

# 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 40

7. Oktober 1943

63. Jahrgang

	Seite		Seite
Die Beeinflussbarkeit nichtmetallischer Einschlüsse in legierten Einsatzstählen aus dem basischen Lichtbogenofen. Von Eduard Maurer und Roman Schustek . . . . .	725	Umschau . . . . .	735
Grundlagen des Breitbandwalzens. Von Wilhelm Winkler . . . . .	731	Dampfgehärtete Leichtsteine aus Schlackensand. — Der Stand der Steinkohlenveredlung (Forts.). — Wärmewirtschaft und Betriebsblindheit (Teil III). — Archiv für das Eisenhüttenwesen.	
		Buchbesprechung . . . . .	740

### Die Beeinflussbarkeit nichtmetallischer Einschlüsse in legierten Einsatzstählen aus dem basischen Lichtbogenofen

Von Eduard Maurer und Roman Schustek \*)

Mitteilung aus dem Stahlwerksbetrieb der Deutschen Edelstahlwerke zu Krefeld und dem Eisenhütten-Institut der Sächsischen Bergakademie zu Freiberg.

[Bericht Nr. 415 des Stahlwerksausschusses des Vereins Deutscher Eisenhüttenleute im NSBDT.\*\*)]

*(Kurzer Schrifttumshinweis. Verfahren zur Bestimmung des mikroskopischen und makroskopischen Reinheitsgrades durch Schliiffuntersuchung bzw. Drehstufen- und Ferrofluxprobe. Beeinflussung der als „Haarrisse“ auftretenden Schlackeneinschlüsse durch Walztemperatur und Verformungsgrad, durch Ober- und Unterguß sowie durch Gießtemperatur und Gießzeit. Beeinflussung des Reinheitsgrades durch Maßnahmen während des Schmelzens sowie der Einfluß verschiedener Desoxydationsmittel.)*

Die vorliegende Arbeit hatte zum Ziel, die nichtmetallischen Einschlüsse in legierten Einsatzstählen aus dem basischen Lichtbogenofen zu vermindern oder ihre Ausbildung derart zu beeinflussen, daß sie bei den angewendeten Prüfverfahren im fertigen Werkstück zu keinen Beanstandungen mehr führten. Die Arbeit ist gewissermaßen die Fortführung der Veröffentlichung von E. Maurer und G. Voigt<sup>1)</sup>, die die Beeinflussung der Schlackeneinschlüsse besonders in beruhigten unlegierten und legierten Einsatzstählen, die im basischen Siemens-Martin-Ofen erschmolzen waren, behandelte. Mit derselben Frage von im basischen Lichtbogenofen erschmolzenen Stählen befaßt sich bereits eine Veröffentlichung von F. K. Buchholz, A. Ziegler und E. Vooß<sup>2)</sup>, die die Verminderung der Schlackeneinschlüsse durch möglichst genaues Einhalten von Frischgeschwindigkeit und -dauer sowie Endkohlenstoffgehalt vor dem Abschlacken und Erzverbrauch zu erreichen sucht. Eine weitere ältere Arbeit von W. Ziegler<sup>3)</sup> über die nichtmetallischen Einschlüsse im basischen Elektrostahl wollte dasselbe Ziel durch besondere Desoxydationsmittel, wie Zirkon und Kalzium, erreichen.

Die Beanstandungen, um die es sich hier nun handelt, ergaben sich durch das Auftreten sogenannter Haarrisse auf den Proben, die zur Prüfung der einzelnen Schmelzen dieser Stähle von gewalzten Knüppeln entnommen wurden. Als Haarrisse werden nach ihrem Aussehen sehr schmale, strichförmige Rißchen bezeichnet, deren Länge meist zwischen 0,5 und

5 mm schwankt. Sie liegen parallel zur Walzrichtung und werden beim Abdrehen derartiger Knüppel mit einem Schlichtspan sichtbar. Unter dem Mikroskop betrachtet, findet man in der Regel in den Haarrissen zusammenhängende oder unterbrochene nichtmetallische Einschlüsse von gestreckter Form vor. Bei stärkerem Auftreten können diese Haarrisse zur Verwerfung der betreffenden Werkstücke und unter Umständen sogar ganzer Schmelzungen führen. Die Anforderungen der weiterverarbeitenden Industrie in bezug auf Reinheitsgrad hochwertiger Baustähle sind in den letzten Jahren ständig gestiegen. Hierzu hat u. a. auch die Einführung der magnetischen Werkstoffprüfung beigetragen, die es ermöglicht, einfach und — mit gewisser Einschränkung<sup>4)</sup> — auch sicher kleinste Fehlstellen an der Oberfläche eines Werkstückes festzustellen.

#### Verfahren zur Bestimmung des Reinheitsgrades

Der Reinheitsgrad wurde bei der vorliegenden Arbeit sowohl mikroskopisch durch Schliiffuntersuchung als auch makroskopisch an Hand von Drehstufenproben und an diesen einmal völlig subjektiv und das andere Mal mit Hilfe des Ferroflux- oder des Magnetpulververfahrens bestimmt. Die Schliiffuntersuchung hat wohl den Vorteil, daß sie sowohl die Rand- als auch die Kernzone des Blockes und somit die Einschlüsse über den ganzen Querschnitt erfaßt; aber im Verhältnis zum ganzen Block betrachtet, bleibt sie jedoch auf eine sehr kleine Fläche beschränkt. Bei den Endnachprüfungen der untersuchten Schmelzen kam es aber vor allem darauf an, festzustellen, ob besonders in der Randzone bis zu einer gewissen Tiefe solcher Werkstücke Schlackeneinschlüsse vorhanden sind, die bei der späteren Bearbeitung durch Schlichten bzw. Schleifen oder Polieren makroskopisch als Haarrisse in Erscheinung treten.

<sup>4)</sup> Schrader, H.: Stahl u. Eisen 60 (1940) S. 636/37 u. 656 (Werkstoffaussch. 505).

\*) Auszug aus der von der Sächsischen Bergakademie zu Freiberg genehmigten Dr.-Ing.-Dissertation von R. Schustek (1941).

\*\*\*) Sonderabdrucke sind vom Verlag Stahleisen m. b. H., Düsseldorf, Postschließfach 664, zu beziehen.

<sup>1)</sup> Stahl u. Eisen 60 (1940) S. 241/45 u. 295/305 (Stahlw.-Aussch. 365).

<sup>2)</sup> Stahl u. Eisen 58 (1938) S. 231/35 (Stahlw.-Aussch. 338).

<sup>3)</sup> Arch. Eisenhüttenw. 5 (1931/32) S. 299/314.



Auf Grund des Gesagten ist die Schlißprobe als eine Vorprüfung nur wenig geeignet. Als brauchbares Verfahren wurde die sogenannte Drehstufenprobe angewendet, nach der an einer möglichst großen Fläche der Randzone und auch in eine gewisse Tiefe gehend das Vorhandensein von Schlackeneinschlüssen festgestellt werden kann. Die Drehstufenprobe wird in der Weise durchgeführt, daß von einem Walzknüppel ein etwa 300 mm langes Stück entnommen und in mehreren Stufen mit einem Schlichtspan abgedreht wird. Diese Probe wird anschließend unter einer starken Tageslichtlampe mit bloßem Auge auf Haarrisse untersucht und die Anzahl der Risse auf den einzelnen Drehstufen ausgezählt. Ein Nachteil der Drehstufenprobe ist, daß diese Art der Beurteilung stark subjektiv ist; doch können größere Unterschiede als ausgeschlossen gelten, wenn die Prüfung immer nur von denselben Hilfskräften mit einer gewissen Erfahrung vorgenommen wird.

In den letzten Jahren hat sich als Prüfverfahren sowohl für fertige Bauteile als auch für die Ueberwachung des Ausgangs von Halbzeug und ähnlichem das bereits erwähnte „Ferrolux- oder Magnetpulververfahren“ in zunehmendem Maße eingeführt. Das Magnetpulververfahren spricht jedoch nicht nur auf ausgesprochene Oberflächenfehler, sondern auch auf solche Fehlstellen an, die sich in einem gewissen Abstand unter der Oberfläche befinden. Dem Vorteil großer Empfindlichkeit steht als Nachteil gegenüber, daß nicht jede Metallpulveranhäufung unbedingt einem Riß oder Schlackeneinschluß zu entsprechen braucht. Da das Ferroluxverfahren aber das subjektive Moment einengt, wurde es bei den Reinheitsgradbestimmungen der vorliegenden Untersuchungen neben der Schlißprobe und der Drehstufenprobe als dritte Prüfmethode ebenfalls verwendet, zumal da die Drehstufenprobe nach Auszählung der Risse unmittelbar als Ferroluxprobe zu verwenden ist. Die Risse wurden hierbei in der gleichen Art ausgezählt wie bei der Drehstufenprobe. Die Drehstufenproben wurden alle aus 60-mm-Vierkantknüppeln entnommen.

Bei der Schlißprobe ist man in den letzten Jahren von der alleinigen Schlißbetrachtung dazu gekommen, den Reinheitsgrad eines Stahls durch mikroskopische Zählverfahren zu bestimmen, wie eines z. B. von W. Zieler<sup>3)</sup> angegeben wurde. Zu seiner Durchführung wurde vom dicken Ende der Drehstufenprobe eine 15 mm dicke Scheibe entnommen, in der Längsrichtung geteilt und eine Schlißfläche von 15×60 mm hergestellt. Dieser Schliß wurde im ungeätzten Zustand bei 100facher Vergrößerung mit einem Mikrometerokular untersucht, wobei die oxydischen Schlacken der gesamten Schlißfläche berücksichtigt wurden. Sulfidische Einschlüsse wurden nicht mitgezählt, da bei Baustählen

aus dem basischen Lichtbogenofen der Gehalt an Sulfideinschlüssen erfahrungsgemäß an sich sehr gering ist. Ausgewertet wurden also sämtliche auf dem Schliß vorhandenen oxydischen Schlacken, wenn sie zusammenhängend waren, als Strichschlacken bei einer Länge von über 0,1 mm, wenn sie unterbrochen waren, als aufgelöste Schlacken bei einer Länge von über 0,4 mm. Diese Schlacken wurden nach ihrer Länge in drei Gruppen eingeteilt, die wie bei W. Zieler eine bestimmte ziffermäßige Bewertung erhielten. Die Anzahl der Einschlüsse in den einzelnen Gruppen wurden dann wie bei Zieler jeweils mit der entsprechenden Bewertung multipliziert. Diese Produkte zusammengezählt, erbrachten eine Kennzahl entsprechend der Zieler'schen „Indexzahl“. Die Kennzahlen wurden dann nochmals gruppenweise zusammengefaßt und mit den üblichen Wertzahlen von 1 bis 5 gekennzeichnet. Ähnlich wurde auch die makroskopische Bewertung der Drehstufenproben durchgeführt, die eine Länge von 250 mm hatten und die zu drei Stufen von etwa 80 mm Länge bei 52, 42 und 32 mm Dmr. mit einem Schlichtspan überdreht wurden. Die Makrofehlstellen wurden ihrer Länge nach in fünf Gruppen eingeteilt, ihre Kenn- oder Indexzahlen gleichfalls gruppenweise unterteilt und mit den üblichen Wertzahlen von 1 bis 5 gekennzeichnet. Im einzelnen ist die Bewertung aus *Zahlentafel 1* näher zu ersehen.

Für die Gesamtbeurteilung einer Schmelze, ob gut oder schlecht, wurden dann aus den Werten der Kopf-, Mitte- und Fußproben Mittelwerte für Schliß- und Drehstufen- bzw. Ferroluxproben gebildet. Als gut galten Schmelzen mit der Summe der Wertzahlen aus Schliß- und Drehstufenproben bzw. Ferroluxproben gleich oder kleiner als 5 und als schlecht gleich oder größer als 7. Um festzustellen, ob und welche Beziehungen zwischen den einzelnen Arten der Reinheitsgradbestimmung bestehen, wurden von 250 Schmelzen einmal die Wertzahlen der Drehstufen- und Ferroluxproben, das andere Mal die Wertzahlen der Schliß- und Ferroluxproben einander gegenübergestellt.

Bild 1 zeigt, daß die Ferroluxproben erwartungsgemäß eine schärfere Beurteilung des Reinheitsgrades ergeben als die nur mit bloßem Auge untersuchten Drehstufenproben. Dies liegt daran, daß durch die magnetische Durchflutung sowohl kleinste als auch

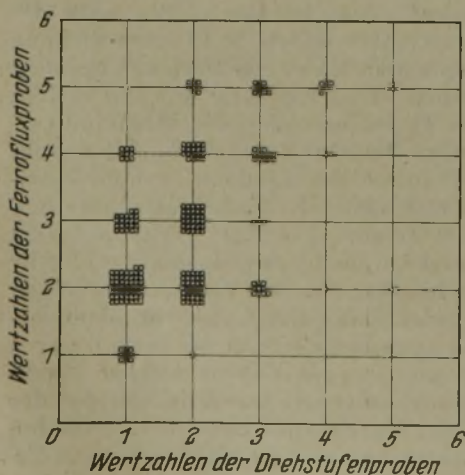


Bild 1. Vergleich der Wertzahlen der Ferrolux- und der Drehstufenproben von 250 Schmelzungen.

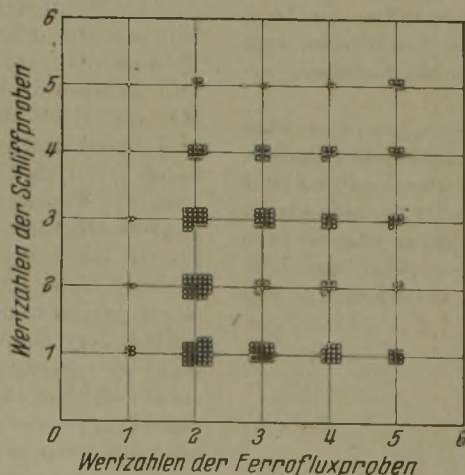


Bild 2. Vergleich der Wertzahlen der Ferrolux- und der Schlißproben von 250 Schmelzungen.

