/29 u. 948/55 (Stahlw.-Aussch. 375 u. Hochofenaussch. 194).

### Versuche zur Verbesserung des Erzfrischverfahrens.

Das Erzfrischen durch Zugabe von Frischmitteln in Form von Erz oder Walzzunder in den Roheisengießstrahl oder die Pfanne hat gegenüber dem Frischen mit Luft den Vorzug größter Einfachheit und Billigkeit. Es wurde früher viel angewandt und nur deshalb wieder verlassen, weil das Ausbringen, besonders bei höheren Silizium- und Mangangehalten des Roheisens<sup>6)</sup>, sehr gering ist und weil die Vanadinkonzentration der entstehenden Schlacke nur 0,5 bis 1 % beträgt. Eine Verbesserung dieses Verfahrens würde die Möglichkeit geben, größere Mengen Vanadin aus dem Roheisen auf einfache Weise abzutrennen.

Die mit diesem Ziel durchgeführten Versuche sollten in großen Zügen Aufschluß darüber bringen, welchen Einfluß die Temperatur des Eisens, die Korngröße des Frischmittels, die chemische Zusammensetzung und besonders der Flüssigkeitsgrad der entstehenden Schlacke auf den Wirkungsgrad des Verfahrens ausüben. Einige Vorversuche zeigten, daß bei Anwendung einer Probemenge von 40 kg Roheisen, die auf das in einer vorgewärmten Pfanne befindliche Frischmittel gegossen wurde, Schlacken anfielen, die den im Betrieb erhaltenen Schlacken so weit ähnelten, daß eine Uebertragbarkeit auf Betriebsverhältnisse ohne wesentlichen Fehler möglich sein mußte. Die Laboratoriumsversuche gestatteten jedoch keine Aufstellung von Stoffbilanzen, weil die Gewichte der Schlacken, die teilweise am Pfannenfutter haftenblieben, nicht genau genug ermittelt werden konnten. Nach dem Aufgießen des für die Versuchszwecke in einem kleinen Hochfrequenzofen geschmolzenen Roheisens in die Pfanne wurde noch 2 min mit einer Weicheisenstange umgerührt und dann die Eisen- und Schlackenprobe genommen.

Auf die Ergebnisse der Frischversuche soll hier nur zusammenfassend eingegangen werden. Der Einfluß der Temperatur des Roheisens wirkt sich, wie zu erwarten war, auf die zahlreichen verwickelten Vorgänge beim Frischen von Roheisen mit festen Eisenoxiden verschiedenartig aus. Steigert man die Roheisentemperatur von 1350<sup>o</sup>) um etwa 300<sup>o</sup> auf 1640<sup>o</sup>, so nimmt der Vanadinegehalt der Schlacke von 0,94 % auf 1,50 % zu. Viel größer ist dagegen die Umsatzsteigerung für Silizium und Mangan, während die Phosphorverschlackung abfällt. Die Zunahme der Vanadinkonzentration der Schlacke mit steigender Temperatur steht im Gegensatz zu den Beobachtungen im Konverter. Der scheinbare Widerspruch findet seine Aufklärung darin, daß bei der einfachen Arbeitsweise mit Frischmitteln die Reaktionen bei weitem nicht bis zum Ende verlaufen. Durch eine Temperatursteigerung werden die Vorgänge beschleunigt und nähern sich daher etwas mehr den zu erwartenden Gleichgewichtskonzentrationen. Die Reaktionen verlaufen so unvollständig, daß der Einfluß des Vanadinegehalts des Roheisens auf den Vanadinegehalt der Schlacke nicht sehr groß ist. Eine Erhöhung des Vanadinegehalts von 0,12 % auf 0,31 % ergab bei normaler Temperatur (1350<sup>o</sup>) Schlacken mit 0,94 bzw. 1,47 % Vanadin. Der Einfluß des Silizium- und Mangangehaltes des Roheisens auf die Vanadinverschlackung ist von F. Eisermann<sup>3)</sup> untersucht worden. Seine Ergebnisse konnten auch bei Ausübung des vorliegenden Verfahrens bestätigt werden. Der Silizium- und der Mangangehalt dürfen einen gewissen Betrag nicht übersteigen, sonst erhält man schlechte Schlacken und erreicht nur ein sehr niedriges Ausbringen. Die weiteren Versuche mit Zusätzen von Sand, Flußspat, Wasserglas, Soda oder Salpeter in verschiedenen Konzentrationen bis zu 5 %

<sup>6)</sup> Reagan, W. J.: Blast Furn. 29 (1941) S. 40/45.

<sup>7)</sup> Alle Temperaturen sind wahre Temperaturen, gemessen mit dem „Bioptix“.

sollten zeigen, ob durch Verflüssigung der Schlacke eine Verbesserung des Verfahrens erzielt werden kann. Trotz schneller Verflüssigung war keine wesentliche Änderung des Reaktionsverlaufes, besonders keine größere Vanadinverschlackung zu erkennen. Auch durch größere Zusätze von festen, heftig wirkenden Sauerstoffträgern, wie Braunstein und Salpeter, konnte das Ausbringen an Vanadin nicht erhöht werden. Schließlich wurde noch versucht, durch Anwendung sehr fein gemahlener Zunders, der in den Gießstrahl gegeben wurde, den Umsatz zu beschleunigen. Einige mit 1 t Roheisen durchgeführte Versuche ließen eine Verbesserung des Ausbringens gegenüber Umsätzen mit grobem Walzzunder erkennen. Die Schlacke schäumte jedoch so stark und die Staubentwicklung war so groß, daß von weiteren Versuchen abgesehen wurde.

Als Gesamtergebnis dieser Frischversuche ist festzustellen, daß die Befunde mit den Schrifttumsangaben über den Reaktionsverlauf übereinstimmen. Mit steigender Temperatur wird das Ausbringen an Vanadin erhöht. Durch Anwendung stärkerer Oxydationsmittel sowie durch Verflüssigen der Schlacke gelingt es nicht, das Verfahren zu verbessern. Sowohl die Reaktionszeit als auch die Berührungsfläche zwischen Metall und Schlacke ist zu klein, um eine auch nur annähernd ausreichende Umsetzung zu erreichen. Es schien daher zunächst wichtig, eine vollständigere Umsetzung durch andere, neue Maßnahmen zu erreichen.

### Versuche mit Steinen aus Walzzunder, die unter die Schmelze getaucht wurden.

Um ein besseres Ausreagieren zu erzwingen, wurde die Reaktionsmasse auf Grund von Ueberlegungen, die weiter unten ausführlich beschrieben werden, in Form gebrannter Steine unter das in einem kleinen Hochfrequenzofen befindliche Metallbad gebracht. Der Walzzunder wurde mit etwas Wasserglas angerührt, um einen Weicheisendraht geformt und bei 700<sup>o</sup> gebrannt. Durch diese Behandlung entstehen Steine, die so fest sind, daß sie die mechanische Beanspruchung beim Tauchen unter das flüssige Roheisen aushalten. Die Masse wog 250 g, das Gewicht der Schmelze betrug 10 kg. Die Reaktion verläuft wie folgt: Nachdem die Luft aus der porigen Masse ausgetreten ist, bilden sich an der Oberfläche des Steines Schlackentröpfchen, die nach oben steigen. Der Vorgang ist mit einer nur geringen Gasentwicklung verbunden und läuft in etwa 2 bis 4 min ruhig zu Ende.

Um einen Vergleich gegenüber dem Pfannenfrischverfahren zu erhalten, wurde das gleiche Eisen, das für den angeführten Versuch gebraucht wurde, mit der gleichen Menge Zunder und bei gleicher Temperatur zur Umsetzung gebracht. Diese Temperatur (wahre Temperatur) entspricht etwa der normalen, im Betrieb ermittelten Roheisentemperatur am Hochofen. Während beim Aufgießen eine Schlacke mit 0,94 % V erhalten wurde, betrug hier der Vanadinegehalt 1,38 %. In einem zweiten Versuch mit Vanadinroheisen (0,3 % V) war der Vanadinegehalt der Schlacke ebenfalls wesentlich höher. Es wurden 2,72 % gegenüber 1,47 % beim bloßen Aufgießen erreicht.

Diese Ergebnisse lassen deutlich erkennen, daß ein wesentlicher Fortschritt erzielt werden kann, wenn man das Frischmittel unter oder in dem Roheisen zur Umsetzung bringt. Die folgenden Untersuchungen sind auf dieser Erkenntnis aufgebaut worden.

### Das Pfannenboden-Reaktionsverfahren.

Bei den ersten Versuchen wurden die aus Walzzunder mit verschiedenen Bindemitteln hergestellten und gebrannten Steine in den Boden einer 200 kg fassenden Pfanne einge-

mauert. Diese etwas umständliche Arbeitsweise konnte jedoch bald verlassen werden, da es sich zeigte, daß man die Masse in der Pfanne selbst einbrennen kann. Zu diesem Zweck wird die entsprechende Menge Frischmittel auf dem Pfannenboden gleichmäßig verteilt, etwas festes gepulvertes Wasserglas aufgegeben und die Masse festgebrannt. Auf diese Weise wurden Pfannen mit 1 t und mit 70 t Fassungsvermögen vorbereitet. Bei den später im Betrieb durchgeführten Versuchen hat sich dann ergeben, daß es genügt, die trockene Mischung auf den Boden zu geben, gleichmäßig zu verteilen und ein Blech auf die Stelle zu legen, die von dem einfallenden Gießstrahl getroffen wird. Das Eisen übernimmt das Brennen der Masse selbst. Durch Aufstreuen von 2 bis 3 kg Wasserglas für 70 t Roheisen wird das Einbrennen erleichtert. Die Herstellung des Pfannenbodens ist demnach denkbar einfach und billig.

Die chemischen Umsetzungen beginnen an der Berührungsfäche zwischen dem Roheisen und dem eingebrannten Frischmittel. Es entsteht eine dünne Schlackenschicht, auf der sich je nach dem Flüssigkeitsgrad kleinere oder größere, etwa 1 bis 2 mm große Tropfen bilden, die durch das Metallbad hindurch an die Oberfläche steigen. Während des Aufsteigens setzt sich die Reaktion zwischen Metallbad und Schlacke fort. Bei Beginn des Aufsteigens enthält das Schlackentropfenchen z. B. mehr Eisen und weniger Kieselsäure als ein Tröpfchen, das schon höher gestiegen ist. Denkt man sich den Vorgang einmal unterbrochen, so hat man ein aus Eisen mit zahlreichen Schlackentropfen bestehendes System vor sich, das in senkrechter Richtung für Roheisen und Schlacke ein gleichgerichtetes Konzentrationsgefälle aufweist. Im unteren Teil der Pfanne gehört zu dem infolge der Abgabe des Vanadins an die Schlacke vanadinärmer gewordenen Roheisen eine Schlacke mit geringerem Vanadinhalt, die sich beim Hochsteigen weiter an Vanadin anreichern kann, da sie immer wieder mit vanadinreicheren Roheisenschichten in Berührung kommt. Infolgedessen kann man hierbei im gewissen Sinne von einem Gegenstromprinzip sprechen, bei dem allerdings nur die Schlackenteilchen in Bewegung sind und an den ruhenden Eisenteilchen vorbeiströmen.

Auch die Schlackenschicht, die sich auf der Oberfläche der Pfanne ansammelt, hat in senkrechter Richtung ein Konzentrationsgefälle. Die zuerst abgeschiedene, meist schnell erstarrende Schlackendecke wird durch die von unten anwachsende neu aufgestiegene Schlacke nach oben gehoben. Sie hat entsprechend dem Fortschreiten der Reaktion eine stetig in senkrechter Richtung veränderte Zusammensetzung, da sie nur an der von aufsteigender Schlacke neu gebildeten Berührungsfäche in chemischem Austausch mit dem Eisen treten kann. Praktisch scheidet sie sehr bald nach dem Erscheinen auf der Oberfläche aus dem Reaktionsgeschehen aus.

Das in einem 1-t-Hochfrequenzofen geschmolzene Roheisen wurde in eine, wie oben näher beschrieben, zugestellte Pfanne gegossen. Die wahre Temperatur betrug, falls nichts anderes vermerkt ist, stets 1350 bis 1370°.

Um die metallurgischen Vorgänge während des Ablaufs der Reaktionen verfolgen zu können, wurde die Schlacke von Zeit zu Zeit abgezogen und gleichzeitig eine Roheisenprobe aus der Pfanne entnommen. Die Probenahme bringt wegen der Konzentrationsgefälle eine erhebliche Unsicherheit in die Ergebnisse, die besonders beim Eisen stark streuen.

Bei den im Betrieb durchgeführten Versuchen mit etwa 50 t Roheisen konnte nicht stufenweise abgeschlackt werden. Die Vorgänge verlaufen dort deshalb etwas anders, weil das

Roheisen verhältnismäßig langsam einläuft und beim Einstürzen noch eine Durchmischung der Schlacke mit dem Eisen stattfindet. Die erste Roheisenprobe wurde aus der Rinne nach der halben Abstichzeit genommen, die zweite, nachdem die Hälfte des Eisens in den Mischer gekippt worden war.

Um die Vorgänge so leiten zu können, daß sie in der zur Verfügung stehenden Zeit zu einer möglichst hochwertigen, d. h. viel Vanadin enthaltenen Schlacke bei gutem Gesamtausbringen führen, mußten die Reaktionen eingehend untersucht und der Einfluß der die Geschwindigkeit regelnden Beimengungen zum Frischmittel untersucht werden. Da der Wert der Vanadinschlacke, falls sie unmittelbar aufbereitet wird, auch noch von der Aufschließbarkeit abhängt, wurde von vornherein darauf hingearbeitet, eine Schlacke mit möglichst geringen Kalk- und Magnesiumgehalten zu erzielen. Durch eine größere Untersuchung konnte festgestellt werden, daß das Chloridröstverfahren, das bei vanadinarmen Schlacken allein angewendet wird, durch diese Oxyde am empfindlichsten gestört wird. Schließt man hochprozentige Schlacke unter Zusatz anderer Aufschlußmittel auf, so stört der Kalkgehalt nicht.

Als Frischmittel wurden in dem Boden der 1-t-Pfanne 35 kg reines Schwedenerz eingebrannt, dem 1,5 kg Sand zugemischt waren. Der Sandzusatz bewirkt, wie noch erwähnt werden wird, ein vollständiges Ausreagieren. In diese Pfanne wurden 700 kg Thomasroheisen von 1350° gegossen. Es bildete sich eine flüssige, nicht schäumende Schlacke, die schnell erstarrte. Beim Abziehen war die oberste Schicht schon fest. Die Ergebnisse sind in den *Bildern 1 bis 4* zusammengestellt.

Bei der Auswertung ist neben der Einschränkung, die sich aus der Unsicherheit der Probenahme des Roheisens ergibt, noch zu beachten, daß die Bilder mit Zeitangaben als Ordinaten keine genauen Isothermen darstellen. Die Temperatur der Schmelze steigt bei Beginn durch die Siliziumverbrennung zunächst etwas an und fällt dann entsprechend der Abkühlung der Pfanne langsam ab. Während dieses Versuches betrug der Temperaturabfall 95°. Bei großen Pfannen ist der Temperaturverlust geringer. Wenn diese Umstände auch die Übertragbarkeit der Ergebnisse auf Betriebsverhältnisse etwas einschränken, so lassen sich doch einige wichtige Schlüsse aus den gefundenen Zahlen herleiten.

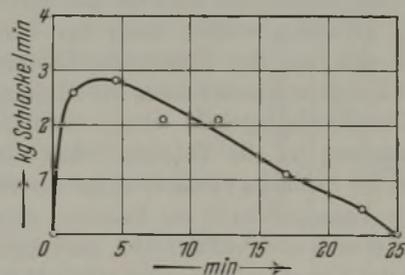


Bild 1. Zeitlicher Verlauf des Umsatzes.

Über den zeitlichen Anfall von Schlacke gibt *Bild 1* Auskunft, in dem die in einer Minute gebildete Schlacke gegen die Reaktionszeit eingetragen ist. Das Ausbringen an Schlacke ist nach 5 min am größten und fällt dann stetig ab. Nach 25 min war der Boden vollständig verschwunden, es erschien nach dem letzten Abschlacken keine neue Schlacke mehr an der Oberfläche.

Für eine Beurteilung der Vorgänge ist die Kenntnis der Frischgeschwindigkeiten der einzelnen Begleitelemente des Eisens von Bedeutung. Zu diesem Zweck wurde aus den Eisenanalysen der zu jedem Zeitpunkt der Schlackenprobenahme für Kohlenstoff, Silizium, Mangan, Phosphor

und Vanadin verbrauchte Sauerstoff, der vom Frischmittel abgegeben wurde, berechnet und gegen die mittleren Zeiten aufgetragen. Diese in Bild 2 eingezeichneten Werte zeigen wiederum den überragenden Einfluß des Siliziums und Mangans auf den Frischvorgang. Der Verlauf der Linien läßt erkennen, daß dieser Einfluß bei etwa 0,02 % Si und 0,2 % Mn (Bild 3) weitgehend zurücktritt. Bei dieser Konzentration ist die Oxydation des Phosphors, die vorher nur gering war, bereits wesentlich geworden.

bzw. dem Kieselsäuregehalt der entstehenden Schlacke abhängt (Bild 5). Die Zunahme des Eisengehaltes dagegen ist nicht nachteilig, wenn die Schlacke zur Herstellung von Vanadinroheisen wieder verhüttet wird.

Die beiden Versuche, deren Ergebnisse in Bild 6 dargestellt sind, wurden mit möglichst ähnlichem Roheisen und mit dem gleichen Frischmittel (30 kg Walzzunder + 1,5 kg Sand) durchgeführt. Das Roheisen hatte beim ersten Versuch 1440°, beim zweiten Versuch 1320°.

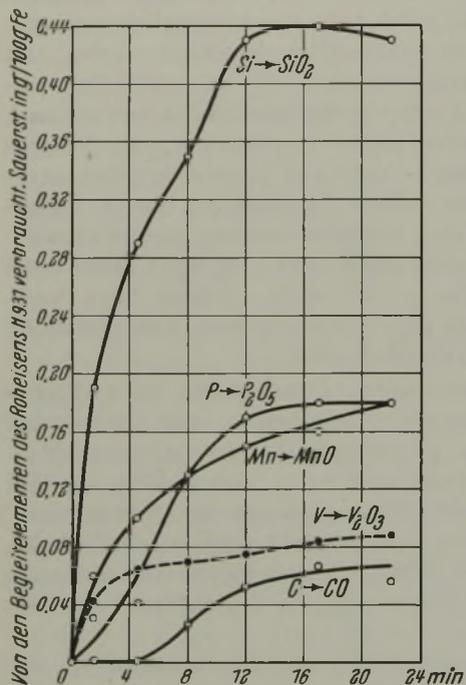


Bild 2. Sauerstoffverbrauch der Begleitelemente in Abhängigkeit von der Zeit.

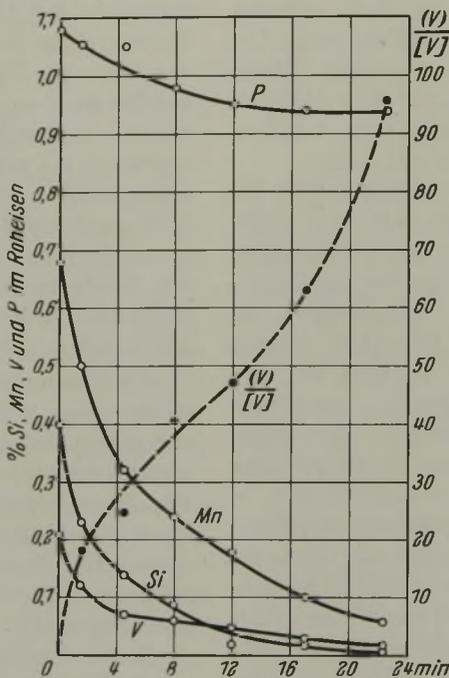


Bild 3. Zeitliche Änderung der Roheisenzusammensetzung.

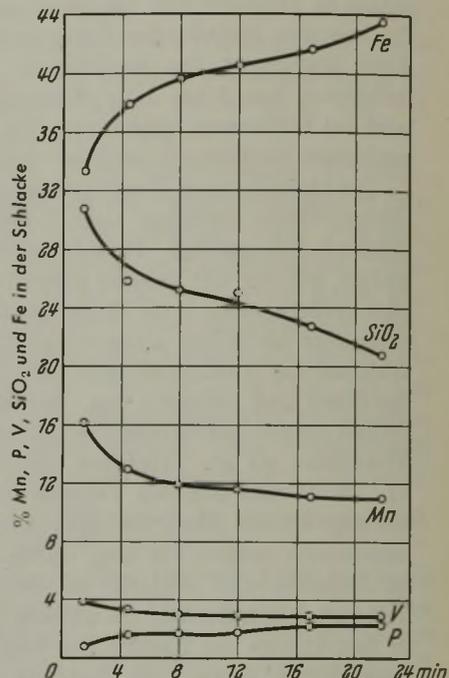


Bild 4. Zeitliche Änderung der Schlackenzusammensetzung.

Der steile Abfall aller Schaulinien (Bild 3) im Anfang dürfte nicht nur auf die allgemeine Gesetzmäßigkeit über das zeitliche Abklingen zurückzuführen sein, sondern auch auf die durch die Siliziumverbrennung verursachte Temperaturerhöhung.

Die Vanadinverbrennung (Bild 3) verläuft im Anfang ebenfalls sehr schnell und geht dann stetig, fast geradlinig weiter. Der steile Anstieg, der auch bei niedrigerer Vanadinkonzentration gefunden wurde, kann nur damit erklärt werden, daß sich an den Berührungsf lächen zwischen Schlacke und Roheisen Zonen bilden, die an Silizium gegenüber dem Durchschnittsgehalt verarmt sind. Von besonderer Bedeutung ist die Tatsache, daß die Vanadinkonzentration der Schlacke (Bild 4) nicht wesentlich sinkt, auch wenn die Vanadinegehalte im Roheisen sehr stark, im vorliegenden Versuch von 0,12 auf 0,02, zurückgehen. Diese Verbesserung des Vanadinausbringens geht aus der in Bild 3 eingezeichneten Linie für die Vanadinverteilung zwischen Schlacke und Metall hervor, die stark ansteigt. Gerade diese Ergebnisse zeigen mit aller Deutlichkeit, daß es möglich ist, durch Frischen mit Eisenoxyden eine Schlacke mit 2 bis 3 % Vanadin zu erhalten, auch wenn der Gehalt des Roheisens an Vanadin unter 0,1 % liegt. Voraussetzung ist nur, daß der Siliziumgehalt nicht größer als 0,3 % ist. Man braucht danach nicht zu befürchten, daß die Vanadinegehalte der Schlacke zurückgehen, wenn man zur Erzielung besserer Ausbeuten zu größeren Mengen an Frischmitteln übergeht. Ein Ansteigen des Phosphorgehaltes muß man dann allerdings in Kauf nehmen, da die Phosphatkonzentration der Schlacke bekanntlich vom Siliziumgehalt des Roheisens

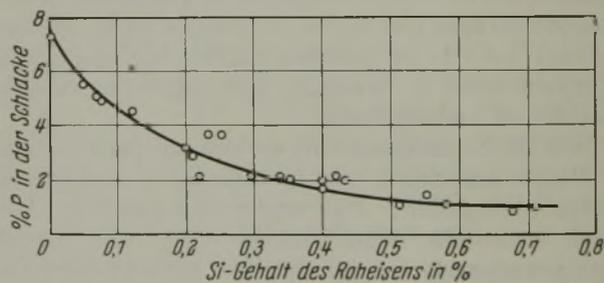


Bild 5. Einfluß des Siliziumgehaltes des Roheisens auf den Phosphorgehalt der Schlacke.

Der äußerlich zu beobachtende Verlauf der beiden Reaktionen war sehr verschieden. Der Umsatz bei 1440° war sehr stürmisch und verlief so schnell, daß erst nach 10 min abgeschlackt werden konnte. Nach dieser Zeit war die Reaktion schon praktisch beendet. Die Schaulinien in Bild 6 wurden daher etwas willkürlich sehr steil gezeichnet. Die Schlacke schäumte stark und enthielt viel Granalien. Es trat eine starke Gasentwicklung und Bildung weißer Stichflammen auf. Im Gegensatz dazu bildete sich bei 1320° eine dünne, nicht schäumende, fast granalienfreie Schlacke. Die Reaktion verlief ebenfalls schnell, aber ruhig, ohne starke Gasentwicklung und Schaumbildung.

Das Vanadinausbringen war bei höherer Temperatur etwas besser, es stieg von 73 auf 83 % an. Die Vanadinegehalte der Schlacken lagen bei höherer Temperatur entsprechend höher. Vergleicht man die Frischvorgänge (Bild 6) der einzelnen Elemente, so erkennt man, daß diese Verbesserung des Vanadinausbringens um 10 % mit einer

Zunahme des Manganabbrandes von 64 auf 85 % und der Siliziumverschlackung von 82 auf 93 % verbunden ist. Man kann also auch auf ein geringeres Vanadinausbringen hinarbeiten, um das Mangan zu schonen.

Um festzustellen, inwieweit das Vanadinausbringen durch den Vanadinegehalt des Roheisens beeinflusst wird, wurden aus den zahlreichen Versuchsergebnissen Schmelzen mit etwa gleichen Mangan- und Siliziumgehalten ausgewählt, die aber im Vanadinegehalt von 0,06 bis 1,45 % schwankten.

Bild 7 gibt die Beziehung zwischen dem Vanadinegehalt eines Thomasroheisens mit etwa 0,5 % Si und 0,6 bis 1 % Mn und dem

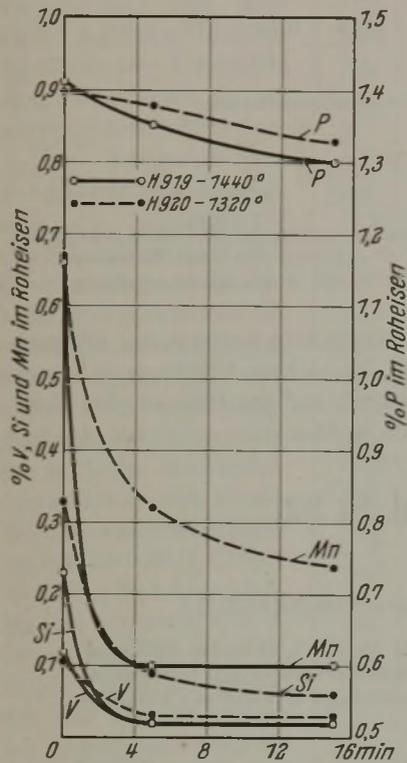


Bild 6. Einfluß der Temperatur auf die Frischgeschwindigkeit der Begleitelemente.

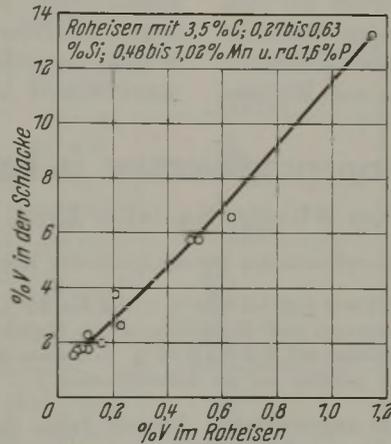


Bild 7. Verteilung des Vanadins zwischen Eisen und Schlacke.

Die Grenzen, in denen die Mangangehalte schwanken, sind zu gering, um einen deutlichen Einfluß des Mangangehaltes im Roheisen auf den Ablauf des Verfahrens zu erkennen. Spätere Versuche an der Hochofenrinne bestätigen ebenfalls die Befunde von Eisermann<sup>3)</sup>, daß ein zu hoher Mangangehalt die gewünschte Vanadinreaktion beeinträchtigt.

Für die Durchführung des Pfannenboden-Reaktionsverfahrens steht nur eine bestimmte Zeit — 1/2 bis 1 h — zur Verfügung. Die Reaktion soll hierbei weder zu schnell noch zu langsam vor sich gehen, da im ersten Fall das Frischmittel bereits aufgebraucht ist, bevor die Pfanne bei einem langsam laufenden Hochofenabstich gefüllt ist, und im zweiten Falle nur ein Teil des Frischmittels ausgenutzt wird. Eine Beeinflussung der Reaktionsgeschwindigkeit durch die Temperatur des Roheisens kann nur in beschränktem Umfange ausgeübt werden, da diese durch die metallurgischen Erfordernisse und die betrieblichen Bedingungen am Hochofen festgelegt ist. Man muß daher versuchen, durch Zusätze zum Walzzunder eine Regelung der Reaktionsgeschwindigkeit zu erreichen. Durch Versuche am

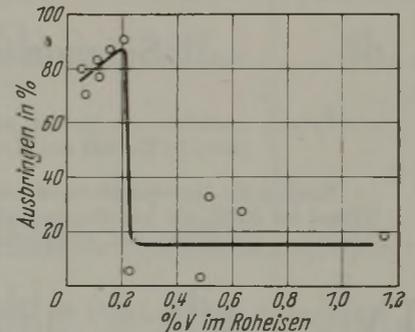


Bild 8. Vanadinausbringen in Abhängigkeit vom Vanadinegehalt des Roheisens.

Vanadinegehalt der beim Frischen mit Eisenoxiden entstehenden Schlacken wieder. Höhere Vanadinkonzentrationen können beim Frischen eines derartigen Thomasroheisens nicht erreicht werden. Die Beziehung gilt nur für Schlacke, die im flüssigen Zustand mit dem Eisen reagiert hat.

Sehr merkwürdig ist die Beziehung zwischen dem Vanadinegehalt des Roheisens und dem Vanadinausbringen (Bild 8). Der steile Abfall der Linie ist nur damit zu erklären, daß die Reaktion von einem bestimmten Vanadinegehalt des Roheisens ab gestört wird. Enthält das Roheisen mehr als 0,2 bis 0,3 % V, so verläuft die Reaktion auch im Anfang sehr langsam und kommt nach wenigen Minuten zum Stillstand. Nach dem Ausgießen des Roheisens aus der Pfanne erkennt man, daß sich auf der Oberfläche des eingebrannten Walzzunders eine hochschmelzende, feste, sehr dichte Schicht gebildet hat, die das Fortschreiten der Reaktion unterbindet. Diese Schicht besteht wahrscheinlich teilweise aus den hochschmelzenden Eisenoxyd-Vanadin-oxyd-Spinellen. Diese Spinelle, deren Entstehen nach F. Körber und W. Oelsen<sup>5)</sup> die Ursache der hohen Vanadinkonzentrationen der Vorblaseschlacke ist, macht die Anwendung des vorliegenden Verfahrens unmöglich, falls es nicht gelingt, diese Schicht zu zerstören.

Aus der Gegenüberstellung der Siliziumgehalte des Roheisens mit den Vanadinegehalten der Schlacken (Bild 9) erkennt man, wie sehr das Verfahren durch zu hohe Siliziumgehalte des Roheisens gestört wird. Die Ergebnisse bestätigen die im Betrieb bei allen Herstellungsverfahren gemachten Beobachtungen.

Hochofen konnte festgestellt werden, daß die Masse nicht vollständig ausreagiert, wenn man reinen Walzzunder anwendet, auch dann nicht, wenn das Eisen heiß ist. Die Reaktion muß demnach in allen Fällen beschleunigt werden. Es wurden folgende Möglichkeiten erprobt: Verflüssigung der Schlacke, Auflockerung der Masse und Vergrößerung der Wärmeleitfähigkeit durch Zusatz zum Frischmittel, wie z. B. Sand, Kokspulver, Eisendrehspäne usw.

Die zahlreichen Versuche, auf die im einzelnen nicht eingegangen werden soll, ergaben, daß alle drei Wege zum Ziele führen. Im Großversuch wurde nur ein Sandzusatz von 3 bis 6 % angewandt, durch den ein genügend schnelles Reagieren bis zum vollständigen Verbrauch der Frischmischung erzielt werden konnte. *Zahlentafel 1* enthält die Ergebnisse zweier Betriebsversuche.

Die Anwendung des Verfahrens im Betrieb macht keine besonderen Schwierigkeiten. Es hat jedoch den einen Nachteil, daß die Gefahr von Explosionen besteht, falls die Frischmasse noch Feuchtigkeit enthält. Hinzu kommt, daß das Abschlacken viel Zeit in Anspruch nimmt, wenn die

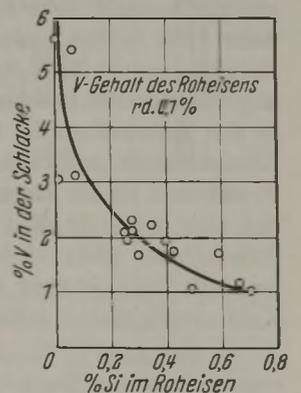


Bild 9. Einfluß des Siliziumgehaltes des Roheisens auf den Vanadinegehalt der Schlacke.

Zahlentafel 1. Ergebnisse von Betriebsversuchen zur Vanadinschlackengewinnung.

Betriebsversuch 1:								Betriebsversuch 2:							
39,1 t Roheisen, 2,2 t Walzzunder, 0,1 t Sand.								45,8 t Roheisen, 2,2 t Walzzunder, 0,1 t Sand.							
Roheisenzusammensetzung:								Roheisenzusammensetzung:							
		C %	Si %	Mn %	P %	S %	V %			C %	Si %	Mn %	P %	S %	V %
Vor	der	3,16	0,40	1,36	2,59	0,067	0,12	Vor	der	3,60	0,32	1,12	1,87	0,125	0,08
Nach	Reaktion	3,12	0,18	0,53	2,39	0,065	0,02	Nach	Reaktion	3,48	0,15	0,48	1,79	0,107	0,02
Abnahme %		13	55	61	7,7	3	83	Abnahme %		3	53	57	4	14	75
Schlackenzusammensetzung:								Schlackenzusammensetzung:							
Fe %	Mn %	SiO <sub>2</sub> %	P %	CaO %	V %	Gewicht t		Fe %	Mn %	SiO <sub>2</sub> %	P %	CaO %	V %	Gewicht t	
28,30	17,58	28,48	1,04	1,90	1,49	1,7		23,80	22,94	26,35	2,37	1,70	2,45	1,5	
Vanadinbilanz: 27,5 kg aus dem Roheisen entfernt 25,4 kg in die Schlacke übergeführt.								73 % des Eisens vom Zunder sind in das Roheisen gegangen. Vanadinbilanz: 39,1 kg V entfernt aus dem Roheisen, 36,8 kg V in die Schlacke übergeführt.							

Schlacke durch zu langes Stehen hart geworden ist. Aus diesen beiden Gründen wurde das im folgenden Abschnitt beschriebene Verfahren entwickelt, das die beiden genannten Schwierigkeiten beseitigt und noch zahlreiche neue Möglich-

keiten bietet. Die bei der Durcharbeitung des Pfannenboden-Reaktionsverfahrens gemachten Erfahrungen können in allen wesentlichen Punkten auf das Rinnenboden-Reaktionsverfahren übertragen werden. [Schluß folgt.]

## Silizium als Legierungselement in Baustahl St 52.

Von Wilhelm Mantel in Riesa.

[Bericht Nr. 581 des Werkstoffausschusses des Vereins Deutscher Eisenhüttenleute im NSBDT.\*)]

(Einfluß der Legierungsbestandteile in Stahl mit 0,12 bis 0,20 % C, 0,4 bis 1,2 % Si, 0,85 bis 1,6 % Mn, bis 0,60 % P und bis 0,5 % Cu auf Zugfestigkeit, Streckgrenze und Bruchdehnung im Walzzustand. Schweißversuche mit verschiedenartigen handelsüblichen Elektroden und Stählen mit 0,4 bis 0,95 % Si zeigten keinen nachteiligen Einfluß des Siliziumgehaltes auf die Schweißbarkeit.)

Das von E. Boßhardt<sup>1)</sup> im Jahre 1925 angemeldete Verfahren zur Erzeugung von Siliziumbaustahl hat den Anstoß zur Entwicklung hochfester Baustähle gegeben, die uns heute unter der Sammelbezeichnung St 52 geläufig sind. Der Siliziumbaustahl selbst wurde jedoch bei der weiteren Entwicklung in den Hintergrund gedrängt, wobei ein altes Vorurteil, das gegen Silizium als Legierungselement bestand, diese Entwicklung noch unterstützte. Als dann 1936 infolge einiger Schadensfälle an geschweißten Brücken aus St 52<sup>2)</sup> die Vereinheitlichung dieses Stahles angestrebt wurde, ließ man den Siliziumbaustahl ganz fallen; in den Vorschriften der Deutschen Reichsbahn<sup>3)</sup> wurde der Siliziumgehalt auf höchstens 0,50 % beschränkt. Dieser Prozentsatz ist für einen Baustahl recht beträchtlich, ließ sich aber bei St 52 nicht vermeiden, da sonst die geforderte Streckgrenze nicht eingehalten werden konnte und weil man mit Rücksicht auf die Aufhärtung eine Erhöhung des Kohlenstoffgehaltes nicht wünschte. Die Entwicklung der

letzten Jahre hat wieder zu einer gewissen Auflockerung der einschränkenden Bedingungen für den Siliziumgehalt geführt. Wenn auch diese Lockerung vielleicht nicht als endgültig gelten kann, so wird durch sie doch Silizium als Legierungselement wieder in die Entwicklung eingeschaltet, in der es nach Erachten des Verfassers noch Fortschritte ermöglichen kann.

Abgesehen von der Frage der Schweißbarkeit wird dem Siliziumbaustahl Neigung zu starker Lunkerbildung und zu Oberflächenfehlern nachgesagt. Es wird außerdem behauptet, daß bei Siliziumstahl der Verwalzungsgrad die Festigkeitseigenschaften ganz besonders beeinflußt und daß er erhöhte Rostneigung zeige. Wenn man diese Einwände im Schrifttum verfolgt, so gehen sie hauptsächlich auf einen Bericht von C. Wallmann<sup>4)</sup> zurück, dessen Feststellungen nach unseren heutigen Erfahrungen einer kritischen Betrachtung nicht mehr standhalten können. Vielmehr erscheint es so, als ob Wallmann ganz allgemein den Unterschied zwischen siliziertem und unsiliziertem Stahl herausgestellt hätte, nicht aber den zwischen einem gewöhnlichen mit Silizium beruhigten Stahl mit höchstens 0,50 % Si und Siliziumbaustahl mit etwa bis 1,2 % Si.

Die Neigung zu Lunkerbildung ist bei beruhigten Stählen stets vorhanden. Es hat sich jedoch nach unseren Erfahrungen nicht bestätigt, daß Stähle mit Siliziumgehalt bis 1,2 % bei entsprechend hohem Mangangehalt mehr zur Lunkerbildung neigen als solche mit 0,4 bis 0,5 % Si. Vielmehr ist die Lunkerbildung an Blöcken fast ausschließlich von der Art des Vergießens und bei Gespannguß von der richtigen Abmessung der Durchläufe und Trichter abhängig. Bei Gespannguß von silizierten Stählen bildet sich

\* ) Erstattet in gemeinsamen Sitzungen des Unterausschusses für Schweißbarkeit und des Elektrodenverbandes, e. V., am 21. Januar und 28. Juni 1941. — Sonderdrucke sind vom Verlag Stahl Eisen m. b. H., Düsseldorf, Postschließfach 664, zu beziehen.

<sup>1)</sup> DRP. 486 956 vom 5. Juli 1925 (Zus.-Pat. 398 208 vom 26. Oktober 1923).

<sup>2)</sup> Grosse, W.: Stahl u. Eisen 60 (1940) S. 441/53 u. 543/50 (Werkstoffaussch. 499). Kommerell, O.: Stahlbau 11 (1938) S. 49/54; vgl. Stahl u. Eisen 58 (1938) S. 1008. Bautechn. 17 (1939) S. 161/63 u. 218/21; vgl. Schweizer Arch. angew. wiss. Techn. 5 (1939) S. 89/106. Kühnel, R.: Stahl u. Eisen 60 (1940) S. 381/90 u. 405/12 (Werkstoffaussch. 496). Schaper, G.: Bautechn. 16 (1938) S. 649/55; 18 (1940) S. 3/7, 37/40 u. 109/10; Reichsbahn 15 (1939) S. 732/66.

<sup>3)</sup> Technische Lieferbedingungen der Deutschen Reichsbahn für Baustahl St 52 und Nietstahl St 44. Drucksache 918 156 vom Januar 1937.

<sup>4)</sup> Stahl u. Eisen 48 (1928) S. 817/21.

schon kurz nach dem Angießen auf der Oberfläche ein fester Deckel, der bei nicht sachgemäßem Vergießen und nicht sachgemäßer Kokillenvorbehandlung an der Kokillienwand anklebt, überflutet wird und zu Steineinschlüssen und Porenbildung Anlaß gibt. Abgesehen davon, daß dem Stahlwerker heute Hilfsmittel zur Verfügung stehen, diese Oberflächenfehler zu vermeiden, ist bei Einhaltung der richtigen Gießtemperatur bei hauptsächlich mit Silizium legierten Stählen keine stärkere Deckelbildung zu erwarten als bei gewöhnlichen St-52-Arten.

Der Verwalzungsgrad beeinflußt natürlich auch die Eigenschaften von Siliziumbaustahl. Wir konnten aber auch hier keine für den Siliziumstahl besonders ungünstig liegenden Verhältnisse feststellen. Vom Verwalzungsgrad wird wohl hauptsächlich auch das Streckgrenzenverhältnis beeinflußt. Wir haben dies bei Stählen mit 0,12 bis 0,20 % C, 0,40 bis 1,20 % Si, 1,0 bis 1,6 % Mn und höchstens 0,35 % Cu nachgeprüft (Bild 1: Stähle 1 bis 8) und gefunden, daß die Streuungen des Streckgrenzenverhältnisses nicht vom Siliziumgehalt abhängen.

Die Rostneigung gewöhnlicher schwachlegierter Stähle an der Atmosphäre ist noch zu wenig erforscht, um die Güte der jeweiligen Legierung allgemeingültig beurteilen zu können. Immerhin glaubt man bisher herausgefunden zu haben, daß ein geringer Kupfergehalt beständigkeits erhöhend wirkt. Dies gilt nun aber auch für den mit Silizium legierten Stahl<sup>5)</sup>.