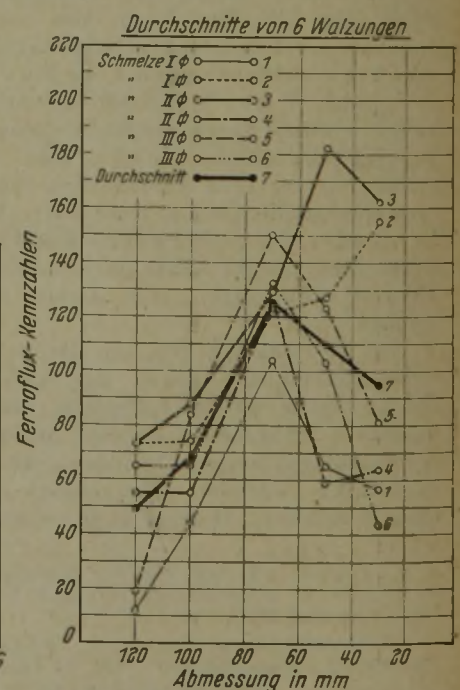


Bild 3. Ferroluxbewertung in Abhängigkeit von der Walzabmessung (bezogen auf die Drehstufenprobe des 60-mm-Vierkantknüppels).



Zahlentafel 1. Bewertung des Reinheitsgrades

A. Mikroskopische Bewertung					
Gruppen	1		2		3
Länge der mikroskopischen Einschlüsse in mm	Strichschlacke		> 0,1 bis 0,2		> 0,2 bis 0,5
	Aufgelöste Schlacke		> 0,4 bis 1,0		> 1,0
Mikrowertigkeit	1		2		4
Mikrokenzahl oder Indexzahl	bis 2	> 2 bis 4	> 4 bis 7	> 7 bis 10	> 10
Mikrowertzahl	1	2	3	4	5

B. Makroskopische Bewertung					
Gruppen	1	2	3	4	5
Länge der makroskopischen Fehlstellen in mm	bis 2	2 bis 4	5 bis 10	11 bis 20	20
Makrowertigkeit <sup>1)</sup>	2	4	8	16	32
Makrokenzahl	bis 10	11 bis 40	41 bis 80	81 bis 140	141
Makrowertzahl	1	2	3	4	5

<sup>1)</sup> Die Bewertung beginnt hier mit 2, weil bei einer früheren Bewertungsart die Einschlüsse von < 2 mm Länge nochmals unterteilt waren; die früher mit 1 bezeichnete Makrowertigkeit wurde auf Grund von weiteren Erfahrungen fallengelassen.

solche Fehlstellen erfaßt werden, die in einem gewissen Abstand von der Oberfläche liegen. Beide Bewertungsarten zeigen jedoch im allgemeinen gute Uebereinstimmung, d. h., daß gute und schlechte Drehstufenproben auch bei der Ferrofluxbewertung gut oder schlecht sind. Infolge der schärferen Erfassung der Fehlstellen liegen die Wertzahlen der Ferrofluxproben etwa doppelt so hoch wie die der Drehstufenproben.

Aus Bild 2 ergibt sich, daß zwischen den Ferroflux- und Schlißproben keine Abhängigkeit besteht. Gute und schlechte Ferrofluxproben können gute und schlechte Schlißproben haben. Bei der Schlißprobe wird auch nur eine Fläche von 9 cm<sup>2</sup> untersucht, bei der Drehstufenprobe hingegen beträgt die erfaßte Fläche bei der ersten Stufe 131, bei der zweiten Stufe 106 und bei der dritten Stufe 80 cm<sup>2</sup>, zusammen 317 cm<sup>2</sup>, also etwa 35mal soviel wie bei der Schlißprobe.

Bei der untersuchten Stahlsorte wird eine Verringerung der makroskopischen Einschlüsse verlangt. Mithin hat die Drehstufen- und besonders die Ferrofluxprobe die größere Bedeutung gegenüber der Schlißprobe, so daß daher vor allem eine Verbesserung der Drehstufen- und Ferrofluxproben anzustreben war.

Die Untersuchungen wurden an einem Mangan-Chrom-Molybdän-Einsatzstahl mit folgender Durchschnittszusammensetzung ausgeführt:

C = 0,2 %, Si = 0,3 %, Mn = 1,0 %, P < 0,02 %, S < 0,01 %, Cr = 1,1 % und Mo = 0,2 %.

Bis auf eine Reihe von besonderen Versuchen wurde von oben gegossen, in unten geschlossenen 370-mm-Rundkokillen von einer Länge von 1100 mm und einer Konizität von etwa 5 %. Die Kokillen wurden vor dem Gießen sorgfältig gereinigt und bei 80 bis 100° mit wasserfreiem Stahlwerksteer gestrichen. Gegossen wurde ohne Zwischentrichter, unmittelbar aus der Pflanne, mit 27 mm Ausguß. Die Blöcke, die ein Gewicht von 850 kg hatten, wurden nach dem Erkalten um etwa 6 mm abgedreht und in einer Hitze auf 60-mm-Vierkantknüppel ausgewalzt. Die Probenahme erfolgte in der Weise, daß jeweils vom zehnten Block, nach etwa der Hälfte der vergossenen Stahlmenge, nach Abtrennung der Kopf- und Fußenden des Blockes je ein Stück von 300 mm Länge aus Kopf-, Mitte- und Fußteil herausgesägt wurde.

**Ergebnisse der durchgeführten Versuche:**

**A. Einfluß der Walztemperatur, des Verformungsgrades und der Blockgröße**

Zuerst wurde der Einfluß der Walztemperatur und der Einfluß des Verformungsgrades festgestellt. Hierzu wurden aus einer Schmelze 90-mm-

Vierkantfußknüppel zur Hälfte heiß bei 1100 bis 1050° und zur anderen Hälfte kalt bei 900 bis 850° auf 44-mm-Rundstäbe ausgewalzt. Die Wertzahlen der Ferroflux- und Schlißproben von je vier heiß- und kaltgewalzten Stäben ließen in ihren Durchschnittszahlen mit 4 bzw. 4,25 und 2,25 bzw. 2,50 keinerlei Unterschiede erkennen.

Um weiter den Einfluß verschiedener Verformungsgrade auf die Ergebnisse der Reinheitsgradbestimmung festzustellen, wurde von drei Schmelzen je ein 370-mm-Rundblock zunächst auf 120-mm-Vierkantknüppel ausgewalzt. Sodann wurden die Kopfknüppel auf 100, 70, 50 und 30 mm Dmr. weiter verwalzt und die Fußknüppel auf dieselben Vierkantabmessungen entsprechend einer Verformung bei den Kopfknüppeln von 14-, 28-, 55- und 154fach und bei den Fußknüppeln von 11-, 22-, 43- und 120fach. Vor dem Weiterwalzen auf die jeweils dünnere Abmessung wurde von einem Stabende ein 300 mm langer Abschnitt für die Drehstufenprobe entnommen. Um den Einfluß der verschieden großen Oberflächen hierbei auszuschalten, wurden die Ergebnisse jeweils auf die Oberfläche der normalen Drehstufenprobe von 60-mm-Vierkantknüppel, die 317 cm<sup>2</sup>

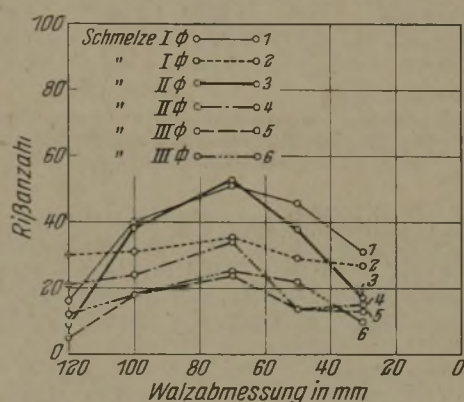


Bild 4. Rißanzahl in Abhängigkeit von der Walzabmessung (bezogen auf die Drehstufenprobe des 60-mm-Vierkantknüppels).

betrug, umgerechnet. Die Ergebnisse der sechs Walzungen sind aus Bild 3 ersichtlich. Um die hier bestehenden Unterschiede besser zu zeigen, wurde auf die empfindlicheren Kennzahlen zurückgegriffen. Mit zunehmender Verformung werden diese immer schlechter, nach Ueberschreitung eines Höchstwertes, der im Durchschnitt bei 70 mm Rund oder Vierkant liegt, wieder besser. Aehnlich ergibt sich aus Bild 4 der Einfluß des Verformungsgrades auf die Anzahl der Haarrisse. Sie steigen mit zunehmender Verformung an, fallen aber nach Ueberschreitung eines Höchstwertes, der bei den verwendeten 370-mm-Rundblöcken bei einer Walzabmessung von 70 mm entsprechend einer 30fachen Verformung liegt, wieder ab. Mit zunehmender Verformung tritt also zunächst eine Verschlechterung der Ferrofluxbewertung ein, da die Einschlüsse beim Walzen gestreckt und in der Längsrichtung auseinandergezogen werden.

Die bei weiterer Querschnittsverminderung eintretende Verbesserung ist darauf zurückzuführen, daß die gestreckten Einschlüsse mit weiter zunehmender Verformung immer dünner werden, auseinanderreißen und dadurch an Tiefenwirkung verlieren, so daß sie bei der Ferrofluxprüfung nur noch in verringertem Maße auftreten.

Diesem Ergebnis zufolge wurde also beim 370-mm-Rundblock mit der aus dem 60-mm-Vierkantknüppel hergestellten Drehstufenprobe der ungünstigste Querschnittsbereich erfaßt.



Weiter sollte nun die Frage geklärt werden, inwieweit der Reinheitsgrad bei verschiedenen Blockgrößen unterschiedlich sei. Hierzu wurden bei vier Schmelzen Blöcke mit einem geringeren Gewicht als das des 370-mm-Rundblockes mitgegossen und als 60-mm-Vierkantknüppel in der üblichen Weise auf Reinheitsgrad untersucht. In Bild 5 sind die Bewertungen der einzelnen

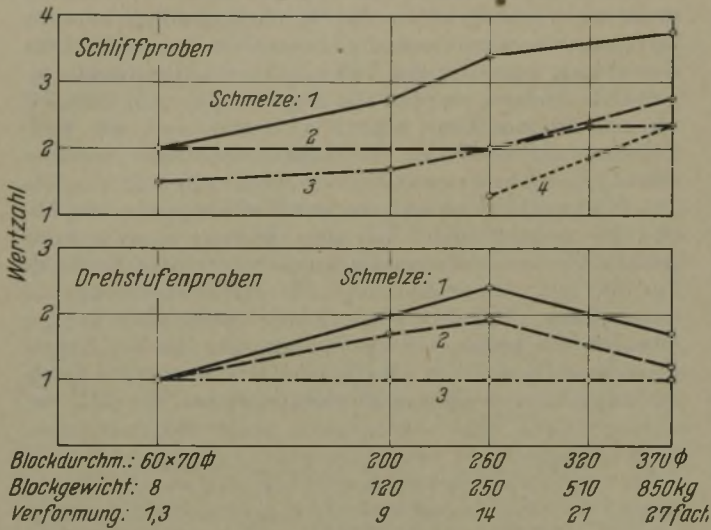


Bild 5. Abhängigkeit der Schliiff- und Drehstufen-Wertzahlen von der Blockgröße (geprüft als 60-mm-Vierkantknüppel).

Blöcke in Abhängigkeit vom Blockdurchmesser dargestellt. Hieraus ergibt sich, daß die Durchschnitte der Wertzahlen aus Kopf, Mitte und Fuß der Schliiffproben in allen vier Fällen vom kleinsten zu den größten Blöcken hin eine steigende Richtung zeigen, eine Erscheinung,

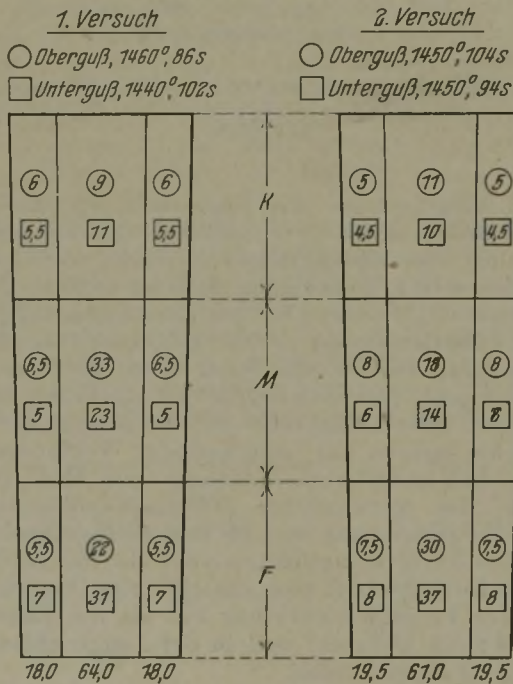


Bild 6. Prozentuale Verteilung der Einschlüsse in Rand- und Kernzone von 370-mm-Rundblöcken (schematisch).

nung, die im Schrifttum schon des öfteren behandelt wurde.

Im Gegensatz hierzu zeigen bei den Drehstufenproben die Wertzahlen der einzelnen Blöcke entweder gar keine oder bei größerem Blockquerschnitt wieder abnehmende Unterschiede; eine Abhängigkeit der Drehstufenprobe von der Blockgröße ist nicht zu erkennen.