Allgemein ist festzustellen, daß der Siliziumbaustahl wie jeder andere hochwertige Baustahl mit besonderer Sorgfalt erschmolzen und verwalzt werden muß. Es hat sich in unserem Betriebe nicht bestätigt, daß die hauptsächlich mit Silizium legierten Stähle besondere Schwierigkeiten machen, wie das nach Wallmann anzunehmen ist. Andererseits steht fest, daß Stähle mit 0,8 bis 1 % Si bei genügend hohen Mangangehalten bemerkenswert gute Festigkeitseigenschaften aufweisen, wie sie schwerlich von anderen praktisch in Betracht kommenden Legierungsmöglichkeiten in gewaltem oder normalgeglühtem Zustand erreicht werden können.

Der Einfluß des Siliziumgehaltes auf die Eigenschaften des Stahles ist wohl aus zahlreichen früheren Untersuchungen bekannt<sup>6)7)</sup>. Immerhin erschien es uns lohnend, die bei uns in der laufenden Erzeugung anfallenden Festigkeitswerte in Abhängigkeit von der Zusammensetzung grobzahlmäßig auszuwerten, um hierdurch

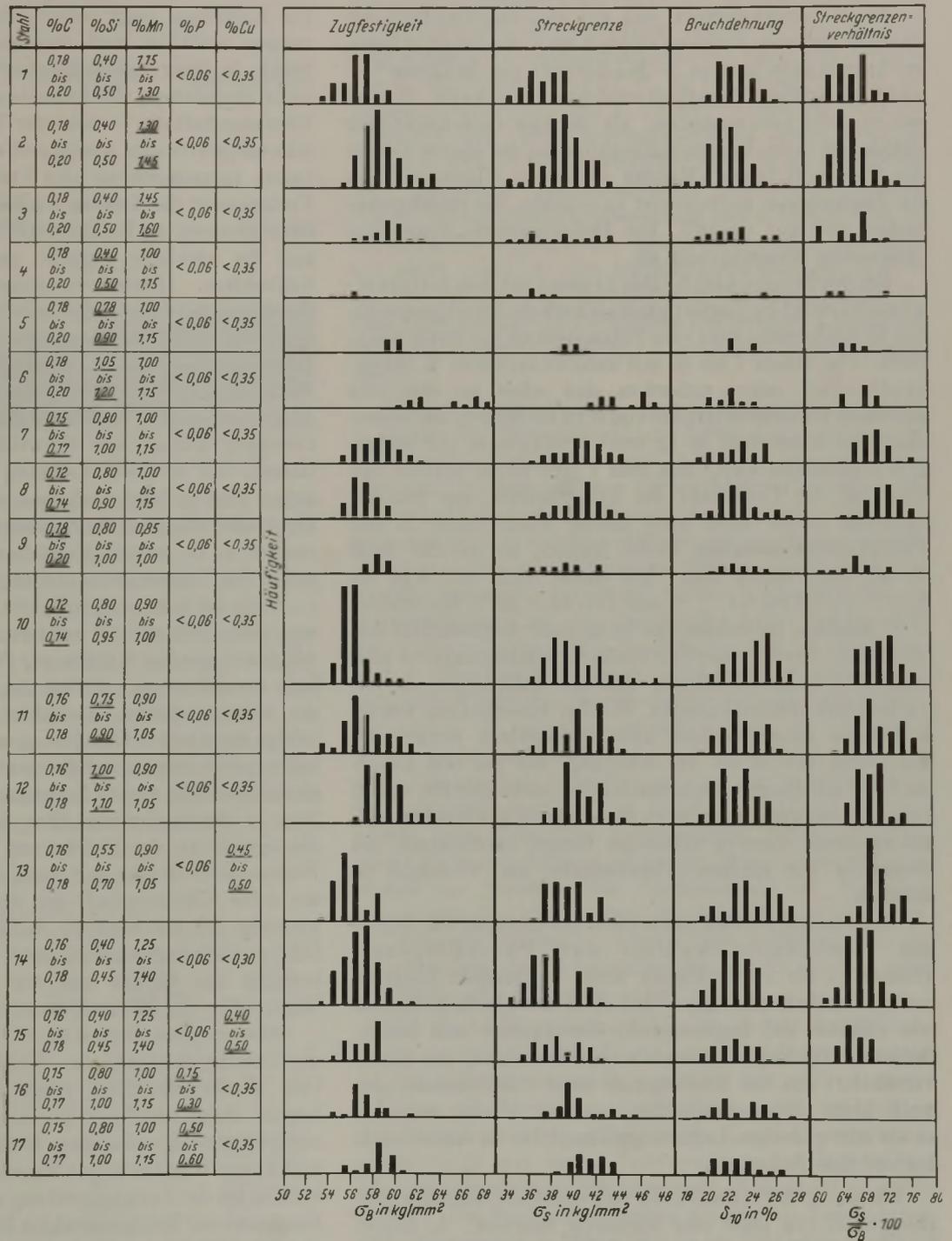


Bild 1. Grobzahlmäßige Auswertung der Festigkeitseigenschaften von verschieden zusammengesetztem Stahl St 52.

vor allem die Grenzen der im Walzzustand erreichbaren Festigkeitswerte für die einzelnen Legierungen zu finden. Es boten sich hierfür sehr umfangreiche Unterlagen, da in unserem Werk der Baustahl St 52 im Laufe der Jahre nach den unterschiedlichsten Analysenvorschriften erschmolzen

<sup>5)</sup> Schulz, E. H.: Gießereiztg. 23 (1926) S. 615/22; vgl. Stahl u. Eisen 46 (1926) S. 493/503 u. 880. Wilhelm, H., und J. Reschka: Arch. Eisenhüttenw. 12 (1938/39) S. 607/12.

<sup>7)</sup> Bischof, W.: Arch. Eisenhüttenw. 13 (1939/40) S. 519/30 (Werkstoffaussch. 502). Bain, E. C., und F. T. Llewellyn: Proc. Amer. Soc. civ. Engrs. 62 (1936) I, S. 1184/1200.

worden ist. Die Ergebnisse für Zugfestigkeit, Streckgrenze, Streckgrenzenverhältnis und Bruchdehnung sind in *Bild 1* wiedergegeben. Für alle Auswertungen wurden, soweit nicht anders vermerkt, nur Schmelzen berücksichtigt, die mittlere Phosphor- und Schwefelgehalte aufwiesen und deren Kupfergehalte innerhalb der Grenzen lagen, die der Kupferverunreinigung des Schrottes entsprechen.

Es ist bemerkenswert, daß mit den hauptsächlich mit Mangan legierten Stählen (Stähle 1 bis 3) die für St 52 kennzeichnende Streckgrenze — Mindestwert von  $36 \text{ kg/mm}^2$  — nicht mit völliger Sicherheit erreicht werden kann. Dies ist um so mehr hervorzuheben, als die hier berücksichtigten Stähle mit ihren Kohlenstoffgehalten an der oberen Grenze der Vorschrift liegen. Mangan scheint im allgemeinen nur die Zugfestigkeit nennenswert zu erhöhen, die Streckgrenze ändert sich nur wenig<sup>7)</sup>. Die Dehnungswerte sinken mit steigendem Mangangehalt ab.

Bei den Stählen 4 bis 6 (*Bild 1*) steigt mit dem Siliziumgehalt sowohl die Zugfestigkeit als auch die Streckgrenze an. Die Bruchdehnung wird vom Siliziumgehalt nur wenig beeinflußt. Die Stähle 7 bis 10 mit unterschiedlichem Kohlenstoffgehalt zeigen außerdem, daß selbst bei dem sehr niedrigen Kohlenstoffgehalt von 0,12 bis 0,14 % die Forderung von mindestens  $36 \text{ kg/mm}^2$  Streckgrenze mit Sicherheit eingehalten wird. Aus *Bild 1* geht ferner hervor, daß man auf der Grundlage der hauptsächlich mit Silizium legierten Stähle auch noch höhere Forderungen in den Festigkeitseigenschaften stellen könnte, als sie für Stahl St 52 heute üblich sind. Bei einem Stahl mit 0,48 bis 0,20 % C, 0,9 bis 1,1 % Si und 1,05 bis 1,25 % Mn wäre es z. B. möglich, bei mindestens  $58 \text{ kg/mm}^2$  Zugfestigkeit und  $40 \text{ kg/mm}^2$  Streckgrenze eine Mindestbruchdehnung ( $L=10 d$ ) von 20 % zu gewährleisten. Auf alle Fälle liegen die mit vorwiegend siliziumlegierten Stählen erreichbaren Festigkeitswerte mit Sicherheit über der unteren Grenze der Forderung für St 52, ein Umstand, der bei den hauptsächlich mit Mangan legierten Stählen nicht zutrifft, so daß man dort gezwungen ist, auch die Wirkung des Kohlenstoffs bis zu seiner obersten zulässigen Grenze auszunutzen, um besonders bei starken Abmessungen die Vorschrift zu erfüllen.

Bemerkenswert sind auch die Auswertungen für Stähle mit verschiedenem Kupfer- und Phosphorgehalt (Stähle 13 bis 17)<sup>8)</sup>. Kupfer wirkt in geringen Zusätzen außerordentlich günstig, es hat etwa den gleichen Einfluß wie Silizium auf Zugfestigkeit, Streckgrenze und Bruchdehnung. Da Kupfer außerdem die Rostneigung der Stähle vermindert und der Kupfergehalt beim Umschmelzen, also auch beim Autogenschweißen erhalten bleibt, erscheint es als sehr günstiges Legierungselement für zu schweißende hochwertige Baustähle.

Für die Schweißbarkeit von Stahl hat man den Siliziumgehalt von jeher sehr ungünstig beurteilt. A. Ledebur<sup>9)</sup> verwirft für unlegierten Stahl, der schweißbar sein soll, den Siliziumzusatz ganz. H. I. Lewenz<sup>10)</sup> glaubt, daß schon 0,1 % Si die Schweißbarkeit eines Stahles verderben könne. R. A. Hadfield<sup>9)</sup> betrachtet 0,2 % Si als oberste zulässige Grenze. Demgegenüber haben F. Rapatz

und F. Schütz<sup>11)</sup> bis 0,7 % Si keinen verschlechternden Einfluß auf die Schweiß Eigenschaften gefunden, und H. Grahl<sup>12)</sup> hat nachgewiesen, daß sich Stähle mit Siliziumgehalten bis 1,35 % mit gutem Erfolg verschweißen lassen.

Bei der Feuerschweißung läßt sich uniliziierter Stahl unzweifelhaft mit größerer Sicherheit verarbeiten als silizierter Stahl, bei dem immer einmal Fehlschläge eintreten. Die Erfahrung zeigt jedoch, daß stets nur Einzelschmelzungen ausfallen und einwandfrei hergestellte silizierte Stähle in ihrer Schweißbarkeit den unilizierten Stählen nicht nachstehen. Es kann aus diesem Grunde nicht der Siliziumgehalt die Ursache der Verschlechterung der Feuerschweißbarkeit sein, sondern offenbar ein mit dem Siliziumzusatz zusammenhängender Umstand. Nach Erachten des Verfassers ist die Neigung schwachsilizierter Stähle zu Oberflächenfehlern, zu Randblasigkeit und zu Oberflächenporigkeit die wirkliche Ursache der vielfach vorkommenden Fehlschläge. Hierbei verhindern wahrscheinlich örtliche Oxydanreicherungen, die bereits in der Blockoberfläche, vor allem in der Umgebung offener Poren auftreten, und die Verbrennungen poriger Oberflächen beim Vorwärmen im Walzwerksofen eine einwandfreie Verschweißung. Geringe Aluminiumzusätze und eine allgemein gute Desoxydation vermögen deshalb die Schweißbarkeit günstig zu beeinflussen. Die in dieser Richtung gesammelten Erfahrungen haben dazu geführt, daß man heute auch bei schwierigen Feuerschweißungen ohne Bedenken silizierte Stähle verwendet, z. B. bei der Herstellung geschmiedeter Umkehrenden für Ueberhitzerelemente.

Auch auf dem Gebiete der Schmelzschweißung stand man lange Zeit und oft auf Grund alter Vorurteile den mit Silizium legierten Stählen mit Mißtrauen gegenüber. Vielfach versuchte man hierbei die verschlechternde Wirkung der Siliziumzusätze an Stählen zu veranschaulichen, die infolge ihres hohen Gehaltes an anderen Legierungsbestandteilen nicht mehr als Siliziumstähle gelten konnten. Bemerkenswert in diesem Zusammenhang ist auch die Wandlung in der Auffassung über die Ursachen der Schäden, die damals an der Brücke am Bahnhof Zoo und an der Rüdersdorfer Brücke auftraten. Anfangs glaubte man, daß der hohe Siliziumgehalt der Stähle mit einer der Hauptursachen für die Schäden darstellte. Aus den veröffentlichten Untersuchungen<sup>2)</sup> geht jedoch klar hervor, daß lediglich das Gefüge und der Verarbeitungszustand der Walzprofile die Rißerscheinungen verursachten.

Wie wenig verformungslos eintretende Risse von der Zusammensetzung des Stahles abhängen als vielmehr vom Werkstoffzustand, möge der folgende Schadensfall zeigen. Beim Anschweißen eines der gewölbten Böden an einen wassergasgeschweißten Behälterschuß von rd. 3 m Dmr. und 45 mm Wanddicke aus Kesselblechstahl mit rd. 0,45 % C wurden bei der Zwischenprüfung der halbfertig geschweißten Rundnaht mit Röntgenstrahlen Risse festgestellt, die parallel zur Schweißnaht im Grundwerkstoff des Schusses verliefen (*Bild 2*). Ihren Ausgang nahmen diese Risse in der Nähe der Wassergasschweißnähte. Noch während der Röntgenuntersuchung war einer der Risse mit lautem Knall durch Dreiviertel der Breite eines der Blechsüsse durchgesprungen. *Bild 3* zeigt den Verlauf eines solchen Risses in einem 50 mm breiten Ringabschnitt. In der Nähe der gerissenen Stellen traten außergewöhnliche Härteanstiege auf, verbunden mit einem ungewöhnlichen Abfall der Kerbschlagzähigkeit, die hier unter  $1 \text{ mkg/cm}^2$  lag. Wie nach-

<sup>8)</sup> Ristow, A., K. Daeves und E. H. Schulz: Stahl u. Eisen 56 (1936) S. 889/99 u. 921/30 (Stahlw.-Aussch. 314 u. Werkstoffaussch. 347). Jones, J. A.: J. Iron Steel Inst. 135 (1937) S. 113/60; vgl. Stahl u. Eisen 57 (1937) S. 665/66. Houdremont, E., H. Bennek und H. Neumeister: Arch. Eisenhüttenw. 13 (1939/40) S. 137/48 (Werkstoffaussch. 476).

<sup>9)</sup> Oberhoffer, P.: Das technische Eisen. 3. Aufl. von W. Eilender und H. Esser. Berlin 1936. S. 81.

<sup>10)</sup> Electric Arc Welding Practice. London 1936.

<sup>11)</sup> Stahl u. Eisen 58 (1938) S. 378/81 (Werkstoffaussch. 409).

<sup>12)</sup> Arch. Eisenhüttenw. 4 (1930/31) S. 593/600 (Werkstoffaussch. 173).

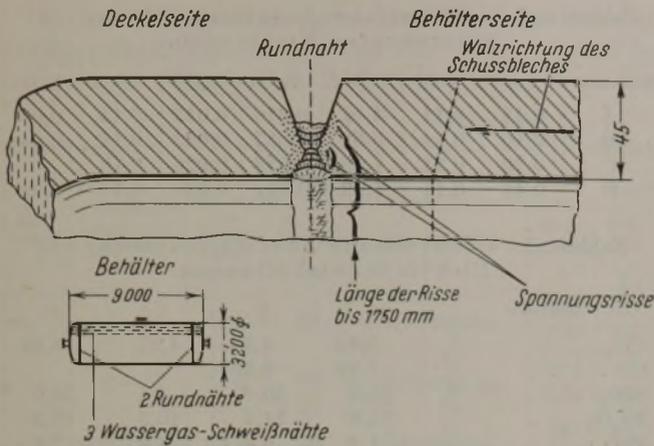


Bild 2. Verformungslos eingetretener Bruch an einem Behälter.

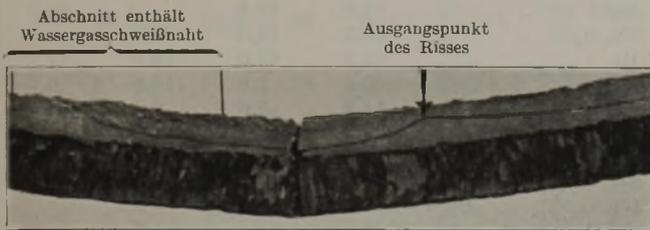


Bild 3. Verlauf des Risses in einem Ringabschnitt.

gewiesen werden konnte, waren die Schüsse zu kalt fertiggerundet worden, wodurch besonders die Enden eine Quetschung erfuhren, was an den stark verformten Teilen in der Nähe der Wassergasschweißstellen zu unerwünschten hohen Kaltverfestigungen führte. Wahrscheinlich erstreckte sich die Verarbeitung bis in das Gebiet der Blauwärme hinein, wodurch eine zusätzliche Versprödung verursacht wurde, die dann den verformungslosen Bruch im Blech beim Schweißen begünstigte. Die Schweißung ließ sich einwandfrei durchführen, nachdem das Ende des Behälterschusses so weit abgeschnitten war, wie sich die Hauptverfestigungserscheinung erstreckte. *Zahlentafel 1* gibt eine Uebersicht über die Zusammensetzung des Blechwerkstoffs der Schüsse und *Zahlentafel 2* über die Festigkeitseigenschaften im versprödeten und normalgeglühten Zustand.

Zahlentafel 1.

Chemische Zusammensetzung des Behälterblechs.

Blech	% C	% Si	% Mn	% P	% S
1	0,18	0,24	0,79	0,042	0,038
2	0,19	0,23	0,86	0,053	0,042
3	0,13	0,24	0,81	0,043	0,036

Zahlentafel 2. Festigkeitseigenschaften des Stahles an der Bruchstelle.

Zustand	Versprödet	Normalgeglüht (½ h bei 910°)
Streckgrenze in kg/mm <sup>2</sup>	54	30,5
Zugfestigkeit in kg/mm <sup>2</sup>	61,3 <sup>1)</sup>	48,8
Bruchdehnung (L = 5 d) in %	16	32
Einschnürung in %	53,7	62,7
Kerbschlagzähigkeit <sup>2)</sup> in mkg/cm <sup>2</sup>	1,0; 0,7; 0,6 <sup>3)</sup>	10,8; 11,4; 10,3

<sup>1)</sup> Aus der Härte 66 und 71 kg/mm<sup>2</sup> errechnet. — <sup>2)</sup> Probe von 10 × 10 × 55 mm<sup>3</sup> mit 3 mm tiefem Rundkerb von 2 mm Dmr. — <sup>3)</sup> In der Mitte des Behälterschusses wurde im Anlieferungszustand die Kerbschlagzähigkeit zu 11,0, 11,4 und 7,8 mkg/cm<sup>2</sup> gefunden.

Einen ganz ähnlichen Fall eines verformungslosen Bruches konnte der Verfasser an einem geschweißten kalt gerollten Dynamogehäuse aus Kesselblechstahl mit 0,10 % C feststellen. Auch in diesem Falle konnten Versprödungserscheinungen in Bruchnähe beobachtet werden,

die offensichtlich durch die Anlaßwirkung der Schweißhitze im kalt verformten Werkstoff ausgelöst wurden.

Nach Ansicht des Verfassers wird Schweißrißempfindlichkeit weniger von der Zusammensetzung als vielmehr durch die Neigung der Stähle zu Blausprödigkeit verursacht. Diese Auffassung steht im Einklang mit den Untersuchungsergebnissen von E. Houdremont und H. Schrader<sup>13)</sup>, die feststellten, daß alterungsunempfindliche Stähle auch schweißunempfindlich sind. Die Arbeiten von P. Bardenheuer und W. Bottenberg<sup>14)</sup> sowie besonders W. Eilender und R. Pribyl<sup>15)</sup> über das Schweißverhalten von Chrom-Molybdän-Stählen lassen ebenfalls erkennen, daß die Schweißrissigkeit nicht an die Einhaltung einer besonderen Zusammensetzung gebunden ist, sondern von der metallurgischen Behandlung und besonders von der Desoxydation abhängt. Die gute Desoxydation aber kann vor allem auch bei den hochsilizierten Stählen erreicht werden, bei denen bei einwandfreier Erschmelzungsart der hohe Siliziumzusatz in Verbindung mit geringen Aluminiumzugaben äußerst günstige Desoxydationsbedingungen schafft.

Einer der Haupteinwände gegen den hohen Siliziumgehalt in Stählen für Schweißzwecke ist ferner der Umstand, daß Silizium beim Schweißen unter Luftzutritt fast vollständig abbrennt. Hierauf hat man zurückzuführen versucht, daß Stähle mit hohem Siliziumgehalt, wie das von C. Stieler<sup>16)</sup> gefunden wird, in Kehlnahtschweißungen mehr zu Schweißrissigkeit neigen als siliziumarme Stähle. In einer späteren Veröffentlichung<sup>17)</sup> hat Stieler jedoch festgestellt, daß die Schweißrissigkeit in der Hauptsache eine Angelegenheit der Elektrode ist; und die Arbeiten von H. Wilhelm und J. Reschka<sup>18)</sup> haben erwiesen, daß bei Verwendung geeigneter Elektroden die Schweißrissigkeit auch bei Stählen mit 1,02 % Si vermieden werden kann. Der Fortschritt in der Elektrodenherstellung muß aber ohnehin bei den rasch wachsenden Anforderungen an die Schweißtechnik berücksichtigt werden. Der hohe Abbrand an Silizium könnte beim Schweißen hochsilizierter Stähle außerdem noch infolge der Bildung zu großer Mengen von Siliziumdioxid zur Erhöhung der Zähflüssigkeit der Schlacken führen, was eine Ausscheidung der Schlacken aus der flüssigen Schweiße erschweren würde. Dies müßte sich auf die Eigenschaften der Schweißübergänge und auf die Güte des Einbrandes ungünstig auswirken.

Um die Einflüsse festzustellen, die sowohl der Siliziumgehalt des Grundwerkstoffs als auch die Zusammensetzung der Schweißelektrode ausüben, wurden Schweißversuche mit vier verschiedenen, handelsüblich stark umhüllten Schweißelektroden (*Zahlentafeln 3 und 4*) an normalgeglühtem 30 mm dicken Universaleisen aus drei Stählen mit unterschiedlichem Siliziumgehalt (*Zahlentafel 5*) durchgeführt. Die Probeschweißungen wurden als Verbindungsschweißungen mit V-Nähten mit 55 bis 60° Oeffnungswinkel vorgenommen. Nach einseitiger Fertigstellung der Naht wurde an der Wurzelseite ausgekreuzt und nachgeschweißt. Eine Wärmebehandlung nach dem Schweißen fand nicht statt. Die Zugfestigkeit der Schweißungen wurde nach

<sup>13)</sup> Stahl u. Eisen 56 (1936) S. 1412/22 (Werkstoffaussch. 358).

<sup>14)</sup> Arch. Eisenhüttenw. 11 (1937/38) S. 375/83 (Werkstoffaussch. 396).

<sup>15)</sup> Arch. Eisenhüttenw. 11 (1937/38) S. 443/48 (Werkstoffaussch. 403).

<sup>16)</sup> Elektroschweißg. 8 (1937) S. 181/84 u. 212/14.

<sup>17)</sup> Stahl u. Eisen 58 (1938) S. 346/50 (Werkstoffaussch. 408) u. 430/31.

<sup>18)</sup> Arch. Eisenhüttenw. 12 (1938/39) S. 607/12.

DIN-Vornorm DVM-Prüfverfahren A 120 ermittelt. Die Biegeproben wurden unter erschwerten Bedingungen geprüft, wobei das Biegen bei abgearbeiteter Schweißraupe um einen Dorn von 2 a Durchmesser erfolgte. Außerdem wurde die Kerbzähigkeit in den Schweißübergängen nach Bild 4 bestimmt. Zahlentafel 6 enthält die Versuchsergebnisse für die verschiedenen Werkstoffzusammenstellungen.

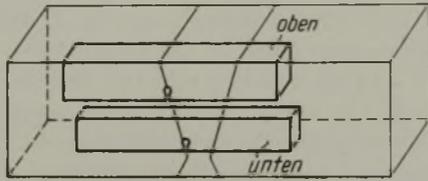


Bild 4. Entnahme der Kerbschlagproben.

Mit allen drei Elektroden wurden sehr gute Zugfestigkeits- und Bruchdehnungswerte erzielt. Die Schweißen der Elektroden A und C sind etwas härter als die der Elektrode B. Der Bruch trat bei Elektrode A und B in den Schweißübergängen ein, wobei ein Einfluß des Siliziumgehaltes auf die Bruchlage in den paarweisen Grundwerkstoff-Zusammenstellungen mit unterschiedlichem Siliziumgehalt nicht zu erkennen ist. Bei den Biegeproben der Elektroden A und B wurden mit wenigen Ausnahmen 180° Biegewinkel und sehr gute Dehnungswerte erzielt. Bei Elektrode C gingen die Proben I—III und III—III bereits zwischen 70 und 90° zu Bruch. Es war von vornherein zu vermuten, daß diese Elektrode infolge ihrer Zusammensetzung weniger zähe Schweißungen ergibt. Der Zusammenhang der Schweißschwierigkeit mit dem Siliziumgehalt ist nur ein scheinbarer, da bei der Zusammenstellung I—III die Brüche im Uebergang zu dem Grundwerkstoff I erfolgt sind.

Die Kerbzähigkeitswerte bei Elektrode A sind in den oberen Schweißlagen bei allen drei Stählen etwa gleich. In den unteren Schweißlagen fallen sie allgemein stark ab; dies scheint beim Stahl III mit hohem Siliziumgehalt etwas mehr als beim siliziumarmen Stahl I der Fall zu sein. Bei der Elektrode C ist der gleiche Abfall der Kerbschlagzähigkeitswerte in den unteren Schweißlagen erkennbar. Eine Abhängigkeit von den einzelnen Grundwerkstoffen ist hier jedoch nicht deutlich. Auch bei der Elektrode B zeigt sich ein geringer Abfall der Werte in den unteren Schweißlagen. Mit ihr wurden aber allgemein ganz hervorragende Kerbschlagzähigkeitswerte erzielt. Die Werte für die Stähle mit höherem Siliziumgehalt scheinen hier sogar besser zu sein als für den Stahl I.

Die Versuche mit den Werkstoffzusammenstellungen Ia—Ia, III—III und Ia—III (Zahlentafel 6) sollten nur die vorherigen Ergebnisse bestätigen. Auch hier zeigt sich die Ueberlegenheit der Elektrode B in den Biege- und Kerbschlagzähigkeitswerten. Während bei der Elektrode B von zehn Biegeproben nur eine frühzeitig versagte, gingen von neun Biegeproben, die mit der Elektrode A geschweißt waren, fünf vorzeitig zu Bruch. Besonders versagte die Zusammenstellung Ia—III, wobei aber der Bruch in zwei von drei Fällen in Schweißübergang Ia erfolgte. Das Versagen ist also nicht durch den höheren Siliziumgehalt verursacht. Die Kerbschlagzähigkeitswerte sind bei diesem Versuch für die Elektrode A etwas besser. Vor allem ist der Abfall der

Zahlentafel 3. Chemische Zusammensetzung der untersuchten Elektroden.

Elektrode	% C	% Si	% Mn	% P	% S	% Cu	% Cr
A	0,11	0,11	1,52	0,010	0,012	0,14	0,06
B	0,10	0,11	0,69	0,017	0,022	0,11	0,04
C	0,20	0,23	1,48	0,023	0,026	0,16	
D	0,12	0,11	1,63	0,012	0,010	0,12	0,04

Zahlentafel 4. Chemische Zusammensetzung der Elektrodenumhüllungen.

Elektrode	A	B	C	D
CO <sub>2</sub> . . . . . %	5,40	8,36	4,97	5,35
C . . . . . %	2,82	0,69		
SiO <sub>2</sub> . . . . . %	28,3	30,4	4,1	26,9
Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub> . . . . . %	15,8	14,4	10,3	13,2
FeO . . . . . %	1,2	6,4	4,2	2,2
Fe . . . . . %	11,8	15,0	10,4	11,7
MnO . . . . . %	17,0	16,8		22,0
Mn <sub>3</sub> O <sub>4</sub> . . . . . %	18,3	19,0	26,3	
Mn . . . . . %	13,2	13,0	19,0	17,7
CaO . . . . . %	5,8	2,8	18,0	6,7
Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> . . . . . %	14,2	15,0	0,6	6,6
MgO . . . . . %	5,6	6,2	1,0	4,4
P <sub>2</sub> O <sub>5</sub> . . . . . %	0,11	0,14	0,22	0,07
SO <sub>3</sub> . . . . . %	—	—	—	0,19
BaCO <sub>3</sub> . . . . . %	—	—	28,0	
Na <sub>2</sub> O + K <sub>2</sub> O . . . . . %	3,2	4,0	1,5	12,7

Zahlentafel 5. Chemische Zusammensetzung der untersuchten Stähle und Festigkeitseigenschaften im normalgeglühten Zustand.

Stahl	% C	% Si	% Mn	% P	% S	% Cu	Streckgrenze kg/mm <sup>2</sup>	Zugfestigkeit kg/mm <sup>2</sup>	Bruchdehnung (L=5 d) %	Einschnürung %
I	0,20	0,45	1,36	0,027	0,044	0,22	37,2	59,2	31	59,9
Ia	0,18	0,38	1,24	0,033	0,046	0,29	34,4	54,9	66 <sup>1)</sup>	55,2
II	0,16	0,73	1,10	0,027	0,040	0,22	35,9	53,7	24,8	55,3
III	0,16	0,95	0,95	0,049	0,040	0,31	38,2	56,5	33	63,7

<sup>1)</sup> Meßlänge L = 20 mm bei 30 × 30 mm<sup>2</sup> Querschnitt.

Kerbschlagzähigkeit in den unteren Schweißlagen nicht mehr so ausgeprägt. Allgemein konnte auch bei diesen Versuchen keine schlechtere Schweißbarkeit des siliziumreichen Stahles festgestellt werden.

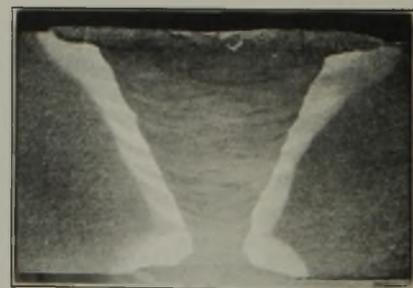


Bild 5. Verschweißung von Stahl I und II mit Elektrode C.

Bei einem weiteren Versuch wurden die Stähle Ia und III mit den Elektroden A, B und D bei 300 bis 400° verschweißt und die Kerbschlagzähigkeitswerte der Uebergänge ermittelt (Zahlentafel 7). Bemerkenswert sind hier die Verbesserungen der Kerbschlagzähigkeitswerte in den unteren Schweißlagen. Der Abfall der Kerbschlagzähigkeitswerte in den unteren Schweißlagen, wie er in den Versuchen der Zahlentafel 6 festgestellt wurde, scheint so durch Spannungszustände verursacht zu sein, die wahrscheinlich durch das Nachschweißen an der Wurzelstelle erzeugt wurden. Die Kerbzähigkeitswerte in den Uebergängen des siliziumreichen Stahles III zeigen sich bei diesem Versuch den Werten in den Uebergängen des Stahles Ia erheblich überlegen. Von den verschweißten Elektroden erzielt wiederum die Elektrode B die besten Ergebnisse.

In diesem Zusammenhang ist das Urteil der Schweißer über die Elektroden und über den Grundwerkstoff bemerkenswert. Während die Elektroden A und C als sehr

gut verschweißbar bezeichnet wurden, beanstandeten sie die Elektrode B als schlecht verschweißbar. Bei der Elektrode D wurde die zu fest haftende Schweißschlacke bemängelt. Ein unterschiedliches Schweißverhalten der Grundwerkstoffe ist von den Schweißern nicht festgestellt worden.

Zahlentafel 6.

Ergebnisse der Schweißversuche mit verschiedenen Elektroden und Stählen.

Elektrode	Werkstoffzusammenstellung	Zugversuch			Biegeversuch			Kerbschlagzähigkeit <sup>1)</sup> im Schweißübergang mkg/cm <sup>2</sup>		
		Zugfestigkeit kg/mm <sup>2</sup>	Bruchdehnung %	Bruchstelle	Biege- winkel °	Deh- nung %	Bruchstelle			
								o	u	u
A	I—I	56,9	25	Uebergang	180 180	40 50	—	o u	7,3 5,4	5,4 6,6
	II—II	55,0	30	Uebergang	180 180	40 45	—	o u	9,4 4,4	7,7 4,7
	III—III	53,3	30	Uebergang	180 77	55 —	— Schweiße	o u	9,3 3,8	10,7 4,2
	I—II	54,9	30	Uebergang II	180 80	50 —	— Schweiße	o u	11,2 7,0	6,8 4,7
	I—III	52,3	25	Uebergang I	180 180	45 50	—	o u	8,3 5,7	7,4 4,1
B	I—I	52,3	35	Schweiße	180 180	50 50	—	o u	9,6 9,0	14,1 8,3
	II—II	51,9	40	Schweiße	180 180	50 65	—	o u	— 9,8	10,1 8,3
	III—III	52,4	40	Schweiße	180 180	55 60	—	o u	14,2 9,7	15,5 8,9
	I—II	52,9	40	Schweiße	180 180	55 50	—	o u	14,1 9,7	9,9 10,0
	I—III	54,1	35	Schweiße	180 88	50 —	— Ueberg. III	o u	9,9 8,1	13,8 11,7
C	I—II	55,6	30	Uebergang I	180 180	55 50	—	o u	7,3 4,5	22,1 4,3
	I—III	56,5	30	Uebergang III	70 84	—	Uebergang I Uebergang I	o u	4,4 3,9	8,8 4,0
	III—III	56	35	Uebergang	97 80	—	Schweiße Uebergang	o u	5,8 4,8	6,1 5,2
A	Ia—Ia	52,1 52,1	25 25	Schweiße Schweiße	180 180 66	60 60 —	—	o u	9,0 6,0	8,2 7,3
	III—III	55,4 53,9	38 38	Schweiße Schweiße	180 85 180	60 — 60	— Uebergang	o u	7,1 7,6	7,6 7,2
	Ia—III	53,4 52,3	40 35	Uebergang XI Uebergang XI	95 78 57	— — —	Ueberg. XI Ueberg. XI Schweiße	o u	7,3 4,7	6,1 5,7
	Ia—Ia	56,1 53,6	40 35	Schweiße Schweiße	180 87 180 180	55 — 55 60	— Schweiße	o u	11 9,2	8,7 8,9
	III—III	56,7 54,8	40 40	Schweiße Schweiße	180 180 180	57 60 60	—	o u	9,8 9,6	10,3 9,2
B	Ia—III	53,8 55,0	40 40	Schweiße Schweiße	180 180 180	65 60 57	—	o u	9,6 7,9	10,3 9,7

1) Probe von 10 × 10 × 55 mm<sup>3</sup> mit 3 mm tiefem Rundkerb von 2 mm Dmr. — 2) o = aus den oberen Schweißlagen, u = aus den unteren Schweißlagen. — 3) Uebergang zum 1. Werkstoff in Spalte 1. — 4) Uebergang zum 2. Werkstoff in Spalte 1.

Zahlentafel 7. Kerbschlagzähigkeit im Schweißübergang bei den Schweißversuchen bei 300 bis 400° (vgl. Zahlentafel 6).

Entnahmestelle und Werkstoff	Kerbschlagzähigkeit in mkg/cm <sup>2</sup> für Elektrode					
	A		B		D	
	o	u	o	u	o	u
Uebergang Ia	7,3	8,8	10,2	10,3	8,1	10,4
	7,3	8,4	9,0	10,0	7,3	12,8
Uebergang III	7,8	8,9	9,3	13,2	10,8	11,0
	10,2	10,4	9,1	12,2	12,1	10,4

Bei der Gefügeuntersuchung konnten keine bemerkenswerten Unterschiede im Verhalten der drei Grundwerkstoffe und der vier Elektroden festgestellt werden. Bild 5 zeigt als Beispiel die Werkstoffzusammenstellung I—II mit Elektrode C geschweißt. Die Schweißungen sind dicht und fehlerfrei. In den Decklagen weisen sie Gußgefüge auf, während die Hauptmasse der Schweiße ein gleichmäßiges, sehr feinkörniges Gefüge hat. Die Uebergänge und der Einbrand sind sehr gut. Die Uebergangsgefüge sind teilweise schwach überhitzt und zeigen hauptsächlich leichte Abschreckgefüge von erheblich größerer Feinheit, als sie die Grundwerkstoffe aufweisen. Ganz allgemein könnte vielleicht bei den Stählen mit niedrigem Siliziumgehalt bei der vorliegenden Schweißbehandlung nach den Gefügebildern ein etwas besserer Einbrand vermutet werden.

Schließlich wurde noch der Härteverlauf durch Vickers-Eindrücke über zwei Schweißquerschnitte der Werkstoffzusammenstellung Ia—III festgestellt, die mit Elektrode A oder B geschweißt waren. Als Diamantkegelbelastung wurden hierbei 10 kg gewählt und auf jeden mm<sup>2</sup> der Schweiße und der Umgebung der Schweiße ein Eindruck angebracht. Beide Schweißungen zeigten etwa dasselbe Bild. In den Wurzel- und Decklagen, die noch Gußgefüge hatten, nahm die Härte bis auf 206 Einheiten zu. Im Innern der Schweiße sind große weichere Flächen vorhanden, in denen die Härte stellenweise bis auf 151 Einheiten abfällt. Die Uebergänge beider Stahlarten verhielten sich gleichwertig. Die Härtung war am größten im Einflußbereich der nachträglich an der Wurzelseite angebrachten Schweißlagen. An manchen Stellen stieg dort die Härte auf 221 Einheiten an, sonst war im Uebergang sehr gleichmäßig eine Härte von 206 bis 193 Einheiten vorhanden, während die Grundwerkstoffe 193 bis 181 Einheiten aufwiesen.

Zusammenfassung.

Die Einwände gegen die Verwendung von Silizium als Legierungselement bei hochfestem Baustahl werden im einzelnen kritisch geprüft. An Hand von Großzahl-Auswertungen der im laufenden Betrieb erhaltenen Festigkeitswerte von verschiedenartigen Stählen St 52 wird versucht, den Einfluß vor allem der Legierungselemente Silizium und Mangan sowie außerdem von Kohlenstoff, Kupfer und Phosphor auf Zugfestigkeit, Streckgrenze und Dehnung im gewalzten Zustand festzulegen. Hierbei ergibt sich eine Ueberlegenheit des vorwiegend mit Silizium legierten Stahles St 52. Eine Schrifttumsübersicht über den Einfluß des Siliziumgehaltes auf die Schweißbarkeit zeigt den Widerspruch in

den bestehenden Ansichten auf. Gegen den Siliziumgehalt bestanden in seinem Einfluß sowohl auf die Feuerschweißbarkeit als auch auf die Schmelzschweißbarkeit alte Vorurteile. An einem Beispiel von einem Schadensfall an einem geschweißten Behälter wird gezeigt, daß verformungslos eintretende Risse in geschweißten Bauteilen nicht von der Zusammensetzung des Stahles, sondern vom Zustand des Werkstoffs abhängen. An Hand von ausgedehnten Schweißversuchen mit verschiedenartigen handelsüblichen Elektroden und Stählen mit verschiedenem Siliziumgehalt wird gezeigt, daß sich Stähle mit 0,95 % Si in der gleichen Weise verschweißen lassen wie der als gut schweißbar bekannte Stahl mit etwa 0,4 % Si und 1,3 % Mn.

Umschau.

Koksverbrauch im Hochofen bei Schrottmöller und Möller verschiedenen Eisengehalts.

Die kürzlich an dieser Stelle gemachten Ausführungen über amerikanische Versuche<sup>1)</sup>, im Hochofenmöller mit 100 % Schrott zu fahren, geben Veranlassung, diese Angaben auch durch in deutschen Hochöfen erzielte Betriebsergebnisse für den Koksverbrauch bei Schrottmöller, beim Umschmelzen von Vorschmelzeisen usw. und bei Möller verschiedenen Eisengehalts zu ergänzen. Da in dem erwähnten Bericht nur die in 24 Stunden gegichteten Mengen, aber nicht die bezogenen Zahlen angegeben sind, werden in *Zahlentafel 1* die kennzeichnenden Betriebszahlen des Hochofens auf die Tonne Roheisen bezogen. Es ergibt sich hieraus, daß der Koksverbrauch für den Möller mit 100 % Schrott zwischen 360 und 519 kg/t Roheisen schwankt und im Mittel von rd. 4 Wochen 508 kg Koks/t Roheisen beträgt. Zu ähnlichen Werten sind auch die schon früher auf deutschen Hochofenwerken durchgeführten Betriebsversuche bei Schrottverarbeitung gekommen<sup>2) bis 7)</sup>.

Zahlentafel 1. Hochofen mit 100prozentigem Schrottmöller.

	29. Juli	4. Aug.	9. Aug.	17. Aug.	24. Aug.	30. Juli bis 25. Aug.
Roheisenerzeugung t/24 h	748	772	720	730	728	18 500
Schrotanteil %	84	100	100	100	100	95
Erzanteil %	16	—	—	—	—	5
Silizium im Roheisen %	0,71	1,09	1,24	1,35	1,11	1,08
Basische Zuschläge kg/t RE	278	321	361	425	424	388
Saure Zuschläge kg/t RE	102	111	193	210	188	189
Koks kg/t RE	360	430	516	498	519	508

Auf Grund von Berechnungen kam G. Bulle<sup>2)</sup> zu Koksätzen von 530 bis 550 kg/t Roheisen bei reinem Schrottmöller. Für den idealen Schrottofen wird der Koksverbrauch mit 536 kg Koks/t Schrott-Roheisen angegeben. In *Zahlentafel 2* ist das Ergebnis von sieben Hochofenwerken wiedergegeben, das Vergleichsversuche mit und ohne Schrottzusatz ergeben haben<sup>2)</sup>. Diese Werte liegen im Mittel bei 490 kg Koks und decken sich damit sehr gut mit dem obengenannten Koksverbrauch von 508 kg/t Roheisen bei dem amerikanischen Hochofen.

Setzt man Schrott einem Erz möller zu, so kann die Schlackenführung dem Erz möller zugerechnet werden, so daß für den Teil des Roheisens, der aus dem Schrott erblasen ist, ein bedeutend geringerer Koksverbrauch von nur 350 bis 450 kg entfällt (vgl. *Zahlentafel 2*). Bei Schrottzusatz im Erzhochofen kann man also mit einem Koksverbrauch von im Mittel

Zahlentafel 2. Koksverbrauch bei Schrottmöller (nach G. Bulle).