### B. Einfluß des Gießens als Ober- und Unterguß und die Verteilung der Einschlüsse im Block

Ueber die allgemeine Feststellung, daß Silikat- und Oxydeinschlüsse am zahlreichsten im Blockfuß seien, ist man im Schrifttum nicht hinausgekommen. Da aber bei den eigenen Untersuchungen an Hand der Drehstufen- und Ferrofluxproben anscheinend anfangs das Gegenteil festgestellt wurde, so erwies es sich als nötig, über die Lage der nichtmetallischen Einschlüsse im Block, und dies sowohl bei Ober- als auch bei Unterguß, eingehende Klarheit zu schaffen. Hierfür wurden je zwei 370-mm-Oberguß- und -Untergußblöcke herangezogen, die der ganzen Länge nach auf 60-mm-Vierkantknüppel ausgewalzt wurden. Die für die Reinheitsgradbestimmung benutzten Schliiffe wurden zu diesem Zweck ihrer Lage im Block entsprechend hintereinander gelegt und die vorher kenntlich gemachten Einschlüsse getrennt nach Rand- und Kernzone ausgezählt. Die Größe der Einschlüsse wurde hierbei nicht berücksichtigt. Von den 60 mm breiten Schliiffen wurden 30 mm als Kern- und je 15 mm als Randzone betrachtet. Die Ergebnisse sind in Bild 6 wiedergegeben. Sowohl beim Oberguß als auch beim Unterguß befinden sich etwa ein Drittel der Einschlüsse in der Rand- und zwei Drittel in der Kernzone, und zwar so, daß der Rand für Kopf, Mitte und Fuß bei beiden Gießarten praktisch gleich hoch liegt. In allen Fällen hat auch der Kern des Kopfteils die wenigsten Einschlüsse. Beim

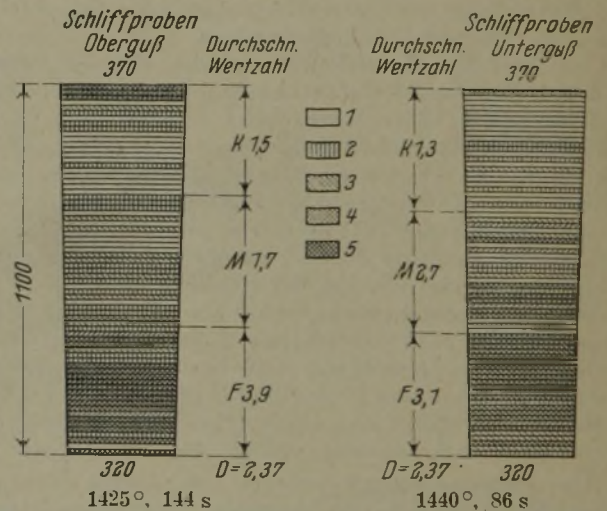


Bild 7. Vergleich der Schliiffproben von Ober- und Unterguß (Proben über die ganze Blocklänge).

Oberguß hat dann im einen Falle der Kern des Mittelteils, im anderen Falle der Kern des Fußteils die meisten und beim Unterguß in beiden Fällen der Kern des Fußteils die meisten Einschlüsse.

Hieraus ergab sich, daß die an Hand der Drehstufen- und Ferrofluxproben zunächst gemachte gegenteilige Feststellung damit zusammenhängen mußte, daß die anfänglichen Kopfproben zu nahe der Haube des Blockes entnommen worden waren. Durch Entnahme einer weiteren Kopfprobe, und zwar 50 mm im Block unterhalb der zuerst entnommenen Kopfprobe bzw. 70 mm unterhalb der Haube, war der Reinheitsgrad in der Regel erheblich besser und lag im Rahmen der übrigen Proben.

Um auch einen genauen Einblick in die Wertzahlen der Schliiff- und Drehstufenproben bei Ober- und Unterguß über die ganze Blocklänge zu erhalten, wurde je ein derartig vergossener 370-mm-Rundblock ganz auf 60-mm-Vierkantknüppel ausgewalzt, aus diesen Knüppeln 70 Proben je 300 mm lang geschnitten und diese in der üblichen Weise auf Reinheitsgrad untersucht. Der Vergleich der beiden Gießarten ergibt sich aus den Bildern 7 und 8, in denen jede eingezeichnete Scheibe einer 300-mm-Probe entspricht.



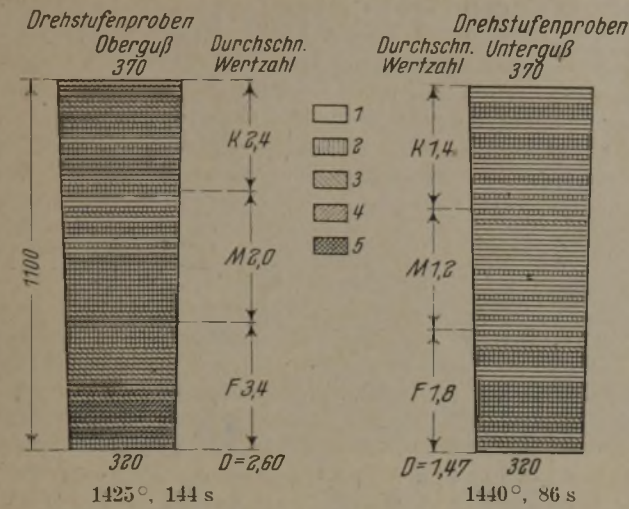


Bild 8. Vergleich der Drehstufenproben von Ober- und Unterguß (Proben über die ganze Blocklänge).

Bei der Schlibbewertung in Bild 7 liegt der Gesamtdurchschnitt aus sämtlichen Proben beim Obergußblock mit 2,37 in der gleichen Höhe wie beim Untergußblock. Die Wertzahlen aus dem Kopf- oder Fußteil sind übereinstimmend gut oder schlecht. Ein größerer Unterschied ergibt sich lediglich beim Mittelteil, wo die Wertzahlen des Untergußblockes schlechter liegen als die des Obergußblockes. Die Drehstufenproben in Bild 8 liegen beim Untergußblock sowohl im Gesamtdurchschnitt mit 1,47 gegen 2,60 als auch in den einzelnen Blockteilen erheblich besser als beim Obergußblock, wobei in Uebereinstimmung mit dem Obergußblock die Mittelteile am besten und die Fußteile am schlechtesten sind.

Aus Bild 9 ist dann die Häufigkeit der verschiedenen Wertzahlen zu ersehen. Bei dem Oberguß ergibt sich, daß der Kopfteil überwiegend gute, der Fußteil überwiegend schlechte Schlibproben enthält, während beim Mittelteil die guten Proben neben einer größeren Anzahl mittelmäßiger vorherrschen. Bei den Drehstufenproben liegt der Mittelteil am besten, der Kopfteil etwas ungünstiger, während wiederum der Fußteil das schlechteste ist. Der Unterschied ist jedoch nicht so ausgeprägt wie bei den Schlibproben. Bei dem Unterguß zeigt sich auch, daß der Kopfteil mit den Schlibproben weitaus am günstigsten und der Fußteil am schlechtesten liegt. Die an sich guten Drehstufenproben sind im Fußteil gleichfalls etwas weniger gut.

Da nun nicht ohne weiteres angenommen werden konnte, daß die besseren Werte der Drehstufenproben beim Untergußblock auf das Gießverfahren zurückzuführen waren, da bei dieser Schmelze Gießtemperatur und Gießzeit anders lagen als beim Obergußblock, so sollte durch gleichzeitiges Vergießen von mehreren

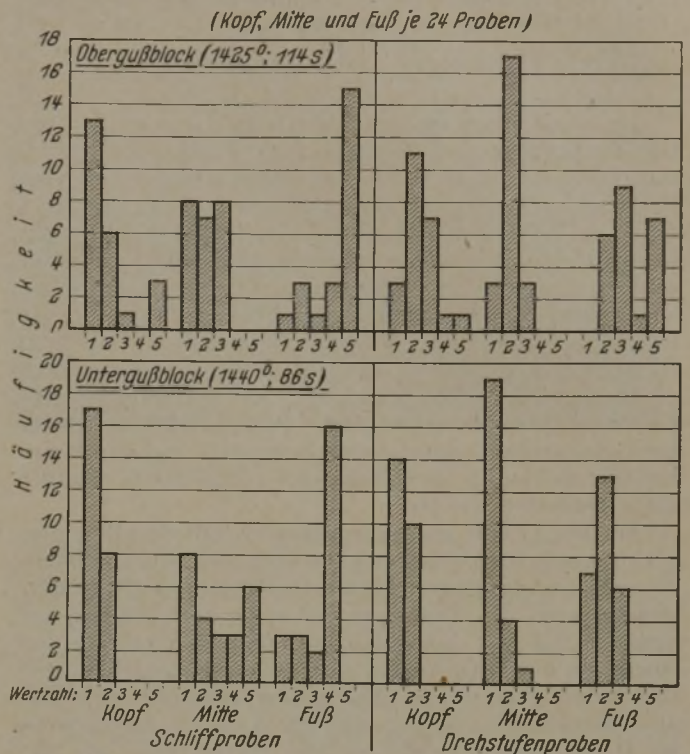


Bild 9. Häufigkeit der Wertzahlen in Kopf, Mitte und Fuß eines Oberguß- und Untergußblockes.

Schmelzen im Unterguß und Oberguß festgestellt werden, ob die einmal erhaltenen Ergebnisse bestätigt wurden. Zu diesem Zwecke wurden acht Schmelzen im Gespann vergossen und je ein Untergußblock vom mittleren Gespann sowie ein unmittelbar anschließend daran gegossener Obergußblock auf Reinheitsgrad untersucht. Gießtemperaturen, Gießzeiten sowie die Bewertungen der einzelnen Blöcke sind in Bild 10 zusammengestellt. Hieraus ergibt sich, daß die Durchschnittswerte der Schlibproben beim Unterguß nur um 3% besser liegen, wobei auch die Mitte- und Fußproben der Untergußblöcke nicht so stark voneinander abweichen wie die der Obergußblöcke. Die Drehstufenproben, deren Werte bei den einzelnen Schmelzen zwischen Kopf, Mitte und Fuß stark streuen, zeigen jedoch bei den Untergußblöcken im Durchschnitt um 14% bessere Werte als beim Oberguß. Auch die Ferrofluxproben liegen beim Unterguß um 12% günstiger als beim Oberguß.

Durch eine Reaktion zwischen flüssigem Stahl und feuerfesten Gespannsteinen beim Unterguß trat mithin eine zusätzliche nachteilige Beeinflussung der Schlackeneinschlüsse nicht ein.

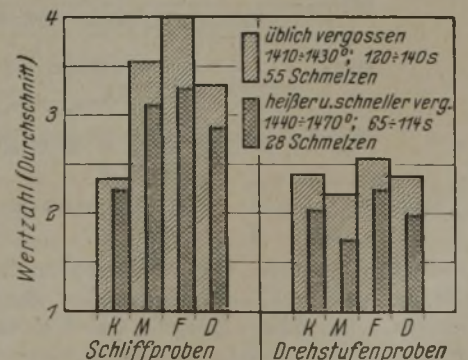
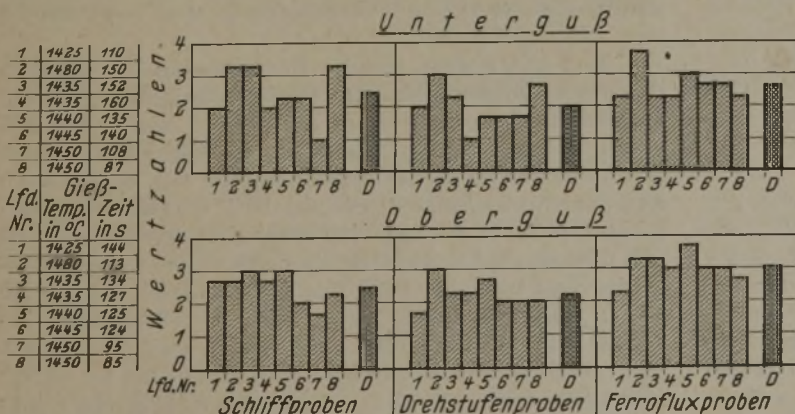


Bild 10. Gegenüberstellung der Wertzahlen von Unterguß- und Obergußblöcken.

Bild 12. Gegenüberstellung der Wertzahlen von üblichen mit heißer und schneller vergossenen Schmelzen.



C. Weitere Versuche zur Beeinflussung der Einschlüsse durch das Gießen

1. Einfluß von Gießtemperatur und Gießzeit

Bei sämtlichen untersuchten Schmelzen wurden die Gießtemperatur und Gießzeit der Probeblöcke gemessen. Die Gießzeit wurde durch Abstoppen der Zeit vom Beginn des Gießens bis zum Erreichen des Absatzes zwischen Kokille und Haube ermittelt. Die Gießtemperatur wurde mit einem geeichten optischen Pyroptogerät gemessen. Sämtliche Temperaturen sind unberichtigt angegeben. Bei einem Teil der Schmelzen wurde die Gießtemperatur außer mit dem Pyropto auch mit dem Bioprixgerät gemessen, so daß neben den schwarzen auch die wahren Temperaturen erhalten wurden. Ein Zusammenhang zwischen dem Unterschied von wahren und schwarzen Temperaturen einerseits und den Reinheitsgradbefunden der Schmelzen andererseits konnte nicht gefunden werden.