Werk	Koksverbrauch	
	im Schrottofen	im Erzofen
	kg Koks je t Schrottroheisen	
A	451,9	393,9
B	566,2	453,6
C	527	355,3
D	450,3	389,7
E	522,3	391
F	455,7	363
G	454,3	350

400 kg Koks je t aus Schrott erblasenem Roheisen rechnen. M. Steffes<sup>6)</sup> gibt für einen Erzhochofen mit Schrottzusatz einen Verbrauch von 288,6 kg Koks-kohlenstoff an, das sind rd. 350 kg Koks (mit 83 % C) für die Tonne Roheisen aus Schrott.

Nach E. Bormann<sup>3)</sup> lassen sich beim Verschmelzen von Schrott im Hochofen Kokersparrisne von rd. 30 % und eine Steigerung der Erzeugung um 60 % erreichen.

Bei den von W. Lennings<sup>7)</sup> durchgeführten Versuchen ergeben sich aus den in *Bild 1* dargestellten Versuchsergebnissen für 1000 kg aus Schrott hergestellten Roheisens folgende Verbrauchszahlen, wobei, wie ohne weiteres klar ist, diese abhängig vom Siliziumgehalt der erblasenen Roheisensorte sind:

600 kg Koks (83 % C) je t aus Schrott hergestellten Gießerei- oder Hämatitroheisens,  
450 kg Koks (83 % C) je t aus Schrott hergestellten Stahleisens.

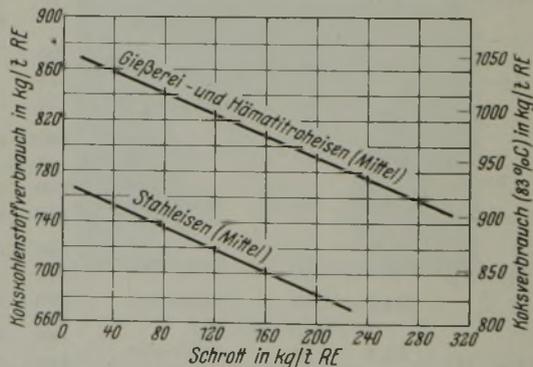


Bild 1. Koks-kohlenstoff- und Koksverbrauch je t Gießerei-, Hämatitroheisen und Stahleisen in Abhängigkeit vom Schrottanteil (nach W. Lennings).

Die Schrottverarbeitung im Hochofen ist, wie aus diesen Zahlen hervorgeht, durchaus keine reine Eisenschmelzarbeit und muß daher auch wesentlich mehr Umschmelzkoks verbrauchen als z. B. der Kupolofenbetrieb; denn im Hochofen aufgebener Stahlschrott muß nicht nur eingeschmolzen, sondern auch in Roheisen umgewandelt werden, d. h. über den reinen Schmelzaufwand ist auch noch Koks für die Silizium-, Phosphor- und Manganreduktion aus Zusätzen für die Lösung dieser Elemente aufzuwenden. Außerdem ist ein Teil des Kohlenstoffs durch chemische oder physikalische Lösung mit dem geschmolzenen Eisen zu verbinden, und es muß eine gewisse Schlackenmenge geführt werden, die ebenfalls eine wenn auch geringe Koks menge verlangt.

Die Wirtschaftlichkeit der Schrottverhüttung im Hochofen ist demnach vom Koksbedarf zum Umschmelzen des Schrotts

<sup>1)</sup> Edwards, C. L. T.: Amer. Inst. min. metallurg. Engrs., Techn. Publ. Nr. 1270, 6 S., Metals Techn. 8 (1941) Nr. 1; vgl. Stahl u. Eisen 61 (1941) S. 975/76.

<sup>2)</sup> Bulle, G.: Ber. Hochofenaussch. VDEh 52 (1922).

<sup>3)</sup> Bormann, E.: Stahl u. Eisen 45 (1925) S. 2041/49, 2085/91.

<sup>4)</sup> Osann, B.: Stahl u. Eisen 46 (1926) S. 1795/96.

<sup>5)</sup> Bansen, H.: Wärmewertigkeit, Wärme- und Gasfluß, die physikalischen Grundlagen metallurgischer Verfahren. Düsseldorf 1930. S. 14.

<sup>6)</sup> Steffes, M.: Stahl u. Eisen 55 (1935) S. 17/20.

<sup>7)</sup> Lennings, W.: Stahl u. Eisen 56 (1936) S. 349/51 (Hochofenaussch. 150).

und hauptsächlich vom Schrottpreis abhängig. Das gleiche gilt auch für das Umschmelzen von roheisenähnlichen Stoffen.

Vergleicht man die obengenannten Zahlen beim Schrotthochofen mit den Koksverbrauchszahlen beim Umschmelzen von Vorschmelzeisen oder Rennluppen im Hochofen, so liegen diese Zahlen bekanntlich weit unter dem obengenannten Wert von rd. 500 kg/t Roheisen beim Schrotthochofen (oder 400 kg/t Roheisen beim Erzhochofen mit Schrottzusatz).

Für das Umschmelzen im Hochofen werden folgende Zahlen genannt:

Vorschmelzeisen . . . . . 88 bis 105 kg Koks je t Roheisen bei Windtemperaturen zwischen 600 und 900°

Rennluppen: Beim zusätzlichen Verschmelzen von Luppen im Hochofen beträgt der Koksverbrauch für das Schmelzen und Aufkohlen ohne Reduktion von Mangan und Phosphor rd. 200 kg Koks je t Roheisen<sup>8)</sup>

Bei Luppen aus Feinerzen mit 60 % Fe liegt der Schmelzkoksverbrauch im Hochofen einschließlich des Koksbedarfs für die Mangan- und Phosphorreduktion bei rd. 280 kg Koks je t Roheisen<sup>9)</sup>

Bei Luppen aus Salzgittererz mit 34,3 % Fe verbraucht das Verschmelzen im Hochofen einschließlich der Manganreduktion (ein Phosphorzuschlag ist im Hochofen hier nicht erforderlich) rd. 250 kg Koks je t Roheisen<sup>9)</sup>

Für das Schmelzen im Kupolofen hat man mit . . . . . 110 bis 125 kg Koks je t Roheisen zu rechnen.

Vergleicht man diese Zahlen mit dem bei etwa 500 kg liegenden Koksverbrauch bei einem 100prozentigen Schrottmöller, so zeigt sich deutlich, daß die chemische Zusammensetzung des umzuschmelzenden Stoffes, die erforderliche Reduktions- und Schlackenarbeit, die Reduktion des ganzen Mangan- und Phosphorgehaltes und die Aufkohlung, also die gewünschte Roheisenanalyse, einen maßgebenden Einfluß ausüben. Denn während das reine Einschmelzen von Rennluppen nur etwa 200 kg Koks/t Roheisen verbraucht, benötigt das Einschmelzen von Rennluppen unter Berücksichtigung der Ergänzung des Mangans um etwa 1 % und der Aufkohlung um 2,5 bis 3 % C eine wesentlich höhere Koks menge als bei der reinen Schmelzarbeit. Nach H. Bansen<sup>9)</sup> kommt man bei Vollroheisen bei phosphor- und manganfreien Luppen auf etwa 380 kg Koks je t Roheisen. Beim Vergleich dieser Angaben mit der *Zahlentafel 1* sieht man schon, daß der Koksverbrauch bei einem Schrotthochofen mit einem Möller mit 100 % Schrott wesentlich höher liegen muß als bei reinem Umschmelzen von Schrott in einem normalen Erzmöller, in dem schon Zuschläge usw. vorhanden sind. Aus *Zahlentafel 1* geht weiter hervor, daß auch bei einem Schrottmöller gewisse und teilweise sogar recht hohe Zuschläge erforderlich sind, nämlich bei dem amerikanischen Ofenbetrieb im Durchschnitt

basische Zuschläge (Kalk und Dolomit) . 388 kg/t Roheisen, außerdem saure Zuschläge . . . . . 198 kg/t Roheisen.

Zur Erzielung einer richtigen Roheisenzusammensetzung war noch ein geringer Erzanteil von 0 bis 5 % im Möller erforderlich.

Da es sich meist auch nicht um sauberen Schrott (80 bis 98 % Fe) handeln wird, sondern um verrostete Schrottteile, meist auch verrostete und ölhaltige Drehspäne, so geht schon aus diesen Zahlen hervor, daß ein derartig zusammengesetzter Möller, auch wenn er aus 100 % Schrott besteht, einen wesentlich höheren Koksverbrauch erfordert als verhältnismäßig reines Umschmelzeisen oder Rennluppen.

Für das Umschmelzen von siliziumreichem Vorschmelzeisen mit 2,2 bis 2,5 % Si wurden an der Saar nur etwa 60 kg Koks/t Roheisen gebraucht. Für das Umschmelzen von siliziumarmem Vorschmelzeisen von 0,2 bis 0,5 % Si sind jedoch infolge der anderen Wärmereaktionen im Hochofen bei dem geringen Siliziumgehalt des Vorschmelzeisens rd. 150 kg Koks je t Roheisen erforderlich.

<sup>8)</sup> Johannsen, F.: Stahl u. Eisen 54 (1934) S. 969/78 (Hochofenaussch. 144).

<sup>9)</sup> Stahl u. Eisen 54 (1934) S. 977 (Erörterungsbeitrag).

Auch Gußbruch (2,15 bis 4,75 % C, 3,0 bis 3,25 % Si) und Stahlschrott (0,02 bis 1,2 % C, 0,002 bis 0,5 % Si) wirken ihren chemischen Gehalten entsprechend verschieden auf den Koksverbrauch. Bezeichnend für die Vorgänge im Hochofen ist nach dem amerikanischen Bericht z. B. das Verhalten des Kohlenstoffs: Obwohl 100 % Schrott gesetzt wurden (mit 0,02 bis 1,2 % C), stieg der Kohlenstoff im Roheisen bis auf 4,74 % an, ein Zeichen, daß zur Aufkohlung große Kohlenstoffmengen aus dem Koks oder dem Gichtgas verbraucht werden. Vor allem ist beim Einschmelzen von Schrott eine beträchtliche Schlackenmenge notwendig, um den Schwefel, von dem etwa 85 % aus dem Koks stammen, zu binden. Nach den amerikanischen Angaben bot die Verhüttung von 100 % Schrott im Möller keine Schwierigkeiten.

Als Vorteile eines Möllers mit Schrott, Umschmelzeisen usw., insbesondere bei Verhüttung eisenarmer Erze, werden genannt<sup>2)</sup>:

- Senkung des Koksverbrauchs und aller damit verbundenen Kosten,
- Erzeugungssteigerung bis 50 % und höher,
- Senkung der Winderhitzer- und Gebläsearbeit,
- Verminderung der Schlackenmenge,
- Anwendung niedrigerer Windtemperaturen,
- Senkung der Selbstkosten, besonders bei hohen Kokspreisen,
- Verwendung schlechter Schrottsorten, die im Siemens-Martin-Ofen die Einsatzzeit, die Schmelzdauer und damit den Wärmeverbrauch erhöhen, während der Hochofen die nötige Reduktion wesentlich billiger leistet. (Viel Rost im Schrott, Sammelschrott, grobstückige, sperrige oder leichte Schrotstücke, Späne usw.)

Die Nachteile, daß der Schrott in seiner Zusammensetzung oft Schwankungen unterworfen ist, daß er schwer zu laden und zu fördern ist, und bei sperrigen Stücken das Laden oft von Hand erfolgen muß und daher viele Leute erfordert, dürften gegenüber den erzielbaren Vorteilen keine Rolle spielen.

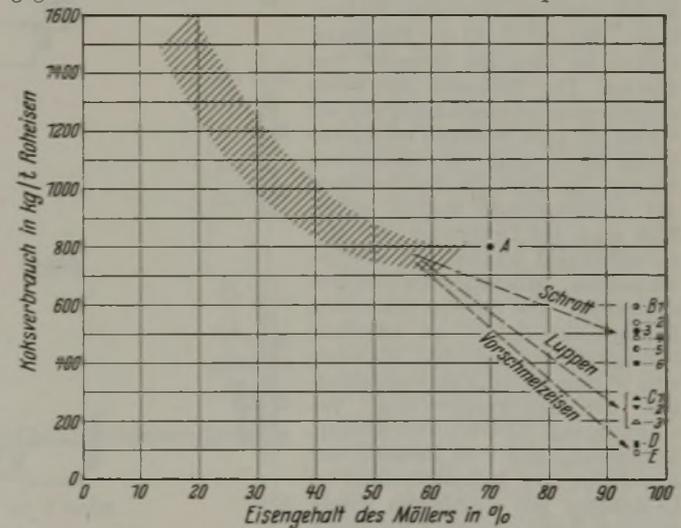


Bild 2. Koksverbrauch bei Möllern mit verschiedenen Eisengehalten.

- A = Bandsinter mit rd. 70 % Fe [nach F. Johannsen (1934) einschließlich Koks für Mangan- und Phosphorreduktion + 100 kg Kalkstein je t Roheisen].
- B<sub>1</sub> = Schrottmöller (Gießerei-, Hämatitroheisen), bezogen je t aus Schrott erblasenen Roheisens.
- B<sub>2</sub> = nach G. Bulle
- B<sub>3</sub> = amerikanischer Schrottmöller } Schrotthochofen.
- B<sub>4</sub> = nach G. Bulle (Verhüttungsversuche) }
- B<sub>5</sub> = Schrottmöller (Stahleisen), bezogen je t aus Schrott erblasenen Roheisens.
- B<sub>6</sub> = Erzhochofen mit Schrottzusatz, bezogen je t aus Schrott erblasenen Roheisens.
- C<sub>1</sub> = Rennluppen, aus Feinerzen mit 60 % Fe (Schmelz- und Reduktionskoks).
- C<sub>2</sub> = Rennluppen, aus Salzgittererz mit 34,3 % Fe (Schmelz- und Manganreduktionskoks).
- C<sub>3</sub> = Rennluppen (nur Einschmelzen).
- D = Kupolofen.
- E = Vorschmelzeisen.

Bild 2 gibt schließlich noch einen Ueberblick über den Koksverbrauch bei Möllern verschiedenen Eisengehaltes, wobei die obere Begrenzungslinie Anhaltzahlen für einen kohlenstoffhaltigen, also nicht aufbereiteten, die untere Abgrenzung der schraffierten Fläche für einen kohlenstofffreien (oder -armen) aufbereiteten Möller gilt. Wenn auch diese Werte nur als Anhaltzahlen gelten können, geben sie doch die Möglichkeit einer überschläglichen Bestimmung des Koksverbrauchs, besonders bei Berücksichtigung des Einschmelzens von Schrott, Umschmelzeisen usw.

Kurt Guthmann.

### Ausrüstung von Kranfahrwerksantrieben bei Hüttenkränen.

Unter diesem Titel soll über eine Reihe von Vorträgen berichtet werden, die in einer Versammlung der amerikanischen Association of Iron and Steel Engineers gehalten<sup>1)</sup> wurden. Sie geben einen Ueberblick über die Grundsätze des amerikanischen Kranbaues für Hüttenwerke.

#### Beziehungen zwischen der Geschwindigkeit und den Anforderungen der Erzeugung.

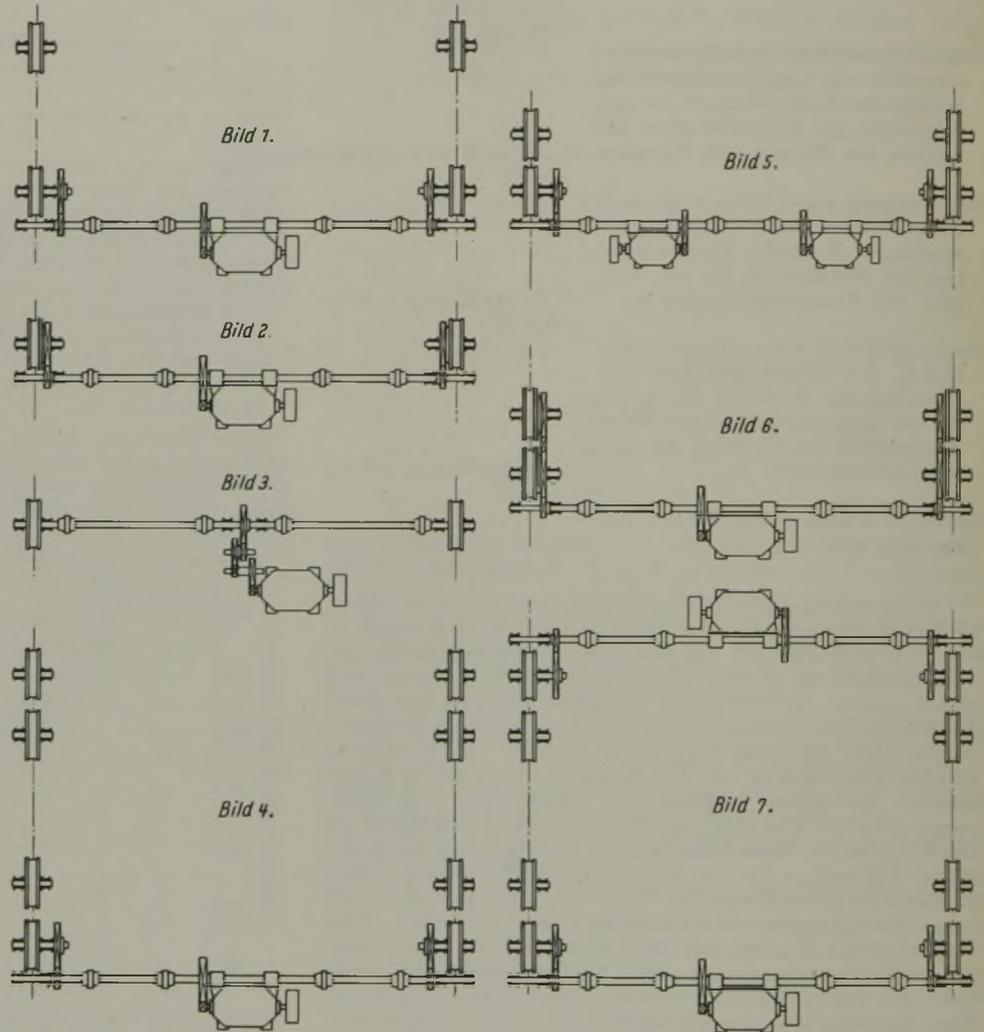
Nach R. J. Harry ist die richtige Wahl der Kranfahrergeschwindigkeit wichtig. Im Gegensatz zu Kranen mit kurzen Fahrbahnen, bei denen kleine Geschwindigkeit, aber hohe Beschleunigung notwendig ist, kommt es bei langen Fahrbahnen auf hohe Geschwindigkeit, weniger auf hohe Beschleunigung an. Die Voraussetzung ist jedoch, daß die hohe Geschwindigkeit überhaupt Zweck hat. Bei Fallwerkskränen z. B., bei denen hauptsächlich Hubarbeit zu leisten ist, sind die Fahrgeschwindigkeiten von geringer Bedeutung. Hohe Fahrgeschwindigkeiten sind zur Erreichung hoher Leistungen bei Lagerhaus- und Verladekränen sowie bei Muldenlagerplatzkränen, bei ersteren bis zu 180 m/min, bei letzteren 120 bis 170 m/min zu wählen. Geringe Hub-, Katz- und Kranfahrergeschwindigkeit erhalten zum genauen Absetzen der großen Lasten die Montagekrane über dem Walzgerüst, über dem Motorhaus des Walzwerks und über dem Walzenlager. Bei der Wahl der Geschwindigkeit ist auch die Stromart von Einfluß. Die Drehzahl des Drehstrommotors ist unabhängig von der Größe der Last, während bei Gleichstrom die Drehzahl bei Entlastung bis auf das 2½fache der Drehzahl des vollbelasteten Motors steigt. Man muß bei Drehstrom die Motordrehzahl wählen, die der gewünschten Höchstgeschwindigkeit entspricht. Die für eine bestimmte Fahrgeschwindigkeit zu wählende Motorgröße ist weiterhin abhängig vom Wirkungsgrad, Fahrwiderstand, von der Spurranzreibung, Beschleunigung, Getriebeübersetzung, Schmierung und vom Zustand der Kranbahn. Der Fahrwiderstand bei Laufrädern mit Gleitlagern wurde zwischen 2 und 14 kg je t Belastung und bei Laufrädern mit Rollenlagern zwischen 4,25 und 6,50 kg je t Belastung ermittelt.

#### Anordnungen von Kranfahrwerken.

H. W. Ball führte aus, daß mit der Entwicklung der Hüttenindustrie die Tragkraft und die Geschwindigkeiten der Krane gesteigert werden mußten. Hieraus ergaben sich verschiedene Ausbildungen des Kranfahrwerks. Bei dem Entwurf muß zunächst die Gesamtzahl der Laufräder, die von der Tragkraft und der Spannweite des Kranes bestimmt wird, und die Zahl der anzutreibenden Laufräder festgelegt werden. Bis zu 35 t Tragkraft des Kranes werden vier Laufräder gewählt, von denen zwei durch eine Längswelle und einen in der Mitte der Spannweite aufgestellten Motor angetrieben werden. Die üblichen Ausführungen zeigen die *Bilder 1, 2 und 3*. *Bilder 1 und 2* weisen beide eine Unterteilung des Gesamtantriebes in ein Vorgelege am Motor und ein solches am Laufrad auf. Der Unterschied liegt lediglich in der Anordnung der Laufradzahnräder innerhalb oder außerhalb der Kopfträger. In *Bild 3* sind sämtliche Rädervorgelege in einem öldichten Getriebekasten am Motor untergebracht und die Laufradwellen unmittelbar an die durchgehende Längswelle angekuppelt.