In Bild 11 sind die unberichtigten, mit dem Pyroptogerät gemessenen Gießtemperaturen von sechs Schmelzen während des ganzen Gießverlaufs dargestellt. Außerdem wurden die Temperaturen einer unmittelbar vor dem Abstich aus dem Ofen entnommenen Löffelprobe sowie die beim Auskippen der Schmelze unterhalb der Ofenrinne gemessenen Abstichtemperaturen eingetragen. Daraus geht hervor, daß die Abstichtemperaturen im Durchschnitt um 40 bis 50° höher lagen als die

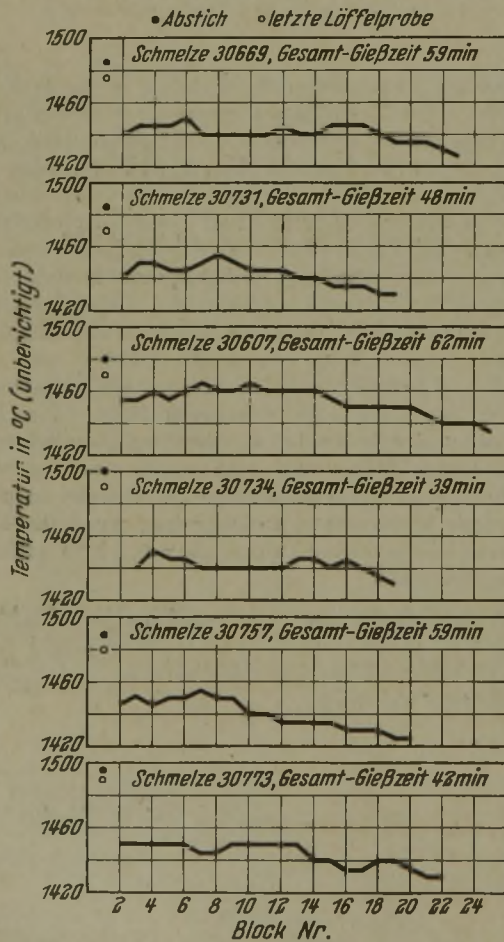


Bild 11. Abstich- und Gießtemperaturen (Pyropto).

Gießtemperaturen. Die Löffelproben lagen in der Regel um 10 bis 15° niedriger als die Abstichtemperaturen. Aus Bild 11 ergibt sich weiter, daß die Gießtemperatur der Schmelzen nach einer niedrigeren Anfangstemperatur des ersten Blockes beim zweiten, dritten oder vierten Block auf eine um etwa 10° höher liegende Durchschnittstemperatur anstieg, die etwa bis

zum letzten Drittel der Gesamtgießzeit bestehen blieb; gegen Ende des Gießens trat dann in der Regel ein stärkerer Temperaturabfall um 10 bis 20° ein. Die Unterschiede zwischen den höchsten und niedrigsten Temperaturen betragen 20 bis 30°. Wie zu erwarten, lagen die letzten Blöcke im Reinheitsgrad etwas schlechter als der mittlere Block. Diese Schmelzen wurden bei 1440 bis 1460° angegossen, während früher die Gieß-

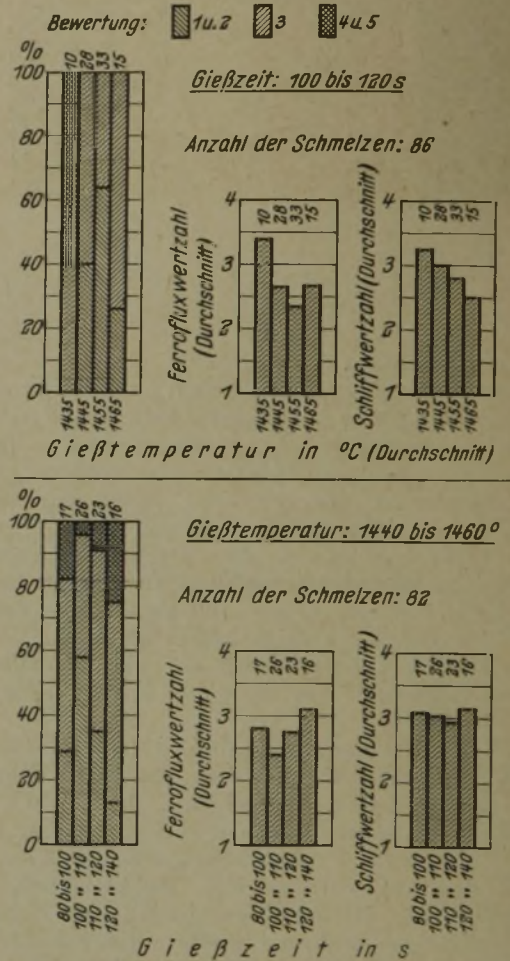


Bild 13. Einfluß der Gießtemperatur bzw. Gießzeit auf die Ferroflux- und Schliffbewertung.

temperatur um etwa 30° niedriger gehalten worden war. Auch lag beim selben Ausguß die Gießzeit der 370-mm-Rundblöcke um etwa 20 s geringer als früher.

Bild 12 zeigt die Gegenüberstellung der Schliff- und Drehproben von 28 solcher heißer und schneller vergossenen Schmelzen und von 55 Schmelzen mit den vorher üblichen Gießtemperaturen und Gießzeiten. Man sieht, daß durch das heißere und schnellere Gießen die Schliffproben und die Drehstufenproben im Durchschnitt eine merkliche Verbesserung, und zwar um 13 bzw. 17% erfuhr.

Um festzustellen, welche Bedingungen die günstigsten für Gießtemperatur und Gießgeschwindigkeit seien, wurden die innerhalb eines Zeitraumes von zwölf Monaten so hergestellten Schmelzen in Bild 13 ausgewertet, und zwar 86 als Häufigkeitsanteile von bestimmten Temperaturabschnitten von je 10° bei Gießtemperaturen von 1435 bis 1465° und einer Gießgeschwindigkeit von 100 bis 120 s und 82 Schmelzen im Temperaturgebiet von 1440 bis 1460° und Gießzeiten von 80 bis 140 s. Hieraus ersieht man, daß der Temperaturabschnitt von 1450 bis 1460° am besten und die Temperaturabschnitte von 1440 bis 1450° und 1460 bis 1470° nur wenig schlechter liegen. Bei den Gießzeiten ergibt sich für die Gießzeit von 100 bis 110 s im vorliegenden Fall gleich 0,43 t/min ein Bestwert. Bild 13 zeigt weiter



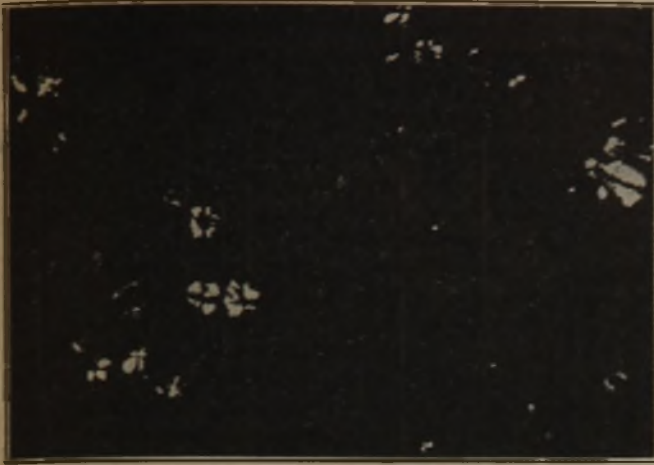


Bild 14. Optisch aktive Einschlüsse, 1460 °, 90 s. Schamotteausguß; Oberguß.



Bild 15. Optisch aktive Einschlüsse, 1480 °, 150 s. Magnesitausguß; Unterguß.

dieselbe Auswertung für die Schlißbewertung. Eine Erhöhung der Gießtemperatur wirkt sich ebenfalls hierbei verbessernd aus, während ein merkbarer Einfluß der Gießzeit auf die Schlißproben nicht festzustellen ist.

Nun muß aber offen bleiben, ob die erzielte Verbesserung der Drehstufenproben tatsächlich durch die Erhöhung der Gießtemperatur und die dadurch bedingte größere Dünflüssigkeit des Stahles allein bewirkt wurde, oder ob die zur Erreichung der höheren Gießtemperatur angewendete höhere Schmelztemperatur für das Ergebnis mit maßgebend war.

## 2. Versuche mit Magnesitsteinen in Abstichrinne und Gießpfanne und Gießen im Schutzgas

Anfangs wurde versucht, die vorliegende Arbeit auf Grund von Rückstandsanalysen voranzubringen. Von der Natur der Einschlüsse wurden Fingerzeige über deren Herkunft erwartet. Sicher konnten jedoch nur Kieselsäure und Tonerde als wesentliche Bestandteile der Einschlüsse festgestellt werden. Gewisse Stellen der Einschlüsse sowie einzelne Teilchen in den durch Chlor erhaltenen Rückständen erwiesen sich, unabhängig davon, ob Ober- oder Unterguß bei dem üblichen Ausguß aus Schamotte, unter dem Polarisationsmikroskop als optisch aktiv, wie dies Bild 14 zeigt. Auch bei Rückstandsuntersuchung der gleichfalls heißer, aber mit Magnesit ausguß vergossenen Schmelzen wurde dies festgestellt, wie aus Bild 15 ersichtlich ist, so daß angenommen werden mußte, daß Reaktionen des flüssigen Stahles mit der Kieselsäure der Schamottesteine von der Abstichrinne und von der Gießpfanne bei der Bildung der Schlackeneinschlüsse mit von Einfluß waren. Deshalb wurden versuchsweise die Abstichrinne eines Ofens sowie eine Gießpfanne statt wie üblich mit Schamotte mit Magnesitsteinen ausgemauert. Da sich die Anlieferung dieser Steine verzögerte und in der Zwischenzeit das heißere Gießen bereits eingeführt

worden war, wurden die betreffenden Versuche wohl mit der üblichen Schmelzweise, jedoch mit der höheren Gießtemperatur durchgeführt. Die Magnesitsteine platzten jedoch frühzeitig, so daß nur zwei Schmelzen auf diese Weise vergossen werden konnten, deren Ergebnisse in Bild 16 wiedergegeben sind. In demselben Bild sind auch die Ergebnisse von drei weiteren Schmelzen aufgenommen, bei denen das Gießen im Schutzgas

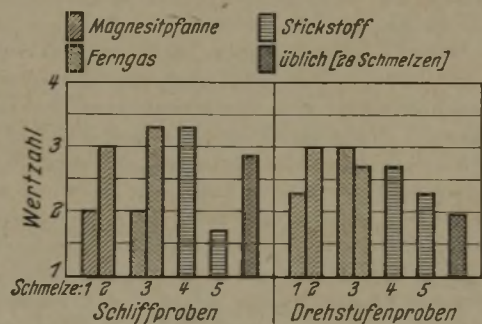


Bild 16. Gegenüberstellung der Wertzahlen üblich hergestellter Schmelzen, aus Magnesitpfanne sowie üblich in Luft, in Stickstoff und in Schutzgas vergossen (sämtlich heißer vergossen).

erfolgte. Bei einer Schmelze wurden zwei Blöcke in der Weise vergossen, daß der Gießstrahl zwischen Pfannenausguß und Haube allseitig von einer Ferngasflamme umgeben wurde, bei zwei anderen Schmelzen wurde je ein 370-mm-Rundblock im Stickstoff vergossen.

Der Vergleich mit den gleich hoch vergossenen 28 Schmelzen läßt sowohl im Fall der Versuche mit Magnesitsteinen als auch im Fall der Versuche mit Schutzgas keine besondere Tendenz erkennen, so daß hierzu weitere Versuche nicht durchgeführt wurden.

(Schluß folgt.)

# Grundlagen des Breitbandwalzens

Von Wilhelm Winkler\*)

(Mitteilung aus dem Institut für bildsame Formgebung an der Technischen Hochschule Aachen.)

Nach einigen früheren Versuchen, die aber fehlgeschlagen waren, entstanden etwa um das Jahr 1924 in den Vereinigten Staaten von Amerika die ersten Anlagen zum Walzen von breiten Blechen in Bandform<sup>1)</sup>.

\*) Auszug aus einer von der Technischen Hochschule in Aachen genehmigten Dr.-Ing.-Dissertation des Verfassers (1943).

<sup>1)</sup> Vgl. Winterhoff, F.: Stahl u. Eisen 48 (1928) S. 897/903 (Walzw.-Aussch. 58); 58 (1938) S. 1225/38 (Walzw.-Aussch. 145); 63 (1943) S. 221/25. — Nöhl, A.: Stahl u. Eisen 56 (1936) S. 1102.

die Bleche in der Weise herstellten, daß man zuerst aus einer Bramme im Warmwalzgang einen Breitstreifen walzte und aus diesem dann durch Kaltwalzen das Breitband herstellte.

An dieser Stelle wird vor allem das Warmwalzen von Breitstreifen als der primäre Arbeitsvorgang bei der Herstellung von Breitbändern behandelt, da er mit größter Sorgfalt vorgenommen werden muß. Außerdem werden jedoch auch gewisse Auswirkungen des Warmwalzens auf das sich anschließende Kaltwalzen gezeigt.



Die Gründe, die zum Bau von Breitstreifenstraßen führten, waren:

1. die Forderung nach Herabsetzung der Gesteungskosten,
2. die Forderung nach einer besseren Blechgüte,
3. die Forderung nach einer Einsparung von Arbeitskräften.

Wenngleich mit der Erfüllung dieser Forderungen durch die Breitbandstraßen der Herstellung von Blechen in Bandform die Zukunft gehört, so soll damit nicht gesagt sein, daß die Feinblechherstellung ganz auf die Bandblechwalzwerke übergehen soll, sondern es wird auch weiterhin die Aufgabe der neuzeitlichen mechanisierten Feinblechwalzwerke sein, Sonderbleche herzustellen.

Den größten Anstoß zur Errichtung von Bandblechwalzwerken dürften jedoch die oben unter 2 angeführten Gründe gegeben haben, da breite Bleche mit guten mechanischen und metallurgischen Eigenschaften und mit guter Oberflächenbeschaffenheit bei höchster Dickengenauigkeit verlangt wurden.

Die Erfüllung dieser Forderungen erreichte man durch das Walzen von Blechen in Bandform aus den gleichen bekannten Gründen, die auch auf anderen Gebieten der Walzguterzeugung für die Herstellung eines möglichst langen Walzgutes in kontinuierlicher Arbeitsweise ausschlaggebend waren. Da beim Walzen von Breitstreifen die Walzgeschwindigkeit unvergleichlich größer ist als bei der Herstellung von Blechen in Tafelform, ist ein Zwischenwärmen nicht erforderlich, wodurch eine höhere Leistung und eine bessere Oberflächenbeschaffenheit des Walzgutes erzielt wird. Ein anschließendes Normalglühen ist meist nicht mehr nötig, da über dem A<sub>3</sub>-Punkt fertiggewalzt wird. Wird das Band weiter kaltgewalzt, so kann mit Bandzug und daher auch mit einer Abnahme über 30 % gearbeitet werden. Man erhält dadurch eine gute Bandoberfläche und eine gute Tiefziehfähigkeit. Außerdem sind auch die Dickenabmaße besser, da vor allem in einer kontinuierlichen Straße auf einem Gerüst nur ein Stich gemacht wird und die Streifen untereinander gleiche Temperaturen haben.