Von 40 bis 100 t Tragkraft verwendet man acht Laufräder, um geringen Raddruck, geringe Schienenbreiten und günstige

Laufradwellendurchmesser zu erhalten. An jeder Ecke des Krans werden zwei Laufräder in einem Balancier zusammengefaßt. Bei acht Laufrädern können entweder zwei oder vier Räder angetrieben werden. Der erste Fall ist in *Bild 4* dargestellt und kann ähnlich wie in den *Bildern 1 bis 3* ausgeführt werden. In *Bild 5* sind statt eines Antriebsmotors zwei Motoren verwendet, um im Störfalle mit einem Einzelmotor oder bei Gleichstromantrieb in Reihenschaltung der beiden Motoren mit halber Geschwindigkeit fahren zu können. In den *Bildern 6 bis 10* sind von acht Laufrädern vier Räder angetrieben, und zwar erfolgt in *Bild 6* der Antrieb von zwei weiteren Laufrädern durch Zwischenräder von den durch die Längswelle unmittelbar angetriebenen Lauf-



Bilder 1 bis 7. Verschiedene Anordnungen von Kranfahrwerken.

rädern aus. In den *Bildern 7 bis 10* sind verschiedene Anordnungen des doppelseitigen Fahrwerksantriebes dargestellt.

Bei Kranen von 150 t und höherer Tragkraft werden sechzehn Laufräder vorgesehen, von denen stets vier angetrieben werden. Je zwei Laufräder sind in einem Ausgleichswagen untergebracht, je zwei dieser Ausgleichswagen sind in einem Balancier an jeder Ecke des Kranes vereinigt. Die verschiedenen Ausführungen dieser Antriebsart geben die *Bilder 11 bis 13* wieder. Bei *Bild 12 und 13* wird auf die Längswelle verzichtet. Zwei oder vier Motoren, die keine mechanische Verbindung haben, sitzen auf den Kopfträgern und treiben unmittelbar mittels Getriebe die Laufräder an.

Wird eine Längswelle beim Kranfahrtrieb gewählt, so muß diese auf Verdrehen berechnet werden. Der Verdrehungswinkel soll nicht größer als 0,26° für 1 m Länge sein. Der doppelseitige Kranfahrtrieb, also auf jeder Kranträgerhälfte ein vollständiger Antrieb, soll bei Kranen von 30 m Spannweite und darüber gewählt werden. Der Doppelmotorenantrieb, zwei Motoren auf einer Längswelle, wird bei Kranen mit Spannweiten von 21 m und mehr angewendet. Wenn während des Anlaufens kein Schleifen der Räder eintreten soll, so muß die Anzugskraft kleiner sein als das Produkt aus Belastungsgewicht und Reibungskoeffizient, der zu 0,2 anzunehmen ist. Bei vier Kranlaufrädern genügt hierzu stets der Antrieb von zwei Laufrädern. Bei acht-rädrigem Fahrwerk genügt im allgemeinen ebenfalls der Antrieb

<sup>1)</sup> Iron Steel Engr. 17 (1940) S. 34/62.

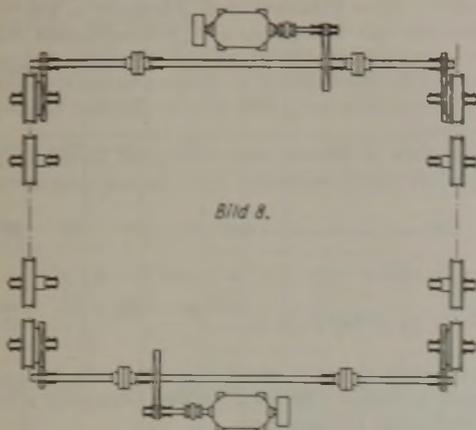


Bild 8.

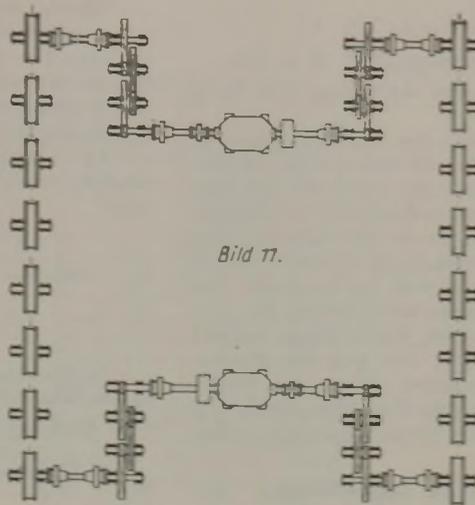


Bild 11.

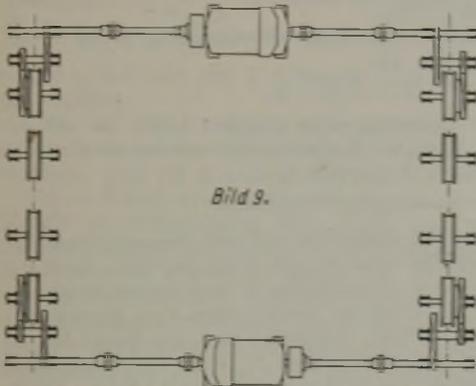


Bild 9.

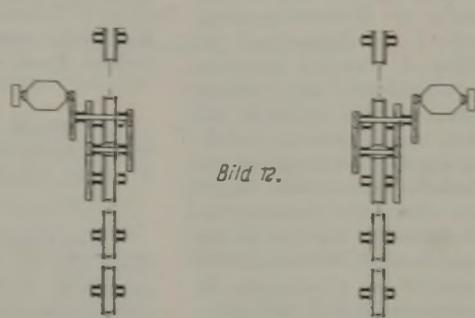


Bild 12.

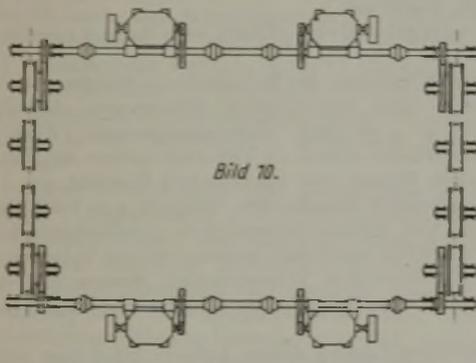


Bild 10.

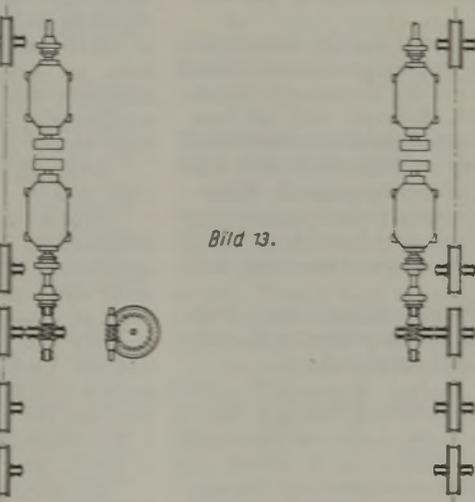


Bild 13.

Bilder 8 bis 13. Verschiedene Anordnungen von Kranfahrwerken.

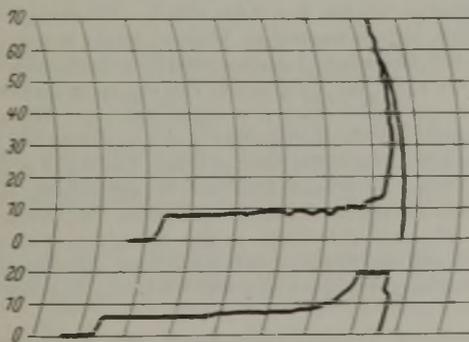


Bild 14. Kran für 30 t Tragkraft mit 36 m Spannweite, 107 m/min vorgeschriebene Fahrgeschwindigkeit, 190 m/min erreichte Fahrgeschwindigkeit, 2 Motoren MD 412, 65 PS, n = 430/min. Strom und Drehmoment sind Kurven entnommen (Tachometerablesung am Motor n = 1020/min).

Höchster Anlaßstrom . . . . . 350 A  
 Höchstes Anlaßmoment . . . . . 173 mkg  
 Vollastdrehmoment des Motors 111 mkg  
 Fahrstrom . . . . . 60 A  
 Fahrmoment . . . . . 11,1 mkg = 10% des Vollastdrehmoments.  
 Die Tachometerablesung am Motor und die Strommessung stimmen nicht überein. Dies scheint darauf hinzuweisen, daß die Leistung nicht gleichmäßig auf beide Motoren verteilt ist. Die Stromablesung erfolgte an einem Motor.

von zwei Laufrädern. Von 108 ausgeführten Kranen mit je acht Laufrädern haben 27 Krane Vierradantrieb und 81 Krane Zweiradantrieb. Das Verhältnis zwischen Laufraddurchmesser und Laufradachsendurchmesser muß mindestens 4 betragen, damit kein Schleifen der Räder eintritt. Sind sechzehn Laufräder vorgesehen, dann reicht der Antrieb von vier Laufrädern in den meisten Fällen aus, wenn der doppelseitige Antrieb mit je einem angetriebenen Laufrad an jeder Ecke des Kranes gewählt wird. Die Einführung von Rollenlagern bei Kranlaufrädern hat das Schleifen von angetriebenen Kranlaufrädern beim Anfahren und Beschleunigen stark behoben.

**Zulässige Größen der Beschleunigung.**

Nach W. C. Heinle müssen für die Bestimmung der Motoren neue Werte aufgestellt werden, nachdem sich bei Kranfahrantrieben Wälzlager durchgesetzt haben. Liegt die Größe des Antriebsmotors und das Übersetzungsverhältnis fest, so ist das Größtmaß der Beschleunigung bestimmt durch die Widerstandsbestimmung, durch die Anzahl der Anlaßstufen und durch die zum Anziehen der Steuerrelais nötige Zeit. Bei reichlich bemessenem Motor hängt die geeignete Beschleunigung von der Geschicklichkeit des Kranführers ab. Wird an einem Kran die Hälfte der Laufräder angetrieben, so tritt auch bei hoher Beschleunigung kein Schleifen der Räder ein, es sei denn, daß die Schienen naß oder fettig sind. Bei einem achtradrigen Kran genügt auch bei hoher Geschwindigkeit der Antrieb von zwei Laufrädern, wenn die Beschleunigung nicht zu groß gewählt wird. Bild 14 zeigt für einen Laufkran von 30 t Tragkraft und 36 m Spannweite zwei Beschleunigungskurven, von denen bei der oberen das Kurzschließen der Anlaßwiderstände bei gleich-

zeitigem Pendeln der Last in einer Sekunde erfolgt, während die andere die größte Beschleunigung ohne Pendeln der Last angibt. An Hand ausgeführter Krane wurde ferner nachgewiesen, daß häufig die Motoren mit Rücksicht auf die vorgeschriebene Fahrgeschwindigkeit zu reichlich gewählt werden und daß zuweilen auch die Fahrgeschwindigkeit selbst zu reichlich angenommen wird. Es ist außerdem wichtig, daß die Motoren bei Rollenlagerkranen nicht überbemessen werden, weil bei Rollenlagern der Kraftbedarf wesentlich geringer ist als bei Gleitlagern.

**Koeffizienten der rollenden Reibung.**

Die anzuwendende Formel lautet nach C. Brongersma:

$$\text{Zugkraft} = \text{Fahrwiderstand} = W = \frac{(G + Q) d \cdot \mu}{D \cdot \eta}$$

- worin G = Krangewicht in kg,
- Q = Last in kg,
- d = Laufradachsendurchmesser in cm,
- D = Laufraddurchmesser in cm.
- $\mu$  = Reibungskoeffizient = 0,08 bei Bronzebüchsen und = 0,035 bei Rollenlagern.
- $\eta$  = Getriebewirkungsgrad = 0,80 bei 2 Untersetzungen, = 0,70 bei 3 Untersetzungen, = 0,75 bei 2 Untersetzungen und 1 Zwischenrad.

Ferner:  $L = \frac{W \cdot v}{4500}$ , wenn  $L =$  Leistung in PS,  
 $v =$  Geschwindigkeit in m/min.

Bei Gleichstrommotoren wird ein Aufschlag von 25 % gemacht.

Das Uebersetzungsverhältnis und das Motordrehmoment errechnen sich aus der Motordrehzahl, die sich aus der Motorcharakteristik für einen gewählten Motor der ermittelten PS-Zahl ergibt. Die obigen Reibungskoeffizienten liegen bei Laufrädern mit konischen Laufflächen niedriger, da die Spurranzreibung vermindert wird. Für solche Laufflächen wurde bei Rollenlagern der Fahrwiderstand je 1 t zu 4,50 bis 6,35 kg ermittelt. Bei nitrierten oder gehärteten Laufradzapfen und polierten Büchsen sinkt der Reibungskoeffizient unter 0,08, jedoch liegen endgültige Versuchsergebnisse noch nicht vor. Die von den Hüttenwerken vorgeschriebenen Kranfahrmotoren werden mit Rücksicht auf häufiges Umkehren, auf die hohe Schalthäufigkeit, auf den Zustand der Kranbahn und auf die Raumtemperatur größer gewählt, als die Formel ergibt.

#### Einfluß der Lagerbauarten auf die Zapfenreibung.

Für die Größe der Lagerreibung sind nach E. C. Rice außer der Lagerbauart noch die Konstruktion, die Werkstattausführung, die Schmierung und Wartung der Lager maßgebend. Es sind zwei Lagerbauarten zu unterscheiden, nämlich einerseits offene und geschlossene Gleitlager, bei welchen die gleitende Reibung durch einen nicht abreißen Oelfilm zwischen den tragenden Oberflächen verringert wird, und andererseits Rollenlager, bei welchen die gleitende Bewegung in rollende umgesetzt wird. Besonders wichtig ist der Einfluß der verwendeten Lagerbauart auf die Anfahrzeit des Kranes. Da beim Anhalten des Kranes der Oelfilm bei Gleitlagern unterbrochen wird, so ist der Anzugswiderstand sehr hoch im Vergleich zum Widerstand bei Rollenlagern, der bei allen Betriebsverhältnissen gleichmäßig ist. Bei Versuchen mit Kranen wurde festgestellt, daß der Fahrwiderstand im Beharrungszustand beim Kran mit Rollenlagern um 50 % niedriger ist als beim Kran mit Gleitlagern. Die Versuche sind noch nicht abgeschlossen.

Während des Anhaltens liegt der Vorteil dagegen beim Kran mit Gleitlagern. Das bei Kranen mit Rollenlagern erforderliche größere Bremsmoment wird entweder mit der Bremse oder durch Umkehrschaltung des Motors erreicht. Letztere wird bei normalen Betriebsverhältnissen und Steuerungen nicht verwendet, dagegen ist es bei Schützensteuerung üblich, den Motor auf Gegenstrom zu schalten, wofür eine entsprechend große Motorleistung vorzusehen ist. Gleitlager versagen auch bei schlechter Wartung nicht. Bei Rollenlagern ist besonders das richtige Spiel beim Einbau wichtig, da sonst Warmlaufen, Verschleiß und größerer Kraftverbrauch eintreten.

Die übliche Berechnung bei Gleitlagern nahm früher 27 kg Fahrwiderstand je 1 t Belastung an. Bei ausgeführten Kranen mit Rollenlagern wurde folgende Formel entwickelt:

$$\text{Leistung in PS} = \frac{\text{Gewicht in t} \cdot v \text{ m/min} \cdot \left(14 + \frac{v}{14}\right) \text{ kg}}{4500}$$

Bei einer Geschwindigkeit von 90 m/min errechnete sich hieraus ein Fahrwiderstand von 20 kg/t. Bei den neueren Kranen werden Rollenlager vorgezogen, da diese den geringsten Anfahrwiderstand ergeben. Es müssen jedoch noch Versuche über die Größe der Reibung bei Rollenlagern durchgeführt werden.

Friedrich Güllinger.  
 [Fortsetzung folgt.]

#### Nomogramm zur Bestimmung von Mischungen, Lösungen, Laugen und Emulsionen.

Die Herstellung ein- und mehrfeldriger Netztafeln wird von Hans Diercks und Hans Euler<sup>1)</sup> eingehend in einer Broschüre behandelt. Die folgende Darstellung aus dieser Broschüre weicht von der gewohnten Art ein- oder mehrfeldriger Nomogramme ab, ein Zeichen dafür, wie vielseitig die Nomographie ist, so daß sie den verschiedensten Anforderungen der Praxis gerecht zu werden vermag.

Zur Herstellung von Mischungen, Lösungen, Laugen oder Emulsionen mit einem gewünschten spezifischen Gewicht errechnet man üblicherweise aus der Mischungsregel den Anteil der einzelnen zu mischenden Grundstoffe unter Berücksichtigung ihrer spezifischen Gewichte. Dabei gilt folgende Ansatzgleichung:

$$m \cdot s = a \cdot x + b \cdot y. \quad (1)$$

<sup>1)</sup> „Praktische Nomographie.“ (Entwerfen von Netztafeln, Nomogramme für beliebig viele Veränderliche mit Hilfe der Leitlinie, praktische Beispiele.) 2. Aufl. Düsseldorf 1942.

Hierin bedeutet:  $m =$  Volumen der Mischung = 100 %,  $s =$  spezifisches Gewicht der Mischung,  $a =$  Volumenanteil des Grundstoffes 1,  $x =$  spezifisches Gewicht des Grundstoffes 1,  $b =$  Volumenanteil des Grundstoffes 2,  $y =$  spezifisches Gewicht des Grundstoffes 2. Diese Gleichung läßt sich in üblicher Weise<sup>2)</sup> schaubildlich darstellen.

Im vorliegenden Fall ist jedoch eine einfachere Darstellung möglich, wozu folgende mathematische Ueberlegung angestellt wird:

$$m = 100 = a + b; \quad b = 100 - a; \quad (2)$$

$$100 \cdot s = a \cdot x + (100 - a) y = a \cdot x + 100 y - a \cdot y \\ = a(x - y) + 100 y; \quad a = \frac{100 s - 100 y}{x - y} \quad (3)$$

In Gleichung (3) sind  $x$  und  $y$  als Festwerte,  $s$  als der gesuchte Wert bekannt, so daß  $a$  errechnet werden kann; mit  $a$  ist dann auch  $b$  aus Gleichung (2) bekannt.

In Gleichung (3) stellt der Ausdruck  $\frac{100 \cdot y}{x - y}$  einen konstanten Wert dar, er sei  $A$  genannt; die Konstante  $\frac{100}{x - y} = c$  wird durch den Wert  $s$  veränderlich; man kann also Gleichung (3) in vereinfachter Form schreiben als

$$s = c \cdot s - A. \quad (4)$$

Dieses ist die Gleichung einer geraden Linie, die auf der Senkrechten einen Festwert  $A$  abschneidet; sie ist also einfach wie folgt schaubildlich darzustellen:

#### Nomogrammaufbau.

Man trägt in einem Schaubild auf der Waagerechten eine Skala für das spezifische Gewicht auf, links begrenzt durch das spezifische Gewicht des Grundstoffes 1 und rechts durch das des Grundstoffes 2, und auf der Senkrechten zwei gegenläufige Prozentskalen von 0 bis 100. Verbindet man den Punkt für das spezifische Gewicht von Grundstoff 2 bei  $a = 0$  % mit dem Punkt für das spezifische Gewicht von Grundstoff 1 bei  $a = 100$  %, so erhält man eine einfache lineare Darstellung, die es ermöglicht, zu jeder gewünschten Mischung, Lösung, Lauge oder Emulsion den Anteil an Grundstoff 1 oder 2, der zugesetzt werden muß, oder umgekehrt, aus den Anteilen das spezifische Gewicht der Lösung abzulesen.

Anwendungsbeispiel: Herstellung von Bohrwasser<sup>3)</sup> (vgl. Bild 1).

Zum Kühlen und Schmieren der Schneide von Bohrern oder Bohrmeßern benutzt man sogenanntes Bohrwasser, dessen spezifisches Gewicht je nach dem Verwendungszweck (Werkstoff) durch entsprechenden Anteil an Oel verschieden ist. Es stehe zu diesem Zweck Wasser vom spezifischen Gewicht  $x = 1$  und Oel vom schwankenden spezifischen Gewicht  $y = 0,92$  bis  $0,96$  zur Verfügung. Um hieraus Bohrlösung vom spezifischen Gewicht  $s = 0,99$  herzustellen, muß man wissen, wieviel Volumenteile Oel ( $b$ ) mit dem restlichen Volumenanteil Wasser ( $a$ ) zu z. B. 1 l Lösung gemischt werden müssen, wobei 1 l Lösung =  $m = 100$  % ist.

Zur nomographischen Lösung dieser Aufgabe trägt man auf der Waagerechten eines Achsenkreuzes die Spanne der spezifischen Gewichte von 0,92 bis 1,0 auf, und auf der Senkrechten zwei gegenläufige Skalen von 0 bis 100 %. Hierbei gibt Skala  $a$  den gesuchten Volumenanteil an Wasser, Skala  $b$  den gesuchten Volumenanteil Oel wieder, da  $b = 100 - a$  (siehe Gleichung 2) ist. Hat jetzt z. B. das verwendete Oel ein spezifisches Gewicht von 0,95, so verbindet man den 0,95-Punkt der Waagerechten mit dem Punkt, der die Koordinate  $x = 1$  und  $a = 100$  hat. Soll das gewünschte spezifische Gewicht der Lösung  $s = 0,99$  sein, so errichtet man im Punkt 0,99 der Waagerechten eine Senkrechte, die die Gerade im Punkt P schneidet. Die Ordinate dieses Punktes ergibt auf der Skala  $a$  den gesuchten Volumenanteil Wasser und auf der Skala  $b$  den gesuchten Volumenanteil Oel, der zur Erzielung der gewünschten Mischung zugesetzt werden muß.

Zur weiteren Vereinfachung kann man noch eine 3. und 4. senkrechte Skala anbringen, die statt der Volumprozent die entsprechenden Volumina abzulesen gestattet, da 100 % z. B. 1 l = 1000 cm<sup>3</sup> entsprechen. Im vorliegenden Beispiel des Bildes 1 zeigt der Rechner, daß bei einem gewünschten Gewicht des Bohrlösung von 0,99 rd. 80 Anteile Wasser + rd. 20 Anteile Oel vom spezifischen Gewicht 0,95 oder 800 cm<sup>3</sup>

<sup>2)</sup> Siehe Fußnote 1: a. a. O., S. 36 u. 61.

<sup>3)</sup> Siehe auch Gottwein, K.: Masch.-Bau 20 (1941) S. 199/203.

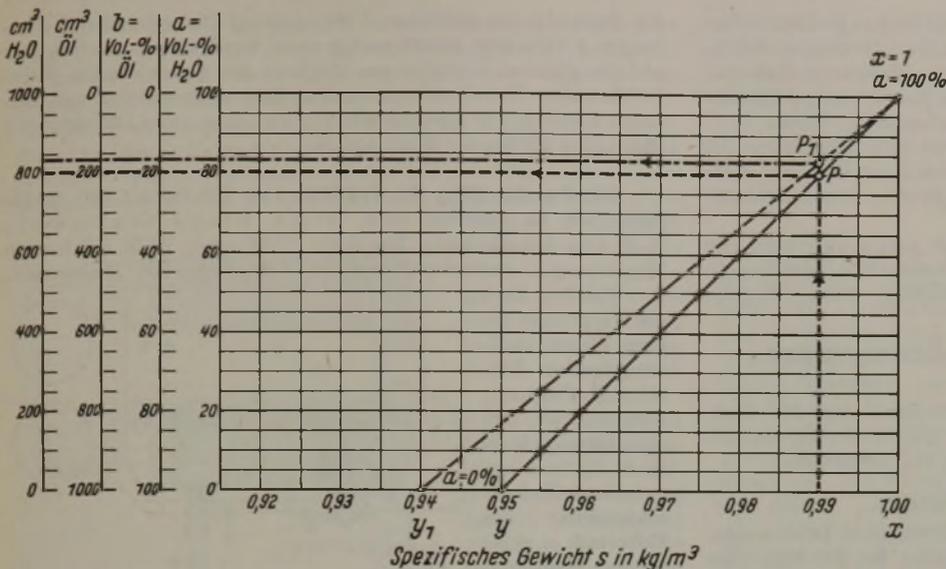


Bild 1. Nomogramm zur Bestimmung von Mischungen, Lösungen, Laugen und Emulsionen.

Wasser + 200 cm<sup>3</sup> Oel 1 l Bohrröl vom spezifischen Gewicht 0,99 ergeben.

Wie bei jeder solchen schaubildlichen Darstellung kann man auch umgekehrt das spezifische Gewicht des Bohrwassers ermitteln, wenn die Anteile an Oel und Wasser bekannt sind.

In der Praxis wird häufig mit dem Aräometer das spezifische Gewicht des Bohrwassers festgestellt; man kann dann leicht aus Bild 1 nachprüfen, wieviel Prozent Oel noch in der Mischung sind. Dieses ist wichtig zu wissen, da die Kühl- und Schmierfähigkeit des Bohrröls je nach dem Verwendungszweck innerhalb einer bestimmten Oelgehaltspanne seinen Bestwert hat. Man kann also mit Hilfe des Nomogramms leicht überprüfen, wann die Bohrröslösung sich dem unteren Grenzwert dieser Bestwertspanne nähert und rechtzeitig die Menge des zuzusetzenden neuen Oeles bestimmen.

Ändert sich das spezifische Gewicht eines der Grundstoffe, z. B. des Oeles von 0,95 auf 0,94, so ist nur eine neue Gerade durch  $y_1 = 0,94$  und  $a = 100$  zu legen (siehe gestrichelte Linie). Die Ordinate des Schnittpunktes  $P_1$  ergibt die neuen Anteile der Grundstoffe, die hier aus rd. 83 Volumprozent Wasser und 17 Volumprozent Oel ( $s = 0,94$ ) 1 l Mischung ( $s = 0,99$ ) ergeben.

Ändert sich das spezifische Gewicht von  $x$ , so verschiebt sich die in  $x$  zu errichtende Senkrechte. Somit können alle Änderungen in den Grundstoffen leicht und einfach berücksichtigt werden.

Diese Ueberlegung und Darstellung setzt eine einfache lineare Verknüpfung, d. h. eine störungsfreie Mischung der beiden Grundstoffe voraus. Ist dies nicht mehr der Fall, treten z. B. zusätzliche chemische Reaktionen auf, so gilt auch nicht mehr die einfache Mischungsregel, und an Stelle der linearen Verknüpfung tritt eine kompliziertere Form. Dies ist z. B. bei Schwefelsäure-Wasser-Lösungen der Fall, sofern man Schwefelsäure mit einem spezifischen Gewicht über 1,4 nimmt; hierbei

gehen die in der übersättigten Schwefelsäurelösung enthaltenen SO<sub>3</sub>-Moleküle mit H<sub>2</sub>O zusätzliche Verbindungen ein, die zu einer gewissen Verzerrung der geradlinigen Funktion führt. In solchen Fällen, in denen also eine weitere Einflußgröße auftritt, kann dann die 0- bis 100 %-Linie nicht mehr mit dem Lineal gezogen werden, sondern muß Punkt für Punkt konstruiert werden, wobei die zugehörigen Werte etwa aus dem Chemiekalender oder entsprechenden Taschenbüchern entnommen werden können. Aber auch dann ist das entstandene Schaubild bei häufigem Gebrauch eine angenehme Hilfe.

Die einfache Konstruktion bei linearer Verknüpfung, d. h. bei störungsfreier Mischung der Grundstoffe sichert dem geschilderten schaubildlichen Rechenverfahren einen großen Anwendungsbereich im Gebiet der Herstellung von Lösungen, Mischungen, Laugen und Emulsionen, da die umständlichere Errechnung oder Messung des gewünschten spezifischen Gewichts fortfällt. Das Verfahren ist z. B. anwendbar bei der Herstellung von Kühlwassermischungen für Kraftfahrzeuge und Flugzeugmotoren, bei der Ansetzung von Lösungen in den Geräten zur Bestimmung der Gaszusammensetzung (Orsatapparat), bei der Errechnung der Möllerszusammensetzung im Hochofen, kurz überall da, wo die Mischungsregel gilt.

Hans Euler.

### Beseitigung von Staub und Abrieb vor Gaserzeugern und ihre Verwendung in einer Unterschubfeuerung.

Die Lurgi-Apparatebau-Gesellschaft m. b. H. in Frankfurt a. M. macht uns darauf aufmerksam, daß sie für die an dieser Stelle<sup>1)</sup> in Bild 2 gebrachte Darstellung Patentschutz nachgesucht hat.

### Anschriftensammlung von ehemaligen Studierenden der Staatlichen Ingenieurschule zu Duisburg.

Zur Förderung des Zusammenschlusses von ehemaligen Studierenden der Duisburger Hüttenschule (jetzt Staatliche Ingenieurschule zu Duisburg) werden von Studienrat Dipl.-Ing. E. Wagner die derzeit gültigen Anschriften gesammelt. Zu diesem Zwecke sind entsprechende Fragebogen an „Ehemalige Duisburger“ versandt worden; ihre Beantwortung hat die große Anteilnahme aller Beteiligten an dem Vorhaben erkennen lassen.

Diejenigen „Ehemaligen Duisburger“, die bisher noch keinen Fragebogen erhalten haben, da ihre Anschrift fehlte, werden gebeten, diesen möglichst bald anzufordern, und zwar unter folgender Anschrift: Techn. K.-V.-Rat Dipl.-Ing. E. Wagner, Berlin W 35, Lützow-Ufer 14.

<sup>1)</sup> Stahl u. Eisen 62 (1942) S. 91.

## Patentbericht.

### Deutsche Patentanmeldungen<sup>1)</sup>.

(Patentblatt Nr. 10 vom 5. März 1942.)

Kl. 7 a, Gr. 5/01, D 79 775. Kontinuierliches Walzwerk mit Einzelantrieb der Gerüste oder Gerüstgruppen durch regelbare Motoren. Erf.: Dr.-Ing. Theodor Dahl, Duisburg, und Heinrich Uebing, Kohlbeck über Ratingen. Anm.: Demag, A.-G., Duisburg.

Kl. 7 a, Gr. 27/02, S 138 198. Feststellvorrichtung für die Führungskästen an Walzwerken. Erf.: Ewald Hein, Kreuztal (Kr. Siegen). Anm.: Siemens, Siegener Maschinenbau-A.-G., Dahlbruch i. W.

Kl. 7 b, Gr. 12, M 148 744. Verfahren zur Herstellung plattierter Rohre. Erf.: Willi Gerhards, Remscheid, und Ulrich Petersen, Buß. Anm.: Mannesmannröhren-Werke, Düsseldorf.

Kl. 17 g, Gr. 3, D 85 882. Hochdruckgefäß. Erf.: Dipl.-Ing. Bruno Pieper, Dortmund. Anm.: Dortmund-Hoerder Hüttenverein, A.-G., Dortmund.

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

Kl. 18 a, Gr. 18/05, S 137 905. Verfahren zur Gewinnung von flüssigem Eisen oder Eisenlegierungen durch Reduktion im Drehofen. Erf.: Dr.-Ing. Fritz Eulenstein, Köln, und Adolf Krus, Stürzelberg über Neuß. Anm.: Sachtleben, A.-G. für Bergbau und chemische Industrie, Köln.

Kl. 18 c, Gr. 9/50, M 147 623; Zus. z. Pat. 689 350. Turmofen mit stufenweise übereinander angeordneten Tragarmen zur Abwärtsförderung des Gutes. Erf.: Konstantin Moll, Düsseldorf. Anm.: Dipl.-Ing. Georg Moll, Essen.

Kl. 18 d, Gr. 2/50, D 82 330. Eisen-Aluminium-Legierungen für Gegenstände, die eine hohe Zunderbeständigkeit besitzen müssen. Erf.: Dr.-Ing. Walter Bungardt, Berlin-Grünau, und Dr.-Ing. Heinrich Cornelius, Berlin-Adlershof. Anm.: Deutsche Versuchsanstalt für Luftfahrt, e. V., Berlin-Adlershof.

Kl. 18 d, Gr. 2/70, K 146 426. Eisen oder Stahl für Gegenstände, deren Oberfläche durch thermische Diffusion an Chrom angereichert werden soll. Erf.: Dr. phil. Gottfried Becker, Buderich b. Neuß, Dr.-Ing. Karl Daeves und Dr. phil. Fritz Steinberg, Düsseldorf. Anm.: Kohle- und Eisenforschung, G. m. b. H., Düsseldorf.

Kl. 21 h, Gr. 15/01, B 178 018. Elektrischer Industrieofen. Erf.: Dipl.-Ing. Friedrich Schultebrucks, Dortmund-Kirchhörde. Anm.: Brown, Boveri & Cie., A.-G., Mannheim-Käfertal.

Kl. 22 g, Gr. 7/02, St 60 371. Gegen Rostbildung schützendes Ueberzugsmittel. Dipl.-Ing. Josef Stepanek, Wien.

Kl. 42 k, Gr. 20/01, A 89 475. Gerät zum Feststellen der Zugfestigkeit und Dehnung von dünnwandigen Blechen, Bändern und Rohren. Erf.: Rafael Wycislo, Essen. Anm.: Arntzen-Leichtbau, K.-G., Brackwede i. W.

Kl. 49 c, Gr. 13/03, D 79 682. Schere zum Zerkleinern von bei Blechbesümanlagen anfallenden Saumstreifen oder sonstigem Walzgut. Erf.: Hans Schmitz, Duisburg. Anm.: Demag, A.-G., Duisburg.

**Deutsche Gebrauchsmuster-Eintragungen.**

(Patentblatt Nr. 10 vom 5. März 1942.)

Kl. 31 c, Nr. 1 514 721. Isolierte Stopfenstange für Gießpfannen. Dortmund-Hoerder Hüttenverein, A.-G., Dortmund, und Kohle- und Eisenforschung, G. m. b. H., Düsseldorf.

**Deutsche Reichspatente.**

Kl. 7 a, Gr. 19, Nr. 690 134, vom 8. Oktober 1936, ausgegeben am 17. April 1940, und Zusatzpatent Nr. 713 012, vom 20. Oktober 1937, ausgegeben am 30. Oktober 1941. Rohde & Dörrenberg in Düsseldorf-Oberkassel. (Erfinder: Karl Wolters in Düsseldorf-Oberkassel.) *Profilwalze mit auf einen Teil des Umfanges sich erstreckendem Kaliber, besonders für Walzwerke.*

Auf die glatten zylindrischen sich an die Bunde a, b anschließenden Teile der Walzen c, d werden die geschlossenen Klemmringe e mit einem nach innen sich verjüngenden Querschnitt und die zwischengefügten Kalibersegmentstücke f mit einem nach außen sich verjüngenden Querschnitt aufgeschoben (Bild 1). Die Teile e, f werden durch Einlegekeile g, h gegenüber den Walzen gegen Drehung gesichert (Bild 2). Um das Aufschieben der geschlossenen Ringe auf den Walzenkern zu erleichtern, wird die Öffnung der Ringe e auf einem Bogen, der etwas größer ist als ihr halber Umfang, um ein geringes Maß ausgespart. Die Stützkeile g, h haben zu der Aussparung der Ringbohrung hin schräg verlaufende Anzugsflächen, derart, daß sie durch entsprechende Anzugsflächen in den Nuten i, k der Ringe e beim Anziehen der Bundmuttern l, m oder auch beim Zentrieren der Ringe e gegen den Walzenkern gedrückt werden (Bild 3).

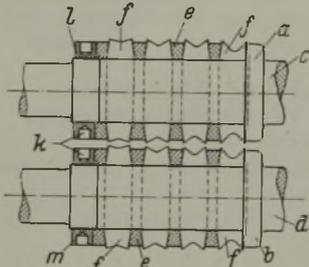


Bild 1.

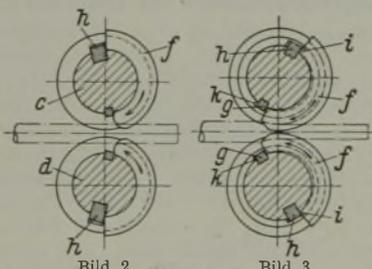


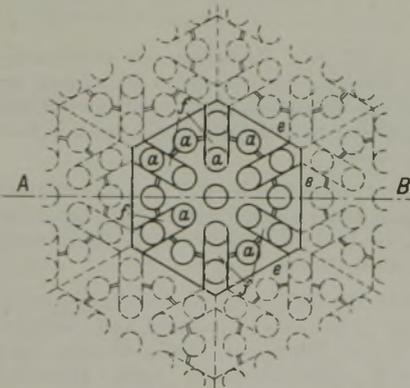
Bild 2.

Bild 3.

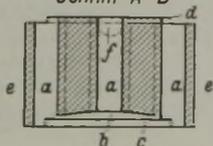
laufende Anzugsflächen, derart, daß sie durch entsprechende Anzugsflächen in den Nuten i, k der Ringe e beim Anziehen der Bundmuttern l, m oder auch beim Zentrieren der Ringe e gegen den Walzenkern gedrückt werden (Bild 3).

Kl. 24 c, Gr. 5<sub>01</sub>, Nr. 711 997, vom 7. Februar 1936; ausgegeben am 10. Oktober 1941. Otto Strack in Grobhesselohe und Pfälzische Chamotte- und Thonwerke (Schiffer und Kircher), A.-G., in Eisenberg (Pfalz). *Besatzsteine für Wärmespeicher.*

Die engen Durchgänge a sind gleichmäßig über den Querschnitt verteilt. An der unteren Kopf- fläche ist der beim Aufbau frei bleibende Raum b ausgespart. Vertiefungen c und Vorsprünge d an beiden Kopfseiten sichern



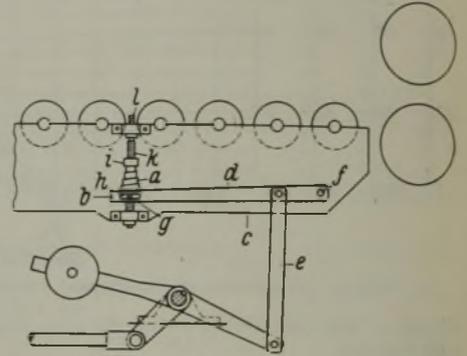
Schnitt A-B



die Steine gegen seitliches Verschieben. Die schmalen Vertiefungen f verlaufen strahlenartig nach den Rändern, treffen dort auf die gleichen Vertiefungen der mit den Seitenwänden e sich berührenden Nachbarsteine und stellen so zusammen mit dem freien Raum b eine Querverbindung zwischen allen Durchgängen sämtlicher Steine der Steinlage her.

Kl. 7 a, Gr. 27<sub>04</sub>, Nr. 712 095, vom 30. März 1939; ausgegeben am 13. Oktober 1941. Fried. Krupp Grusonwerk, A.-G., in Magdeburg-Buckau. (Erfinder: Willi Bonhoff in Magdeburg.) *Antriebsgestänge für Wipptische von Walzwerken.*

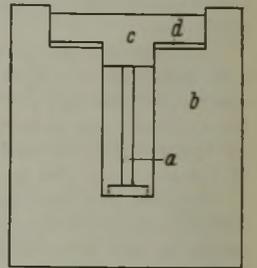
Die den Hub der Wipptische begrenzenden stoßdämpfenden Mittel, z. B. Federn a, wirken auf das gabelförmige freie Ende b eines am andern Ende schwenkbar am Hebetisch c gelagerten Hebels d ein; an diesem greift die Hubstange e an, deren Angriffspunkt



näher der Schwenkachse f des Hebels d liegt als dem Angriffspunkt der Federn a. Die Federn a stützen sich unten gegen ein von der Gabel b getragenes Stützstück a, dessen Zapfen g in je einem Langloch h der Gabel ruhen; oben stützen sich die Federn gegen einen Ringflansch i der die Schraubenspinde k umschließenden Büchse. Durch Drehen dieser Spindel mit dem Vierkant l kann der Tisch eingestellt werden.

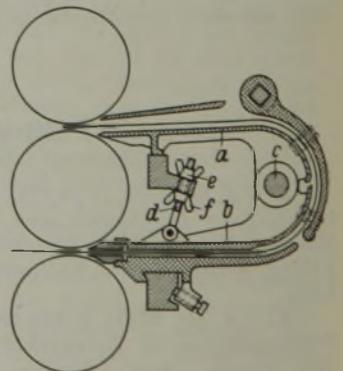
Kl. 42 k, Gr. 20<sub>01</sub>, Nr. 712 148, vom 24. September 1935; ausgegeben am 13. Oktober 1941. Dr. phil. Wilhelm Späth in Wuppertal-Barmen. *Statisch wirkende Werkstoffprüfmaschine.*

Der Prüfling a in der Prüfmaschine mit überaus stark bemessenem Gestell b wird durch den Kolben c eines mit Quecksilber betriebenen hydraulischen Preßzylinders mit großem Durchmesser und möglichst geringer Kolbenflächenpressung belastet. Der dünne Spalt d enthält das Quecksilber. Die im Kraftfluß liegenden Teile der Maschine haben eine Gesamtfederkonstante, die wesentlich größer als diejenige des Prüflings ist, so daß bei geringen, plastischen Verschiebungen, z. B. beim Uberschreiten der Elastizitätsgrenze im Prüfling, die kritischen Beanspruchungen des Prüflings im Verformungsbelastungsschaubild schärfer hervortreten.



Kl. 7 a, Gr. 13, Nr. 712 155, vom 16. Januar 1936; ausgegeben am 13. Oktober 1941. Schloemann, A.-G., in Düsseldorf. *Umführungsrinne für Walzwerke.*

Die vor den Walzen angeordnete Umführungsrinne besteht aus den beiden Teilen a, b, die um die gemeinsame Achse c drehbar sind und mit Hilfe der Schwenkschraube d und Stellmuttern e, f in der Höhenlage eingestellt werden können.