Es ist bekannt, daß das einwandfreie Walzen von breiten Bändern in walztechnischer Hinsicht vielfach Schwierigkeiten bereitet, die um so größer werden, je dünner und je breiter das Walzgut ist. Aus wirtschaftlichen Gründen wird bereits aus der Warmstraße ein möglichst dünnes Band mit großem Bundgewicht gefordert. Die Schwierigkeiten, dünne und lange Streifen warm zu walzen, liegen vor allem in der Wärmehaltung und in den auftretenden Dickenabweichungen.

Unter Dickenabweichungen werden an dieser Stelle allgemein die Abweichungen eines Querschnittes von dem angestrebten rechteckigen Querschnitt, gleichgültig, ob über die Länge oder die Breite des Walzgutes, bezeichnet. Bei der Dickengenauigkeit ist grundsätzlich zwischen der Genauigkeit, die vom Kunden verlangt wird, und der Genauigkeit, die das Walzen selbst erfordert, zu unterscheiden.

Das Walzen kann, wenn mit hoher Geschwindigkeit gewalzt wird, ein Einhalten viel kleinerer Dickenabmaße, als sie vom Kunden gewünscht werden, erforderlich machen. Ausschlaggebend hierbei ist besonders die Abhängigkeit der Dickenabweichungen von Stich zu Stich, da die prozentuale Abweichung in allen Stichen gleich sein muß. Dies gilt sowohl für die Warmstraße als auch für die Kaltstraße, da es in der Kaltstraße nicht möglich ist, größere Unterschiede in den prozentualen Dickenabweichungen des aus der Warmstraße kommenden Bandes auszugleichen, da hierdurch die bekannte Erscheinung der Wellenbildung an den Bändern auftreten kann.

Die Abweichungen in der Streifendicke können grundsätzlich in zwei Hauptrichtungen auftreten, und zwar als:

1. Dickenabweichungen über die Breite des Streifens,
2. Dickenabweichungen über die Länge des Streifens.

Hervorgerufen werden der Streifenquerschnitt und die Dickenabweichungen durch die Form der Walzen und den Abstand der arbeitenden Walzen voneinander sowie durch die Aenderung beider bei jedem Durchgang des Streifens. Die Form der Walzen im belasteten und erwärmten Zustande wird stets von jener Form der Walzen abweichen, die diese ohne Einwirkung des Walzdruckes und der Walzgutwärme haben. Um eine bestimmte Streifenquerschnittsform zu erhalten, müssen daher die Walzballen nach einer bestimmten Form geschliffen werden.

Die Walzenform sowie ihre Aenderung und die Aenderung des Abstandes der Walzen voneinander während des Betriebes werden ihrer Größe nach bestimmt durch:

- I. mechanische und wärmetechnische Einflüsse,
- II. Walzenverschleiß,
- III. Bauart und Anordnung der Walzengerüste in der Straße.

Die drei verschiedenen Formen, die der Streifenquerschnitt über die Breite annehmen kann, zeigt *Bild 1*. Obwohl das Band mit einem rechteckigen Quer-

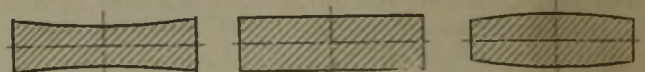


Bild 1. Drei Formen des Streifenquerschnittes.

schnitt das vom Kunden verlangte Blech liefern würde, können Bänder mit rechteckigem Querschnitt sowie solche, die in der Mitte dünner sind als an den Rändern, schlecht hergestellt werden, da sie seitlich verlaufen. Infolge des Walzdruckes wirken, wie *Bild 2*

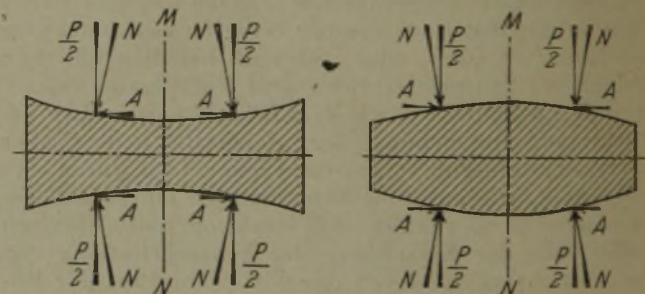


Bild 2. Kräfte im Streifenquerschnitt.

zeigt, auf den Bandquerschnitt die Axialkräfte A, die sich nur so lange das Gleichgewicht halten, solange das Band in der Ballenmitte gewalzt wird. Da dies jedoch nur in den seltensten Fällen möglich ist, wird das Band in der Richtung der größeren Axialkraft weggedrückt. Das Band, das in der Mitte dünner ist als an den Rändern, wird aus der Ballenmitte immer stärker hinausgedrückt, das Band, das in der Mitte stärker ist als an den Rändern, wird in die Ballenmitte hineingedrückt und hiermit sicher geführt.

Um dem verformungstechnischen Grundsatz von der gleichen Längung aller Querschnittsteile zu genügen, muß die Balligkeit des Bandes vom letzten Gerüst beginnend zu den vorhergehenden an Größe zunehmen (Armco-Patent). Dies gilt vor allem für die Warmfertigstraße und die Kaltstraße.

Die mechanischen und wärmetechnischen Einflüsse, die die Walzeform während des Walzens bestimmen, sind die Durchbiegung der Walzen infolge des Walz-



druckes und die Formänderung der Walzen infolge der Wärme des Walzgutes. Die Durchbiegung der Walzen erfolgt nach der Gleichung der elastischen Linie, die, falls der Walzdruck und seine Verteilung über den Walzenballen bekannt sind, unter Berücksichtigung der Biege- und Schubkräfte bestimmt werden kann. Die Komponenten, die den Temperaturverlauf über den Walzenballen maßgebend bestimmen, sind:

1. Wärmezufuhr durch das warme Walzgut,
2. Wärmeabfuhr durch das den Walzenballen kühlende Kühlmittel,
3. Wärmeabfuhr durch die Walzenzapfen an die Lager, die Einbaustücke, die Walzenständer und an die Außenluft.

Nach einer gewissen Zeit nach Beginn des Walzens wird ein Zustand eintreten, wo sich am Walzenballen eine Temperaturverteilung eingespielt hat, die sich bei gleichmäßigem Arbeiten nicht mehr ändert. Der Temperaturverlauf kann dann zerlegt werden in eine stationäre Wärmeströmung von der Walzenmitte zu den beiden Walzenzapfen hin und in sich darüberlagernde zeitweilige Temperaturschwingungen. Diese Temperaturschwingungen dringen jedoch, wie die Differentialgleichung für die Wärmeströmung zeigt, nur wenige Millimeter tief in den Ballen ein und haben daher auch keinen wesentlichen Einfluß auf die Ballenausdehnung.

Die stationäre Wärmeströmung ergibt einen Temperaturverlauf am Ballen, der im Bereich der Streifenbreite eine Wärmeausdehnungskurve in der Form einer Parabel zweiten Grades hervorruft, während an den Ballenenden die Temperatur nach einer Geraden abfällt.

Die Temperatur des Walzenballens richtet sich für eine bestimmte Walzguttemperatur vor allem nach der Menge und der Temperatur des Kühlmittels. Außerdem bewirkt eine Verminderung der Kühlung des Ballens über die Streifenbreite eine Vergrößerung des Wärmegefälles zwischen Ballenmitte und Streifenseiten, was eine Verkleinerung der Streifenballigkeit zur Folge hat. Eine Änderung der Kühlungsverhältnisse außerhalb der Streifenbreite hat jedoch keinen Einfluß auf die Balligkeit des Walzgutes, da hierdurch der Temperaturunterschied zwischen Ballenmitte und Streifenende nicht geändert wird. Der Walzer hat somit die Möglichkeit, die Balligkeit des Walzgutes in gewissen Grenzen durch die Kühlung des Ballens über die Streifenbreite zu ändern und zu berichtigen.

Eine weitere Verformung der Walzen tritt durch ihre Abplattung ein, die jedoch auf die Form des Streifenquerschnitts nur dann einen Einfluß ausübt, wenn sie, hervorgerufen durch eine ungleichmäßige Druckverteilung über die Streifenbreite, ihrer Größe nach ebenfalls verschiedene Werte über die Streifenbreite ergeben würde. Wie W. R o h n<sup>2)</sup> bereits zeigte, ist die Walzenabplattung um so kleiner, je kleiner der Walzendurchmesser ist. Bei angetriebenen Arbeitswalzen darf jedoch der Walzendurchmesser nicht zu klein gewählt werden, da die Walze das Drehmoment übertragen muß. Hinzu kommt bei normal geschliffenen Walzen (Bild 3) noch eine Beanspruchung des Arbeitswalzenballens infolge seiner Durchbiegung, die ihrer Größe nach von der Durchbiegung des Stützwalzenballens abhängt. In der Außenschicht des Ballens treten daher Biegespannungen auf, die noch durch die Wärmespannungen infolge der zeitweiligen Temperaturänderungen vergrößert werden.

Einen Weg, die Biegespannungen im Arbeitswalzenballen zu vermeiden, zeigt Bild 4, in dem eine neue Art des Walzenschliffes dargestellt ist<sup>3)</sup>, bei der theoretisch keine Durchbiegung der Arbeitswalze auftritt, auf jeden Fall aber in der Praxis zumindest eine weitgehende

Verringerung der Arbeitswalzendurchbiegung zu erwarten ist. Bild 4 zeigt links die Walzen in kaltem und unbelastetem Zustande, in der Mitte die unbelasteten Walzen, wobei sich jedoch die Arbeitswalze infolge ihrer Erwärmung in der Ballenmitte gegenüber den Ballenenden um den Betrag b ausgedehnt hat. Rechts sind beide Walzen während des Betriebes gezeigt. Die Arbeitswalze weist dann keine Durchbiegung auf, wenn sie so geschliffen ist, daß sie nach ihrer Wärmeausdehnung eine Form angenommen hat, welche der gewünschten Streifenballigkeit entspricht. Andererseits ist der Walzenschliff der Stützwalze so zu wählen, daß sie sich nach ihrer Durchbiegung infolge des Walzdruckes an den nicht durchgebogenen Arbeitswalzenballen anschmiegt.

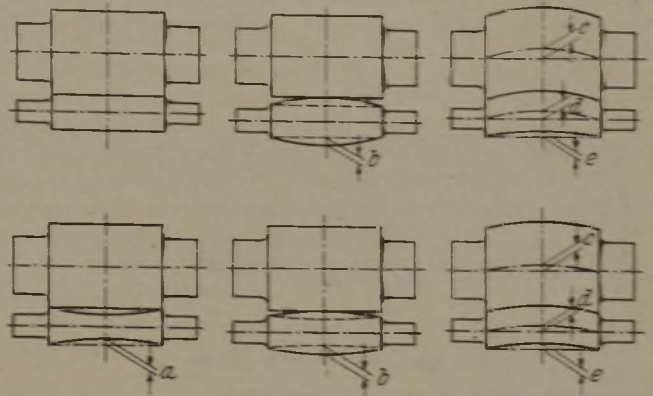


Bild 3. Walzendurchbiegung und -ausdehnung für Vierwalzengerüste.

- a = Walzenschliff der Arbeitswalze.
- b = Wärmeausdehnung des Arbeitswalzenballens.
- c = Durchbiegung des Stützwalzenballens.
- d = Durchbiegung des Arbeitswalzenballens.
- e = geforderte Balligkeit des Streifens.

Zur Durchführung eines Stiches benötigt das Walzgut eine bestimmte Zeit, die ihrer Größe nach von der Länge des Walzgutes und der Walzgeschwindigkeit abhängt. Während der Dauer des Stiches tritt eine Abkühlung des Streifens ein, so daß Anfang und Ende unter verschiedenen Temperaturverhältnissen gewalzt werden, wenn nicht Vorkehrungen getroffen werden, die das verhindern. Eine Änderung der Walzguttemperatur bewirkt auch eine Änderung des Walzdruckes, wodurch Stärkenunterschiede zwischen Anfang und Ende des Streifens auftreten.

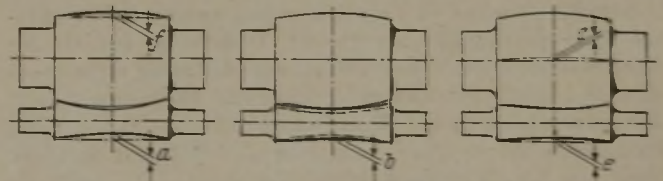


Bild 4. Walzendurchbiegung und -ausdehnung für Vierwalzengerüste.

- a = Walzenschliff der Arbeitswalze.
- b = Wärmeausdehnung des Arbeitswalzenballens.
- c = Durchbiegung des Stützwalzenballens.
- e = geforderte Balligkeit des Streifens.
- f = Walzenschliff der Stützwalze.

Die Änderung des Walzdruckes bewirkt eine Änderung der Streifendicke und ihrer Abmaße infolge:

- a) Änderung der Dehnung in den Ständerholmen,
- b) Änderung der Durchbiegung im oberen und unteren Ständerquerhaupt,
- c) Änderung der Walzendurchbiegung.

Die Änderung der Banddicke am Ende des Stiches als Folge dieser drei Einflüsse zeigt Bild 5. Die Dickenzunahme infolge der Ständerholmdehnung und der Durchbiegung des oberen und unteren Ständerquerhauptes erfolgt gleichmäßig über die Streifenbreite und

<sup>2)</sup> Stahl u. Eisen 52 (1932) S. 821/25.