Kl. 21 h, Gr. 25, Nr. 712 227, vom 27. Juli 1938; ausgegeben am 15. Oktober 1941. Demag-Elektrostahl, G. m. b. H., in Duisburg. (Erfinder: Gustav-Adolf Sixel in Düsseldorf-Kaiserswerth.) *Schutzvorrichtung für elektrische Lichtbogenöfen.*

Sie wird durch eine spannungsabhängige Sperrvorrichtung für die Ofentüren gekennzeichnet, die ein Öffnen der Türen bei den zum Einschmelzen des Einsatzes dienenden hohen Spannungen unmöglich macht, dagegen während der übrigen Betriebszeiten, bei denen mit niedrigeren Spannungen gearbeitet wird, ein Öffnen der Türen zuläßt.

**Kl. 7 a, Gr. 18, Nr. 712 156**, vom 30. Dezember 1937; ausgegeben am 14. Oktober 1941. Fried. Krupp, A.-G., in Essen. (Erfinder: Dr.-Ing. Kurt Gebhard in Essen.) *Lagerung von Walzen, besonders von Kaltwalzwerken.*

Der Walzenzapfen a liegt auf den in der Waagerechten zweigeteilten Lagerschalen b aus Kunstharzpreßstoff auf. Diese sind in einem Gehäuse c gelagert, das auf der dem Walzenballen zugekehrten Seite offen ist und dort unter Zwischenschalten eines Raumes d für das Kühlmittel durch eine Stirnwand e geschlossen wird. Die Wand e läuft mit der Walze f und wird mit deren Zapfen a durch eine flüssigkeitsdichte Nahtschweißung g, h fest verbunden. Die Wand e bildet mit dem Gehäuse c einen Spalt i, der möglichst weit von der Walze angeordnet wird und z. B. als Labyrinth-

dichtung ausgeführt werden kann. Eine Reihe von achsparallelen Bohrungen k sind mit dem Raum l verbunden, so daß das bei m ins Lager tretende Kühlmittel in der Richtung n strömt und bei o durch die Pumpe p abgesaugt wird, deren Saugwirkung den Spalt i vom innern Ueberdruck entlastet oder einen Unterdruck an ihm erzeugt. Hierdurch wird verhindert, daß das Kühlmittel aus dem Spalt i auf die Walze f gelangen kann.

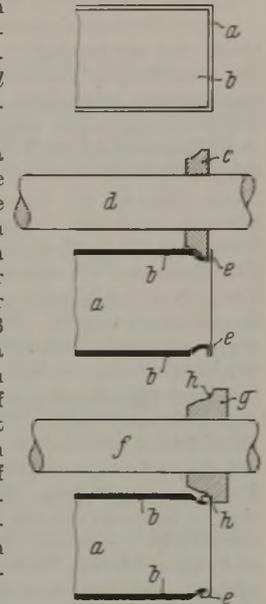
**Kl. 18 b, Gr. 102, Nr. 712 313**, vom 28. Juni 1938; ausgegeben am 16. Oktober 1941. Amerikanische Priorität vom 14. April

1938. Meehanite Metal Corporation in Chattanooga, Tennessee, und Oliver Smalley in Pittsburgh, Penns., V. St. A. (Erfinder: Oliver Smalley in Pittsburgh, Penns.) *Verfahren zur Herstellung von Gußstücken aus weißem Gußeisen und von Hartguß größerer Härte und Tiefe der Schale.*

Geschmolzenes, graues oder gemischtes Gußeisen wird mit Tellur in Mengen von 0,0001 bis 2% versetzt und nach dem Guß in üblicher Weise abgekühlt.

**Kl. 49 I, Gr. 5, Nr. 712 426**, vom 30. April 1938; ausgegeben am 18. Oktober 1941. Albert Dessin in Berlin-Reinickendorf. *Verfahren und Einrichtung zur Herstellung von plattierten Blechen.*

In das Paket aus Kernblock a mit den Plattierungsaufgaben b, die eine etwas geringere Länge und geringere Breite als der Block a haben, werden an dessen Längs- und Querkanten die Aufgaben b durch Pressen oder Walzen, z. B. Ringe c auf der Welle d, derart eingedrückt, daß Randleisten e des Kernblockes a stehenbleiben, die anschließend durch die nachgeschalteten auf der Welle f angeordneten Bördelwalzen g mit kreisbogenförmig gekrümmter Rille h nach innen umgebördelt werden, worauf das Paket erhitzt und weiterverarbeitet werden kann. Die Entfernung der Bördelwalzen g von den Eindrückwalzen c entspricht der Paketlänge und -breite.



## Wirtschaftliche Rundschau.

### Vereinigte Stahlwerke, A.-G., Düsseldorf.

Nach dem Vorstandsbericht der Vereinigten Stahlwerke, A.-G., Düsseldorf, verlief das am 30. September 1941 beendete Geschäftsjahr, das in vollem Umfang die Leistungsfähigkeit des Bergbaues wie der Hütten- und Verfeinerungsbetriebe des Konzerns durch die Erfüllung der großen kriegswichtigen Aufgaben in Anspruch nahm, im allgemeinen durchaus zufriedenstellend.

In der Gewinn- und Verlustrechnung wird nach Abrechnung mit Organgesellschaften sowie nach Abzug der Gehälter, Löhne, Sozialabgaben, Abschreibungen auf das Anlagevermögen, Steuern und Berufsbeiträge ein Rohüberschuß von 11,54 Mill. *RM* ausgewiesen, während sich die Erträge aus sonstigen Beteiligungen auf 12,06 und außerordentliche Erträge auf 16,21 Mill. *RM* beliefen. Auf der Aufwandseite erforderten Zinsmehraufwand 2,29 und außerordentliche Aufwendungen 2,10 Mill. *RM*. Nach Zuweisung von 7,83 Mill. *RM* an die Rücklagen verbleibt ein Reingewinn von 27,60 Mill. *RM*, der zur Ausschüttung einer Dividende von wieder 6% auf das Grundkapital von 460 Mill. *RM* verwendet werden soll.

In der Bilanz stehen Anlagen mit 558,05 Mill. *RM* zu Buch, wozu noch in Wertpapieren und Bankguthaben angelegte bereitgestellte Baugelder von 142,46 Mill. *RM* kommen. Beteiligungen sind mit 693,47 Mill. *RM* bewertet. Das Umlaufvermögen erscheint mit 368,15 Mill. *RM*, wovon auf Wertpapiere 28,44, auf Aktivhypotheken 0,67, auf Konzernforderungen 180,63, auf Wechsel 21,29, auf Schecks, Kasse und Bankguthaben 75,21 und auf sonstige Forderungen einschließlich Anzahlungen für Warenlieferungen 61,82 Mill. *RM* entfallen. Aktive Abgrenzposten betragen 1,60 Mill. *RM*. Auf der Passivseite werden neben dem Grundkapital von 460 Mill. *RM* die gesetzliche Rücklage mit 80, andere Rücklagen mit 59,43 und

Rückstellungen mit 160,67 Mill. *RM* ausgewiesen. Die gesamten Verbindlichkeiten erscheinen mit 975,22 Mill. *RM*, darunter betragen Anleihen abzüglich Eigenbesitz und Zahlungen an die Konversionskasse 62,18, Passivhypotheken 1,16, Anzahlungen von Betriebsgesellschaften für den Erwerb von Werksanlagen 383, Verbindlichkeit an die Gelsenkirchener Bergwerks-A.-G. (aus deren Besitz an gekündigten Teilschuldverschreibungen der Anleihe der Vereinigten Stahlwerke Serie B) 114,16, sonstige Konzernverbindlichkeiten 168,29, Wechselverbindlichkeit 6,11, Bankschulden 66,77 und sonstige Verbindlichkeiten 173,55 Mill. Reichsmark. Passive Abgrenzposten stehen mit 0,80 Mill. *RM* zu Buch. Zur Sicherung einzelner Kredite dienen, wie im Geschäftsbericht noch mitgeteilt wird, Wechsel und Wertpapiere sowie Aktien von Tochtergesellschaften; außerdem sind Kredite durch Warenbestände und Forderungen von Konzernunternehmen gesichert. Aus Beteiligungen, deren Kapital noch nicht voll eingezahlt ist, kann sich für die Vereinigten Stahlwerke noch eine Einzahlungspflicht von 3,19 Mill. *RM* ergeben. Die Haftung der Gesellschaft nach dem G. m. b. H.-Gesetz für Kapitaleinzahlungsverpflichtungen anderer Gesellschafter beträgt 2,43 Mill. *RM*. Selbstschuldnerische Bürgschaften für Anleihen von Konzernunternehmen belaufen sich auf 318 Mill. *RM*. Für die sonstigen Bürgschaften und Haftungen von 139,53 Mill. Reichsmark bestehen Rückbürgschaften Dritter von 2,03 Mill. Reichsmark; die Nachhaftungen der Vereinigten Stahlwerke betragen 1,03 Mill. *RM*. Zu den ausgewiesenen Bürgschaften kommen noch Haftungen im Gesamtbetrag von 16,25 Mill. *RM* für Anleihen von Beteiligungen hinzu. Die Nachhaftungen stellen sich auf 10,42 Mill. *RM*, denen Rückbürgschaften von 0,61 Mill. *RM* gegenüberstehen.

sonderen Erlassen ist die Berechnung der Verbandserzeugnisse, soweit die Frachtgrundlage in Betracht kommt, näher geregelt.

**Erfassung der Lagerbestände an Metall und Metallerzeugnissen.** — Die Reichsstelle für Metalle veröffentlicht im Reichsanzeiger Nr. 53 vom 4. März 1942 die Anordnung Nr. 52 a, durch die bei den Halbzeugwerken und den metallverarbeitenden Betrieben Bestimmungen über die Erfassung der Lagerbestände an Metall und Metallerzeugnissen getroffen werden. Die Anordnung tritt an Stelle der bisherigen Anordnung Nr. 52.

**Die Preisbildung für Drahterzeugnisse.** — Eine vom Reichskommissar für die Preisbildung erlassene Anordnung über die Preisbildung für Drahterzeugnisse vom 27. Februar 1942<sup>1)</sup> bringt eine Vereinfachung der bisher in verschiedenen Erlassen verstreuten Vorschriften. Nunmehr sind die Preise für die Erzeugnisse der Drahtverbände einheitlich geregelt. Diese Regelung trifft zeitlich mit der Gründung der Drahtgemeinschaft in Dortmund zusammen, so daß Preis- und Marktregelung gleichzeitig zu einem gewissen Abschluß gelangt sind. In be-

<sup>1)</sup> Reichsanzeiger Nr. 52 vom 3. März 1942.

## Buchbesprechungen.

**Kochendörfer, Albert**, Dr. habil., Dozent für Physik an der Technischen Hochschule Stuttgart, Wissenschaftlicher Mitarbeiter des Kaiser-Wilhelm-Instituts für Metallforschung: **Plastische Eigenschaften von Kristallen und metallischen Werkstoffen.** Mit 91 Abb. Berlin: Julius Springer 1941. (XII, 312 S.) 8°. 27 RM., geb. 28,50 RM.

(Reine und angewandte Metallkunde in Einzeldarstellungen. Hrg. von W. Köster, Bd. 7.)

Der Verfasser versucht, das Verhalten metallischer Werkstoffe bei mechanischer Beanspruchung auf die Eigenschaften der Einkristalle, aus welchen sich die Werkstoffe in Gestalt der sogenannten Kristallite bzw. Mosaikblöcke aufbauen, zurückzuführen und diese wieder mit Hilfe des atomistischen Bildes der Platzwechsel im Kristallgitter auch an Hand eines umfangreichen Schrifttums zu erklären. Damit die Registrierkurven einen Knick im Spannungs-Dehnungs-Verlauf wiedergeben können, muß die Federung des Kraftanzeigers hinreichend klein und die Verformungsgeschwindigkeit nicht zu gering sein. Für diese wird als obere Grenze eine Schiebungsgeschwindigkeit von  $1/h = 1,6\%$ /min und als untere Grenze das Hundertstel davon angenommen. Die Verfestigung tritt auch dann ein, wenn scheinbar homogene Verformung in Gestalt sogenannter Schiebegleitung vorliegt, obschon der Laue-Asterismus und damit Eigenspannungen zweiter Art (im Gegensatz zur Stauchung und Dehnung) fehlen. Wenn auch Eigenspannungen dritter Art dabei fehlen sollten (was nicht erwiesen ist), so müßte man neben der Spannungsverfestigung auch eine atomistische Verfestigung annehmen. Bei sehr kleinen Verformungen dürften sich — besonders in der Werkstoffschicht in der Nähe der freien Oberfläche — relativ früh Eigenspannungen dritter Art und erst bei größeren Verformungen auch solche zweiter Art ausbilden. Bei der Erholung werden vorzugsweise die rasch veränderlichen Eigenspannungen zweiter und dritter Art (bis auf die gebundenen Versetzungen) vermindert. Bei jeder Temperatur stellt sich ziemlich bald ein nahezu gleichbleibender Grad der Entfestigung ein, der aber nach sehr langer Dauer einem von der Temperatur unabhängigen Endzustand zuzu-

streben scheint. Die Dauerfestigkeit soll die Bedeutung einer Verformungsgrenze haben, bei welcher die Spannungsverfestigung einen Höchstwert erreicht. Solange es sich um die Dauerbruchgrenze handelt, sei die Frequenz der Lastwechsel ohne Einfluß, nicht aber bei größeren Vorlasten und höheren Temperaturen, wo die Grenze praktisch durch unzulässig hohe Dehnung gegeben ist.

Das Buch ist reich an mathematischen Ansätzen, welche die bei all diesen Vorgängen sich aufdrängenden Fragen, unter den nicht zu umgehenden vereinfachenden Annahmen, auch rechnerisch zu verfolgen gestatten. Einer besonderen Empfehlung bedarf dieses Buch nicht.

Anton Eichinger.

**Narath, H.: Geräte zum Prüfen und Messen in der Werkstatt.** (Mit 90 Fig.) Leipzig C 1, Salomonstr. 1: J. J. Arnd 1941. (123 S.) 8°. 2,20 RM.

Das Buch beschreibt ausführlich die Meßwerkzeuge, wie sie sowohl in der Werkstatt als auch im Feinmeßlaboratorium benötigt und angewandt werden. Ausgehend von festen und einstellbaren Lehren, über Meßuhren und Meßmaschinen bringt die Zusammenstellung auch die optischen, elektrischen und selbsttätigen Meßgeräte. Besondere Abschnitte beschreiben eingehend die Verbindung oder den Einbau der Meßgeräte in Werkzeugmaschinen, wie auch das wichtige Gebiet der Zahnrad- und Fräsmessung nicht vergessen wurde.

Die Erklärung der Wirkungsweise der Meßgeräte ist allgemeinverständlich. Zeichnungen, die den Aufbau oder die Wirkungsweise zeigen, vervollständigen den Text. Eine sehr große Anzahl von Bildern bringt die von den verschiedenen Herstellerfirmen erwähnten Geräte. In vielen Fällen wird nicht nur das Meßgerät, sondern auch die Anwendungsmöglichkeit beim Messen der Werkstücke gezeigt.

Der Inhalt des Buches ist übersichtlich nach dem Aufbau der einzelnen Gerätearten geordnet, so daß man sich leicht über die Meßarten unterrichten kann. Leider fehlt aber ein Stichwortverzeichnis, so daß ein bestimmtes Gerät nur schwer aufzufinden ist.

Ludwig Louis.

## Vereins-Nachrichten.

### Änderungen in der Mitgliederliste.

- Beck, Fritz**, Dipl.-Ing., Stahlwerkschef, Ruhrstahl A.-G., Gußstahlwerk Witten, Witten; Wohnung: Wannan 55. 35 030  
**Beer, Joachim**, Ingenieur, Gutehoffnungshütte Oberhausen A.-G., Abt. Gelsenkirchen vorm. Boecker & Comp., Gelsenkirchen; Wohnung: Hotel Monopol. 36 026  
**Behr, Anton**, Oberingenieur, Mitinh. der Fa. Haustadt & Timmermann, Rohrleitungsbau, Düsseldorf 1, Goethestr. 45; Wohnung: Essen-Bredeney, Am Ruhrstein 20. 19 008  
**Brüggemann, Theodor**, Dipl.-Ing., Betriebsassistent im Siemens-Martin- u. Elektrostahlwerk der Eisen- u. Hüttenwerke A.-G., Werk Thale, Thale (Harz); Wohn.: Roßtrappenstr. 16. 37 056  
**Dietl-Karnath, Ilse**, Dipl.-Ing., Assistentin, Techn. Hochschule Berlin, Berlin; Wohn.: Berlin NW 21, Bochumer Str. 21. 40 068  
**Frisch, Alfons**, Dipl.-Ing., Betriebsleiter, Röchling'sche Eisen- u. Stahlwerke G. m. b. H., Völklingen (Saar); Wohnung: Freiligrathstr. 11. 38 038  
**Graeff, Carl**, Dr. rer. pol., Dipl.-Kfm., Direktor, Schiess A.-G., Düsseldorf 1, Kölner Str. 114; Wohnung: Düsseldorf 10, Grunerstr. 32. 41 224  
**Haag, Fritz**, Obering.i. R., Prag VII, Langemarckstr. 27. 03 010  
**Heczko, Theodor**, Dr. phil., Chefchemiker-Stellvertreter, Eisenwerke Oberdonau G. m. b. H., Linz (Oberdonau), Zizlauer Str. 54; Wohnung: Linz (Oberdonau)-Froschberg, Schwayerstraße 60. 29 067  
**Hensen, Peter**, Dipl.-Ing., Baurat, Staatl. Ingenieurschule, Duisburg; Wohnung: Akazienhof 6. 24 029  
**Hugo, Erich**, Dr.-Ing., Oberingenieur, Bayerische Motorenwerke A.-G., München 13, Lerchenauer Str. 76; Wohnung: Schönerer Platz 1. 35 234  
**Hurter, Karl**, Dipl.-Ing., Betriebsleiter, Gebr. Böhler & Co. A.-G., Edelstahlwerk Kapfenberg, Kapfenberg (Steiermark); Wohnung: Mariazeller Str. 19. 35 239  
**Klinzmann, Willy**, Ingenieur, techn. Geschäftsführer, Drahtziehfettfabrik Friedrich May, Hagen (Westf.); Wohnung: Loxbaumstr. 16. 24 115  
**Penka, Rudolf J.**, Dipl.-Ing., Hochofenchef, Hugo Schneider A.-G., Eisenhütte Tschenstochau, Tschenstochau (Generalgouvernement). 23 136  
**Rollett, Richard**, Dipl.-Ing., Oberingenieur, Röchlingstahl G. m. b. H., Völklingen (Saar); Wohnung: Hofstattstr. 124. 30 131

- Schmid, Adolf**, Dipl.-Ing., Betriebsleiter, Poldihütte A.-G., Kladno (Böhmen); Wohnung: Riegerstr. 1409. 40 127  
**Thiele, Wolfgang**, Dr. phil., Betriebsingenieur, Reichswerke A.-G. für Erzbergbau u. Eisenhütten „Hermann Göring“, Hütte Braunschweig, Watenstedt über Braunschweig; Wohnung: Braunschweig, Luisenstr. 16. 37 441  
**Will, Gerhard**, Dipl.-Ing., Techn. Hochschule, Pulvermetallurg. Forschungsstelle, Aachen, Intzestr. 1; Wohnung: Lousbergstraße 20. 39 314

### Neue Mitglieder.

- Berger, Helmut**, Dipl.-Ing., Leoben (Steiermark), Kerschbaumer Straße 6. 42 088  
**Buntenbach, Friedrich**, Dipl.-Ing., Betriebsleiter, Dolomitwerke G. m. b. H., Hagen-Halden; Heimatanschrift: Bergisch Gladbach, Am Mühlenberg 7. 42 089  
**Diedrich, August**, Dipl.-Ing., Betriebschef im Maschinenbetrieb der Kraftanlagen der August-Thyssen-Hütte A.-G., Werk Thyssenhütte, Duisburg-Hamborn; Wohnung: Kaiser-Wilhelm-Str. 38. 42 091  
**Dietrich, Richard**, Betriebsingenieur, Mannesmannröhren-Werke, Abt. Finnentrop, Finnentrop (Sauerland); Wohnung: Heggen (Sauerland), Attendorner Str. 14. 42 092  
**Fritsch, Günter**, Dipl.-Ing., Betriebsingenieur, Falvahütte, Schwientochowitz (Oberschles.); Wohn.: Hüttenstr. 4. 42 094  
**Gericke, Fritz**, Dipl.-Ing., Geschäftsführer, Julius Pintsch K.-G., Zweigniederl. Breslau, Breslau; Wohnung: Breslau 18, Fehrbellinstr. 6 a. 42 095  
**Grassinger, Ludwig**, Dipl.-Ing., Assistent der Forschungsanstalt der Schoeller-Bleckmann Stahlwerke A.-G., Ternitz (Niederdonau); Wohnung: Ober-Ternitz (Niederdonau), Nr. 248. 42 096  
**Grohmann, Kurt**, Geschäftsführer der Bezirksgruppe Südwest der Wirtschaftsgruppe Eisen schaffende Industrie, Metz; Wohnung: Dr.-Todt-Str. 21. 42 097  
**Schröder, Ernst**, Inhaber der Fa. Müller & Schröder Spezialdrahtfabrik A.-G. Nachfolger, Altena (Westf.); Wohnung: Marktstr. 14. 42 098  
**Windorf, Erich**, Gießereingenieur, Düsseldorf-Grafenberg, Gutenbergsstr. 47. 42 100  
**Wisser, Johannes**, Ingenieur, Gießereileiter, Röchling'sche Eisen- und Stahlwerke G. m. b. H., Völklingen (Saar); Wohnung: Bismarckstr. 153. 42 101