<sup>3)</sup> DRP. angemeldet.



im gleichen Verhältnis mit einer Vergrößerung des Walzdruckes. Die Dickenzunahme infolge der größeren Walzendurchbiegung bewirkt nicht nur eine Vergrößerung der Streifenstärke, sondern auch eine Zunahme der Streifenballigkeit am Streifenende, ebenfalls im gleichen Verhältnis mit einer Walzdruckzunahme.

Die aus dem Betriebe bekannte Tatsache, daß bei geringerem Walzdruck auch die Dickenabweichungen über die Streifenlänge kleiner werden, läßt sich auch theoretisch nachweisen. Daraus ergibt sich die Möglichkeit, die Dickenzunahme am Ende des Stiches wenn auch nicht zu unterbinden, so doch herabzumindern. In einer kontinuierlichen Fertigstraße wird daher im letzten Stich meist nur mehr mit einer Abnahme von 4 bis 15 % gewalzt, im Gegensatz zu den ersten Stichen der Fertigstraße, bei denen die Abnahme 30 bis 50 % beträgt.

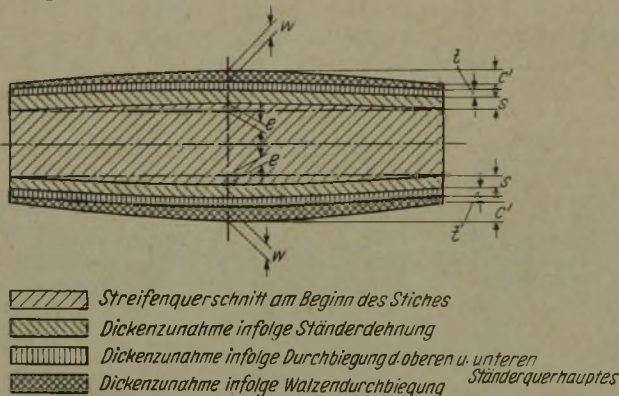


Bild 5. Dickenzunahme des Streifens am Ende des Stiches.

Die Dickenunterschiede über die Breite vergrößern sich außerdem noch mit der Walzdauer als Folge des Walzenverschleißes, der bei Vierwalzengerüsten vor allem an den Arbeitswalzen auftritt. Die Ursache des Walzenverschleißes ist:

- die Reibung zwischen der Arbeitswalze und dem Walzgut,
- die Reibung zwischen der Arbeitswalze und der Stützwalze.

Die Reibung zwischen der Arbeitswalze und dem Walzgut tritt einerseits infolge der Längenänderung des Walzgutes während des Walzvorganges auf. Da bei sehr breitem und dünnem Walzgut keine Breitung auftritt, bleibt die dadurch bedingte Abnutzung der Arbeitswalzen über die Bandbreite gleich. Andererseits weisen die Arbeitswalzen nach ihrer Wärmeausdehnung meist verschieden große Durchmesser über die Ballenlänge auf, die verschieden große Walzgeschwindigkeiten über die Bandbreite hervorrufen. Da sich das Walzgut mit der kleinsten Geschwindigkeit fortbewegen will, tritt an Stelle des größeren Ballendurchmessers auch der größere Walzenverschleiß auf.

Ebenso rührt die Reibung zwischen der Arbeits- und Stützwalze, abgesehen von der rollenden Reibung, gleichfalls von den ungleichen Walzendurchmessern über die Ballenbreite her. Da sich die hierdurch hervorgerufenen verschiedenen Umfangsgeschwindigkeiten ausgleichen müssen, tritt ein Gleiten und damit auch ein Verschleiß an den Ballenoberflächen ein.

Den Walzenverschleiß sucht man durch eine entsprechende Wahl des Walzenwerkstoffes und eine möglichst große Härte der Ballenoberfläche in möglichst kleinen Grenzen zu halten. Infolge der auftretenden Wärmespannungen kann mit der Oberflächenhärte der Arbeitswalzen (Hartguß) nicht zu hoch gegangen werden. Sie beträgt 50 bis 75 ° Shore. Die Härte der Stützwalzen liegt etwa zwischen 55 und 75 ° Shore. Als Stützwalzen werden verwendet:

1. Stahlmantelwalzen (60 bis 90 ° Shore).
2. Gußmantelwalzen (65 bis 70 ° Shore).
3. legierte Stahlgußwalzen (70 bis 80 ° Shore); diese werden vor allem in den Vereinigten Staaten als Stützwalzen verwendet.
4. Schalenhartguß-Vollwalzen (60 bis 70 ° Shore); diese finden jedoch wegen der geringen Biegefestigkeit kaum Verwendung.

Für die Wahl des Stützwalzenwerkstoffes sind neben der erreichbaren Oberflächenhärte noch andere Gründe maßgebend, wie die zulässige Beanspruchung und die Sicherheit, einen dauerhaften Schrumpfsitz bei Mantelwalzen zu erhalten.

Es ist selbstverständlich, daß die Betriebsverhältnisse und hiermit auch der Walzdruck nicht für alle Bänder gleichgehalten werden können. Man ist aber bestrebt, die durch eine Abweichung der Betriebsverhältnisse hervorgerufene Aenderung des Bandquerschnittes in möglichst kleinen Grenzen zu halten.

Die Möglichkeit dafür gibt die Bauart der Walzengerüste. Ein Walzgerüst walzt um so genauer, je kleiner der Einfluß einer Aenderung des Walzdruckes auf eine Aenderung der Gerüstverformung ist. Diese Gerüstverformung ist abhängig von der Querschnittsfläche der Ständerholme, den Trägheitsmomenten der Ständerholme, Ständerquerhauptes und Durchmesser der Arbeits- und Stützwalzen. Man ist daher bestrebt, diese Abmessungen groß zu halten im Vergleich zu den Querschnitten, die sich durch Bemessung auf Grund der zulässigen Beanspruchungen ergeben würden. Für die Breitstreifenstraßen haben sich entsprechend der Bandbreite gewisse Verhältnisse für die Bemessung der Ständerquerschnitte und Walzendurchmesser entwickelt (Bild 6).

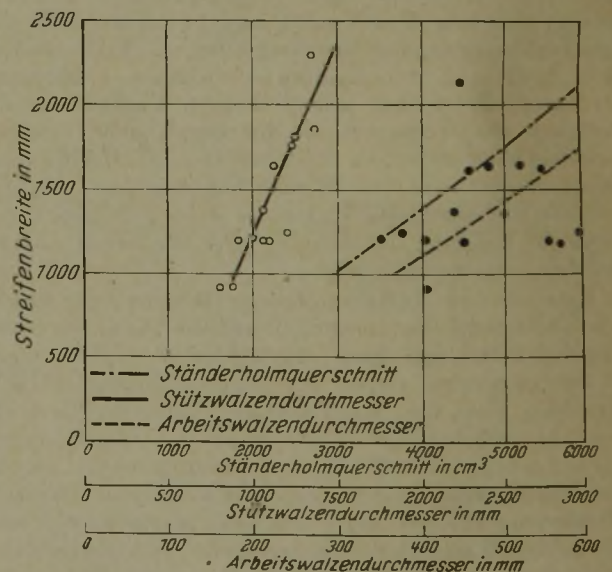


Bild 6. Abmessungen der Ständerquerschnitte und Walzendurchmesser für Breitbandwalzengerüste.

Ebenso müssen auch die anderen Bauteile, die durch den Walzdruck hoch belastet werden, wie die Walzenlager, Druckspindeln und -mutter usw., entsprechend stark bemessen werden.

Die Dickenabweichungen in einer kontinuierlichen Warmfertigstraße werden meist so gering sein, daß sie sich auf das Warmwalzen selbst kaum nachteilig auswirken. Sie werden jedoch einen sehr merklichen Einfluß auf ein sich anschließendes Kaltwalzen haben, falls hierbei, wie in Amerika, mit sehr hohen Geschwindigkeiten gewalzt wird.



Um die Dickenabweichungen infolge der Walzdruckänderung bis auf das gewünschte Maß zu verringern, werden folgende Wege vorgeschlagen:

1. die Brammen werden unterschiedlich angewärmt oder der Streifenanfang wird vor dem Eintritt in die Fertigstraße abgekühlt;
2. es werden Oefen zwischengeschaltet;
3. die Abmessungen der Walzengerüste, besonders in der Warmfertigstraße und in der Kaltstraße, werden möglichst groß gehalten;
4. die Streifenlänge wird entsprechend kurz gehalten;
5. die Dickenzunahme wird durch Anstellen der Druckspindeln während des Walzens in den Fertigerüsten ausgeglichen.

Die Dickenzunahme am Streifenende hat auch eine Vergrößerung der Streifenballigkeit zur Folge (Bild 5). Damit jedoch jeder Querschnittsteil die gleiche Längung erfährt, muß die prozentuale Dickenabweichung über die Bandbreite für alle Stiche und während der ganzen Dauer eines Stiches gleich sein. Um dies zu erreichen, wird daher vorgeschlagen, die Gerüste so zu bauen, daß die Verformung der Ober- und Unterwalzen im Bereiche der Bandbreite zur gesamten Gerüstverformung, ersichtlich in der Vergrößerung des Walzspaltes, in dem gleichen Verhältnis steht, das für die Streifenballigkeit gefordert wurde. Dadurch wächst bei ansteigendem Walzdruck die Balligkeit des Streifens stets in dem gleichen prozentualen Verhältnis mit der Band-

dicke. Werden die Gerüste der Warm- und Kaltstraße danach bemessen, so muß es möglich sein, die sich auf der Warmstraße ergebende Dickenzunahme am Bandende in der Kaltstraße nach einigen Stichen wegzuwalzen.

Auf die erreichbare Genauigkeit hat die Anordnung der Walzgerüste in der Straße insofern einen Einfluß, als die Straßen am genauesten walzen, bei denen auf jedem Gerüst nur ein Stich gemacht wird. Werden Oefen zwischen die Gerüste geschaltet, wie dies beim Steckel-Warmwalzwerk<sup>4)</sup> oder beim Röchling-Walzwerk nach Broemel<sup>5)</sup> der Fall ist, so dienen diese im wesentlichen dazu, den Streifen über seine ganze Länge auf gleicher Temperatur zu halten. Dadurch wird es möglich, ein großes Bundgewicht zu erzielen und Streifen mit guten Dickenabmaßen zu erzeugen.

Wenn auch die Dickengenauigkeit, die auf den bestehenden Breitbandstraßen heute erreicht wird, den gestellten Anforderungen und Wünschen der Kunden zu genügen scheint, so besteht doch kein Zweifel, daß in Zukunft infolge größeren Wettbewerbes oder infolge einer bedeutend höheren Walzgeschwindigkeit die Anforderungen an die Genauigkeit der Breitbänder noch erheblich gesteigert werden.

<sup>4)</sup> Lemm, H. P.: Stahl u. Eisen 62 (1942) S. 257/65 (Walzw.-Aussch. 171).

<sup>5)</sup> Timmermann, D.: Stahl u. Eisen 62 (1942) S. 109/14 (Walzw.-Aussch. 169).

## Umschau

### Dampfgehärtete Leichtsteine aus Schlackensand

Vor kurzem sind nähere Angaben über die Eigenschaften von Leichtkalksandstein bekannt geworden<sup>1)</sup>, der nach einem von E. Hüttemann und W. Graf Czernin angegebenen Verfahren<sup>2)</sup> hergestellt worden ist. Der fertige Leichtkalksandstein mit dem Namen „Turrit“ hat bei einem Raumgewicht von 0,6 kg/dm<sup>3</sup> Druckfestigkeiten bis zu 84 kg/cm<sup>2</sup> und bei einer Rohwichte von 1,4 kg/dm<sup>3</sup> Druckfestigkeiten bis zu 260 kg/cm<sup>2</sup>. Seine Poren sind so klein, daß sie unter einem gewöhnlichen Mikroskop nicht sichtbar sind. Er hat deshalb eine sehr gute Wärmedämmung, ist nagelbar und läßt sich mit der Säge bearbeiten. Er wird als fabriktionsreif bezeichnet und ist u. a. schon beim Bau einer Flugzeughalle verwendet worden<sup>1)</sup>. Bei der Herstellung des Turrits soll aus Quarzsand und Wasser durch eine Vorbehandlung unter Dampfdruck ein stark wasserhaltiges Kalziumsilikatgel entstehen. Dieses Gel wird mit einem Magerungsmittel verpreßt und die verpreßte Masse in üblicher Weise im Kessel mit Dampf gehärtet. Nach den in der zuletzt genannten Patentschrift<sup>2)</sup> enthaltenen Angaben wird gebrannter Kalk zusammen mit Sand im Verhältnis 2:3 in einer Rohmühle auf einen Rückstand von etwa 20 % auf dem 4900-Maschen-Sieb vermahlen. 1000 l Wasser werden mit 500 kg des so erhaltenen Mehls gemischt und in dem Vorhärtekessel etwa 3 h lang mit überhitztem Dampf von annähernd 8 bis 9 atü bei 250 bis 300 ° behandelt. Läßt man dann den überhitzten Dampf plötzlich ausströmen, so entsteht eine krümelige, hinreichend trockene Masse. Diese Masse wird je m<sup>3</sup> Fertigmasse mit 150 kg vulkanischem Gestein oder Sand gemagert, zu Formlingen verpreßt und dann in der bei dem Kalksandsteinverfahren üblichen Weise gehärtet und getrocknet.

Es lag nahe, dieses Verfahren auch auf Schlackensande anzuwenden, zumal da bei der Herstellung der Hüttensteine die Dampfhärtung nach Michaelis mit gutem Erfolg angewendet wird und bei der Schlacke eine schnellere Aufschließbarkeit zu erwarten war. Zu diesem Zweck wurden Versuche mit vier Schlackensanden durchgeführt, deren Zusammensetzung in *Zahlentafel 1* angegeben ist, die meisten mit der tonerereichen Gießereiroh-eisenschlacke A und der tonerereichen Gießereiroh-eisenschlacke B, einige andere mit den Schlacken C und D, von denen die letzte offenbar eine Thomasroheisenschlacke war. Zum Vergleich wurden auch Versuche mit Quarzmehl

durchgeführt. Die Siebrückstände betragen beim Quarzsand und bei den beiden ersten Schlackensanden 20 % auf dem 4900-Maschen-Sieb, bei den beiden letzten nur 10 und 2 %, wie die Zusammenstellung ebenfalls angibt. Als Kalk wurde

Zahlentafel 1. Chemische Zusammensetzung der verwendeten Schlackensande

Bezeichnung	A	B	C	D
SiO <sub>2</sub>	37,0	31,5	31,1	34,3
Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	8,8	16,7	12,2	11,3
FeO	0,2	0,6	0,4	0,5
MnO	0,6	0,4	0,7	3,3
CaO	46,7	43,6	44,7	41,1
MgO	3,2	4,2	4,2	3,4
SO <sub>3</sub>	—	—	0,2	—
S	1,8	1,1	1,3	1,6
H <sub>2</sub> O	1,3	0,5	3,4	0,3
CO <sub>2</sub>		n.b.	1,2	0,2
Rückstand auf dem Sieb mit 4900 Maschen je cm <sup>2</sup>	20 %	20 %	10 %	etwa 2 %

ein reines Kalhydrat von Merck verwendet, das noch geringe Mengen von nicht hydratisiertem freien Kalk enthält. Das zementfeine Mehl wurde in einer Schüssel mit der anderthalbfachen bis doppelten Menge Wasser übergossen, gut durchgerührt, in kleine Behälter gefüllt und im Autoklaven zwischen 10 min und 3 h bei 9 atü in gespanntem Wasserdampf vorbehandelt. Nach beendigter Vorhärtung wurde der Druck möglichst schnell aufgehoben. Dann wurde die nasse, meist krümelige Masse getrocknet und durch ein Sieb von 576 Maschen je cm<sup>2</sup> getrieben. Diese Masse wurde anschließend entweder allein zu Prüfkörpern verpreßt, oder es wurden ihr vorher Zusätze von Schlackensand, gefällter Kieselsäure, Traß oder St-Stoff, dem Rückstand des Aufschlusses von kieselsäurehaltigen Tonerde-Mineralien (Kaolin) mit schwefliger Säure, zugefügt. Der Feuchtigkeitsgehalt der Masse wurde so bemessen, daß sich daraus unter einem Preßdruck, der zwischen 15 und 120 kg/cm<sup>2</sup> verändert wurde, kleine standfeste Zylinder von 25 cm Dmr. und etwa derselben Höhe herstellen ließen, die anschließend ohne Form 8 h im Autoklaven bei 9 atü gehärtet wurden. Nach dem Abkühlen wurden sie teilweise an der Luft aufbewahrt, meist bei 110 ° getrocknet, dann ausgemessen, gewogen und auf Druckfestigkeit geprüft. Ausgeprägte Unterschiede zwischen den sofort bei 110 ° getrockneten und den längere Zeit an der Luft ausgetrockneten Proben wurden nicht gefunden.

<sup>1)</sup> Hummel, A., und E. Hüttemann: Fortschr. u. Forsch. Bauw. 1943, Reihe B. H. 2. S. 51/62.

<sup>2)</sup> DRP. 626 576 vom 16. April 1932; 635 559 vom 9. Dezember 1932; 716 736 vom 28. August 1937.



Bei den Versuchen wurde von den umstehend angegebenen Bedingungen für die Härtung von Quarzsand-Kalk-Gemischen ausgegangen, anschließend die Vorbehandlung abgekürzt und endlich der Kalkzusatz verringert, weil sich dadurch die Festigkeit steigern ließ. Eine wesentliche Verbesserung trat ein, als zum Mageren nicht Schlackensand, sondern Traß, gefällte Kieselsäure und St-Stoff verwendet wurden. Die wichtigsten Druckfestigkeitsergebnisse sind in Bild 1 in Abhängigkeit von ihrem Raumgewicht dargestellt. Ohne daß alle Möglichkeiten der Veränderung der Versuchsbedingungen erschöpft wurden, zeigten die Prüfungen folgende Ergebnisse:

1. Die geringste Festigkeit im Vergleich zum Raumgewicht hatten die Mischungen aus Schlackensand und Kalkhydrat allein. Besser verhielten sich die Körper, denen nach der Vorhärtung des Schlackensand-Kalk-Wasser-Gemisches als Magerungsmittel nicht Schlackensand, sondern ein kieselreicher Stoff zugesetzt wurde. Von solchen Stoffen ergab gefällte Kieselsäure die besten, Traß etwas geringere Werte. Das günstigste Verhältnis von Druckfestigkeit zu Raumgewicht hatten aber die Mischungen aus Kalkhydrat und gemahlenem Quarzsand nach den Angaben des DRP. 716 736. Die Ergebnisse aller dieser Versuche sind in Bild 1 aufgenommen.

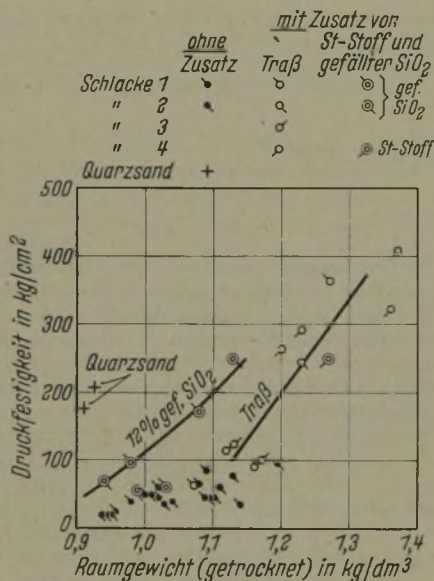


Bild 1. Gehärtete Leichtsteine aus Schlackensand.

2. Eine Behandlung des Schlackensand-Kalk-Wasser-Gemisches durch zehntägiges Stehenlassen bei gewöhnlicher Temperatur unter häufigem Umrühren oder durch Eindampfen des Wassers ist kein Ersatz für eine wenn auch nur kurze Dampfbehandlung.
3. Als vorteilhaft hat sich ein Mischungsverhältnis von 100 Teilen Schlackensandmehl : 14 Teilen Kalkhydrat : 12 Teilen kieselreicherem Zuschlag erwiesen. Gegenüber dem Kalk-Quarzsand-Verfahren erfordert es weniger Kalk, denn nach Angabe des Patents sind für 100 Teile Quarzsandmehl 87 Teile Kalkhydrat erforderlich; außerdem bedarf es einer kürzeren Vorbehandlung von nur ½ bis höchstens 1½ h gegenüber 3 h nach der Angabe des Patents, liefert aber infolge des geringen Kalkanteils ein ungünstigeres Verhältnis von Druckfestigkeit zum Raumgewicht.
4. Ein Unterschied innerhalb normaler basischer Hochofenschlacken besteht nur insofern, als die infolge ihres höheren Mangangehalts schweren Schlacken, wie z. B. Schlackensand D, auch schwerere Körper ergeben. Tonerde- und tonerdearme Schlackensande verhielten sich je nach den Versuchsbedingungen verschieden.
5. Es ist anzunehmen, daß sich Bimsmehl, Kieselgur und St-Stoff ähnlich günstig verhalten wie gefällte Kieselsäure.

Für die derzeit übliche Art der Hüttensteinerzeugung nach dem Dampfhärtungsverfahren zeigt sich auf Grund dieser Ergebnisse vielleicht die Möglichkeit, durch eine kurze Vorbehandlung mit Dampf oder durch kiesel-säurehaltige Zusätze ihr Gewicht zu verringern oder ihre Druckfestigkeit zu erhöhen und damit das Verhältnis beider Eigenschaften zu verbessern.

Fritz Keil und Fritz Gille.

## Der Stand der Steinkohlenveredlung

(Fortsetzung von Seite 722)

### Kohlenstaub als Treibstoff

Die Versuche, Kohlenstaub unmittelbar als Treibstoff in einem Verbrennungsmotor auszunutzen, haben zur Ausbildung des bekannten Rupa-Motors geführt<sup>30</sup>). Dieser Motor arbeitet nach dem Beikammerverfahren von R. Pawlikowski. In den letzten Jahren wurde eine Reihe von Neuerungen am Kohlenstaubmotor durchgeführt, über die H. Goette<sup>31</sup>) berichtete. Die Verbesserungen betreffen eine Reihe von Sonderbauarten von Kolben und Dichtungsringen; sie stellen zwar beachtliche Verbesserungen hinsichtlich des Verschleißes, aber keine befriedigende Endlösung dar, die nur in Verbindung mit äußerst verschleißfesten Werkstoffen erreicht werden kann. Die Schichau-G. m. b. H., Elbing, hat verschleißfeste Gußeisensorten für diesen Zweck entwickelt<sup>32</sup>), wobei die Werkstoffe von Zylinderlaufbuchsen und Kolbenringen so aufeinander abgestimmt sind, daß die Abnutzung der Kolbenringe größer ist als die der Zylinderlaufbuchsen. Ein Nachteil des Kohlenstaubmotors, die Unregelmäßigkeiten der Staubzuführungsventils, soll nach einem Vorschlage von Schichau<sup>33</sup>) angehtlich beseitigt sein. In gleicher Richtung bewegen sich die Verbesserungen der Hanomag in Hannover, die eine Regelvorrichtung für die Kohlenstaubzufuhr entwickelt hat<sup>34</sup>).

Die Schwierigkeiten, die sich beim Betriebe des Kohlenstaubmotors, besonders durch die Brennstoffasche einstellen, haben W. Wilke<sup>35</sup>) veranlaßt, die Einsatzmöglichkeiten von Druckextrakten nach Pott-Broche im Kohlenstaubmotor zu untersuchen. Im Prüfstand der I.-G. Farbenindustrie in Oppau wurde festgestellt, daß derartige Kohlenextrakte ohne weiteres nicht anwendbar sind, da der Erweichungspunkt von 200° zu niedrig liegt. Nach Behandlung der Druckextrakte mit Salpetersäure oder nitrosen Gasen stieg der Erweichungspunkt auf über 1000°, während der Zündpunkt von 250 auf 200° erniedrigt wurde. Motorversuche mit nitrierten Druckextrakten zeigten, daß im Bereich geringer Belastung der Kohlenstaubverbrauch höher ist als bei Betrieb mit Gasöl, was auf den behelfsmäßigen Umbau des verwendeten Motors zurückgeführt wird. Die erreichte Höchstleistung bei Gasöl wird beim Betrieb mit nitriertem Steinkohlenextrakt übertroffen, eine Tatsache, die auf den Gehalt an aktivem Sauerstoff zurückgeführt wird. Entgegen den vielen günstigen Urteilen über die baldige Einsatzmöglichkeit des Kohlenstaubmotors werden von H. Wahl<sup>36</sup>) die wirtschaftlichen Aussichten keineswegs als günstig betrachtet.

### Ausrichtung des Forschungswesens

Die vielfältigen Aufgaben des Steinkohlenbergbaus auf dem Gebiet der Förderung und vor allem der Kohlenveredlung haben eine einheitliche Ausrichtung des Forschungswesens notwendig gemacht. Zwar sind durch eine Reihe von einzelnen Instituten wertvolle Arbeiten geleistet worden, jedoch fehlte es bisher an der organisatorischen Zusammenfassung und der einheitlichen Auswertung der Arbeiten nach übergeordneten Gesichtspunkten. Den Belangen des Vierjahresplanes Rechnung tragend, wurde durch den Bergbau-Verein in Essen bereits im Jahre 1938 die Zusammenfassung der technisch-wirtschaftlichen Forschungsarbeiten des Ruhrbergbaus beschlossen.

Die vielseitigen Verfahren der mechanischen, thermischen und chemischen Kohlenveredlung setzen eine weitgehende Kenntnis über den Aufbau und das Verhalten der Steinkohlen bei der Veredlung voraus. Die Einteilung der Steinkohlen in verschiedene Klassen kann entweder auf Grund des Verwendungszweckes oder auch nach ihrer Entstehungsweise erfolgen. Vergleicht man Kohlen verschiedener örtlicher Herkunft miteinander, so ergeben sich infolge Fehlens geeigneter, schnell bestimmbarer Bezugsgrößen gewisse Schwierigkeiten. D. J. Kreulen<sup>37</sup>) hat ein Verfahren entwickelt, das auf Grund der Oxydierbarkeit der Steinkohlen die Festlegung einer „Huminsäurekurve“ für jede Kohlenart gestattet. Dadurch läßt sich jede Steinkohle unabhängig von ihrer Herkunft in eine bestimmte Klasse einordnen<sup>38</sup>).

<sup>30</sup>) DRP. 518 396 vom 26. Sept. 1942.

<sup>31</sup>) Techn. Bl., Düsseld., 30 (1940) S. 515/18 u. 528/29.

<sup>32</sup>) DRP. 650 603 vom 2. Okt. 1932; <sup>33</sup>) 686 870 vom 21. Mai 1935; <sup>34</sup>) 682 274 vom 11. Sept. 1939.

<sup>35</sup>) Autom.-techn. Z. 43 (1940) S. 196/98.

<sup>36</sup>) Wärme 65 (1942) S. 159/65.

<sup>37</sup>) Chem. Weekbl. 36 (1939) S. 870/81.

<sup>38</sup>) Scheer, W.; Glückauf 76 (1940) S. 494/95.



Der Heizwert von Steinkohlen läßt sich mit genügender Genauigkeit nur auf kalorimetrischem Wege ermitteln. Ein bequemes Hilfsmittel, den Heizwert zu ermitteln, bieten die analytischen Daten der Elementaranalyse. Die vielen in Vorschlag gebrachten Berechnungsformeln sind jedoch mehr oder minder mit Fehlern behaftet. H. Lefèvre und C. Georgiadis<sup>39)</sup> haben unter Berücksichtigung der Koksbeschaffenheit bei der Tiegelprobe eine Gleichung entwickelt, die zu Werten mit einer Abweichung von meist weniger als 0,2 %, höchstens 0,4 % von den kalorimetrisch gefundenen Heizwerten führen soll<sup>40)</sup>.

L. Sümegei<sup>41)</sup> teilt eine neue Formel mit, auf Grund deren angeblich gute Übereinstimmung mit den Ergebnissen der kalorimetrischen Heizwertbestimmung erzielt wird.

Vielfach ergibt sich in der Praxis die Notwendigkeit zur Umrechnung der Heizwerte von Kohlen verschiedenen Wassergehaltes. O. Seifert<sup>42)</sup> beschreibt fünf Nomogramme, die sich von denjenigen von W. Schreiber<sup>43)</sup> dadurch unterscheiden, daß sie ohne Hilfslinie anwendbar sind.

Die Bestimmung des Gesamtschwefels in Kohle und Koks nach Eschka ist zeitraubend und erfordert im allgemeinen einen Aufwand von etwa 3 h. W. Mantel und W. Schreiber<sup>44)</sup> beschreiben ein neues Reduktionsverfahren mit anschließender analytischer Schnellbestimmung. Der Zeitaufwand zur Bestimmung des Gesamtschwefels beträgt 20 bis 30 min, die Genauigkeit  $\pm 0,03$  %. Für die Durchführung größerer Reihenanalysen wird in der Praxis gewöhnlich das Eschka-Verfahren angewandt. Zur Abkürzung der Analysendauer schlagen W. Mantel und W. Schreiber<sup>45)</sup> den Zusatz von Katalysatoren und Aenderung der Versuchsbedingungen vor. Die heute so bedeutsame Gewinnung von Schwefelkies in Steinkohlenwäschen erfordert zuverlässige Bestimmungsverfahren für den in den Feinbergen und Pyritkonzentraten enthaltenen Pyritschwefel. Auf Grund der Untersuchungen von F. Grimmdahl<sup>46)</sup> ist die Arbeitsweise nach Lunge die sicherste zur Bestimmung des Pyritschwefels. Für die Ermittlung des Gesamtschwefels oder des verbrennlichen Schwefels sind die Verfahren nach W. Grote und H. Krekeler, besonders in ihrer Abänderung nach B. Wurzschnitt und W. Zimmermann, oder die Verbrennungsverfahren nach A. Seuthe zu empfehlen.

### Kokereitechnik

Die Entwicklung der Kokereitechnik ist vor allem durch das Bestreben gekennzeichnet, den Bereich der Einsatzkohlen zu erweitern und so die durch neue Verbraucher immer stärker beanspruchte Fettkohle zu entlasten. Die hier erzielten Erfolge sind besonders wichtig für solche Kohlengebiete, für die sich aus dem Vorkommen der einzelnen Sorten und der Deckungsmöglichkeit für die verschiedenen Verbraucher ein Mißverhältnis ergibt. Die im letzten Bericht angeführten Wege zur Streckung der Koksdecke haben jedenfalls zu beträchtlichen Erfolgen geführt. Erwähnt sei hier eine der bis jetzt herrschenden Meinungen entgegenstehende Ansicht, nach welcher die Festigkeit des Kokses nicht allein ausschlaggebend für seine Eignung als Hüttenkoks sei; eine gewisse Mindestfestigkeit sei allerdings zu fordern<sup>47)</sup>. Neben die Bemühungen, auch weiterhin Koks bester Beschaffenheit zu erzeugen, treten Maßnahmen, die Ausbeute an Kohlenwertstoffen möglichst zu steigern. Wichtig war es hierbei, die Erkenntnisse über das Verhalten der Steinkohlen bei der Erhitzung zu ergänzen, wie dies durch Arbeiten von H. Macura<sup>48)</sup> geschah. Die für die Erzeugung guten Kokses so wichtigen Eigenschaften der Koks-kohlen: das Treiben und Blähen, die Backfähigkeit, ihr plastisches Verhalten und ihr Gehalt an flüchtigen Bestandteilen, waren wiederum Gegenstand eingehender Untersuchungen.

So versuchten R. Bunte und H. Imhoff<sup>49)</sup>, durch Verkokung von Kohlen in dünner Schicht die Ursache des Treibens aufzuklären. Es zeigte sich, daß im Temperaturbereich von etwa 150 bis 400 °, also vor Beginn des Schmelzens, eine erst bei starker Vergrößerung beobachtbare räumliche Zunahme eintritt, die mit starker Kraftwirkung verbunden ist. Dieses „Quellen“ zeigen nicht nur die treibenden und treibverdächtigen, sondern alle backenden Kohlen. Der Treibdruck wirkt aber nur dann schädlich, wenn die Raumzunahme nicht durch Verdichtung der unveränderten Kohle oder durch Schwinden des bereits gebildeten Halbkokes ausgeglichen werden kann<sup>49a)</sup>. Ueber die Beziehungen zwischen Treibdruck und Blähen von Steinkohlen und die sich aus ihnen ergebenden Folgerungen zur Verbesserung der Koksgüte bei der Verkokung und Schwelung berichtete W. A. Frey<sup>50)</sup>. Die Untersuchungen von K. Gieseler<sup>51)</sup> über das Treibverhalten von Kohlen in der Vorrichtung von Hofmeister gegenüber der Waldenburger Muffelprobe zeigen, daß infolge der verschiedenen Anheiz- und Verkokungsgeschwindigkeit keine mit dem Betrieb vergleichbaren Werte erhalten werden können. Den besten Einblick in den Verkokungsvorgang erlaubt noch die Verkokung einer Kohlschicht von zwei Seiten her, die mit zwei verschiebbaren Oefen ausgeführt wird. A. Adelsberger und H. R. Asbach<sup>52)</sup> stellten fest, daß das Treiben bei um so niedrigerer Temperatur beginnt, je besser die Güte des aus der zu verkokenden Kohle oder Kohlenmischung erzeugten Kokses ist. Die Messungen wurden mit einem von H. R. Asbach<sup>53)</sup> entwickelten, selbsttätigen Treibdruckgerät ausgeführt.

Aus den zahlreichen laboratoriumsmäßig durchführbaren Verkokungsweisen lassen sich meist jedoch nur mittelbare Schlüsse auf die technisch erzielbaren Ergebnisse ziehen, von denen halotechnische Versuche ein besseres Bild geben. Beschickungen von 600 kg wurden z. B. von W. Demann und A. Adelsberger<sup>54)</sup> angewandt, wobei die Möglichkeiten einer Beimischung von schwach- und nichtbackenden Kohlen oder Koksgrus zu gutbackenden Fettkohlen bei Aenderung der Garungszeit, Körnung usw. unter Berücksichtigung der Koksfestigkeit eingehend untersucht wurden. Unter dem gleichen Gesichtswinkel ist auch die Mitverwendung treibender Kohlen<sup>55)</sup> zur Verbreiterung der Koks-kohlengrundlage bei zweckentsprechender Mischung und Mahlung untersucht worden. Ein von H. Rode<sup>56)</sup> entwickeltes Verfahren zur Messung der Backfähigkeit ist sehr empfindlich und deshalb besonders für schwachbackende Kohlen empfehlenswert; es kann für alle deutschen Kohlenreviere mit Ausnahme des Ruhr- und Saargebiets als das zuverlässigste angesehen werden.

Nach K. Hoehne<sup>57)</sup> bietet die Untersuchung über die Bildsamkeitseigenschaften von Kohlen mit Hilfe des Plastometers nach K. Gieseler ein wertvolles Hilfsmittel für die Beurteilung der Eigenschaften von Koks-kohlen mit Rücksicht auf die Festigkeit des zu erzeugenden Kokses.

Erwähnt seien schließlich einige Arbeiten über den Gehalt der Steinkohlen an flüchtigen Bestandteilen<sup>58)</sup> sowie über den Einfluß des unter Druck benzol-

<sup>39)</sup> Gas- u. Wasserfach 82 (1939) S. 805/12.

<sup>40a)</sup> Imhof, H.: Neue Untersuchungen zur Aufklärung des Treibens und Blähens der Steinkohlen. Dr.-Ing.-Diss. Techn. Hochschule Karlsruhe 1938. Essen-Borbeck 1939. Gas- u. Wasserfach 82 (1939) S. 805/12.

<sup>50)</sup> Oel u. Kohle 36 (1940) S. 499/508; 37 (1941) S. 637/47. Gas- u. Wasserfach 84 (1941) S. 381/83.

<sup>51)</sup> Glückauf 77 (1941) S. 309/19 u. 328/32.

<sup>52)</sup> Techn. Mitt. Krupp, A: Forsch.-Ber., 4 (1941) S. 172/83.

<sup>53)</sup> Techn. Mitt. Krupp, A: Forsch.-Ber., 4 (1941) S. 162/71.

Weitere Arbeiten über Treiben und Blähen: Thau, A.: Gas- u. Wasserfach 83 (1940) S. 205/11; Shimonura, A.: J. Inst. Fuel 13 (1940) S. 247/56; Mott, R. A.: ebenda, S. 189/200.

<sup>54)</sup> Techn. Mitt. Krupp, A: Forsch. Ber., 4 (1941) S. 152/61.

<sup>55)</sup> Ulrich, F.: Gas- u. Wasserfach 84 (1941) S. 347/50; Siebel, H.: Gas- u. Wasserfach 82 (1939) S. 721/26 u. 736/41.

<sup>56)</sup> Glückauf 78 (1942) S. 144/50; s. a. Gehle, H.: Brennst.-Chemie 22 (1941) S. 277/78.

<sup>57)</sup> Glückauf 75 (1939) S. 941/45. Weitere Arbeiten über das plastische Verhalten von Steinkohlen: Gerdes, J.: Dr.-Ing.-Diss. Techn. Hochschule Aachen, Aachen 1939. Lambris, G. und J. Gerdes: Brennst.-Chemie 22 (1941) S. 125/31 u. 139/42.

<sup>58)</sup> Scheeben, K.: Techn. Mitt. Krupp, A: Forsch.-Ber., 4 (1941) S. 183/92; Gillet, A. und P. Cherstnioff: Chim. et Ind. 42 (1939) S. 944/53.

<sup>39)</sup> C. R. Acad. Sci., Paris 212 (1941) S. 1152/54.

<sup>40)</sup> Scheer, W.: Glückauf 78 (1942) S. 52/53.

<sup>41)</sup> Gas- u. Wasserfach 83 (1940) S. 357/59.

<sup>42)</sup> Wärme 64 (1941) S. 383/85.

<sup>43)</sup> Wärme 59 (1936) S. 324/25.

<sup>44)</sup> Glückauf 75 (1939) S. 929/37; 76 (1940) S. 479/81.

<sup>45)</sup> Glückauf 78 (1942) S. 185/90 u. 220/23.

<sup>46)</sup> Techn. Mitt. Krupp, A: Forsch.-Ber., 3 (1940) S. 34/38.

<sup>47)</sup> Senfter, Ed.: Stahl u. Eisen 62 (1942) S. 1041/53

(Hochfenaussch. 210 u. Wärmestelle 313).

<sup>48)</sup> Oel u. Kohle 35 (1939) S. 1/12 u. 45/54; 36 (1940) S. 117/21 u. 161/70; 37 (1941) S. 727/40. Brückner, H.: Angew. Chem. 52 (1939) S. 671/76.



löslichen Bitumens auf das Verkokungs- und Entgasungsverhalten von Steinkohlen<sup>59)</sup>.

Die Untersuchungen von H. Bansen und E. Krebs<sup>60)</sup> bringen aufschlußreiche Richtlinien für die feuerungstechnische und metallurgische Bewertung von Brennstoffen als Grundlage für die wirtschaftliche Aufbereitung. Die Bewertung erfolgt unter Berücksichtigung der verschiedenartigen Einflüsse, besonders des Aschengehaltes, mit Hilfe eines bekannten Vergleichskokes für die Zwecke des Hochöfners. Der auf diese Weise gefundene anlegbare Kokspreis wird unter Berücksichtigung des Koksausbringens und der aufzuwendenden Verkokungskosten auf den anlegbaren Kohlenpreis umgerechnet.

Auch hier sei nochmals darauf hingewiesen, daß eine Vereinheitlichung der Untersuchungsverfahren dem Fortschritt sehr dienlich wäre; der Laboratoriumsunterausschuß des Kokereiausschusses hat deshalb weitere Verfahren genormt<sup>61)</sup>, außerdem sind auf seine Veranlassung Zusammenstellungen der üblichen Untersuchungsarten erfolgt und zum Teil veröffentlicht worden<sup>62)</sup>.

Die Möglichkeiten zur Verbesserung der Kohlenwertstoffe und zur Steigerung ihrer Ausbeute sind in einem Arbeitskreis beim Bergbau-Verein sorgfältig geprüft worden. Dem hierüber von W. Reerink<sup>63)</sup> erstatteten Bericht ist zu entnehmen, daß die Wege zur Schonung der flüchtigen Bestandteile [Decken- und Umföhrungskanäle, Ausgleichsvorlage ohne und mit bestimmter Schaltweise, Einblasen von Dampf oder Gas in den Gassammelraum und das neu hinzugetretene Verfahren der Einführung von Wasserverdampfern durch die Fülllöcher<sup>64)</sup>] Erfolge bringen können, wenn der Gassammelraum infolge ungünstiger Beheizung oder verstärkter Betriebe zu hoch beheizt wird, also nur willkommene Verbesserungsmöglichkeiten darstellen. Die Verfahren zur Absaugung (aus dem Innern der Beschickung durch die Ofendecke oder durch die Türen) dagegen ermöglichen eine echte Mehrausbeute an Teer- und Leichtölen, allerdings in Gestalt schwelteartiger Bestandteile. Der Erfolg ihrer Anwendung ist weitgehend von den Eigenschaften der zu verkokenden Kohle (Entgasungsverhalten und Körnung) abhängig und deshalb nicht überall ohne weiteres gegeben. Trotz erheblichen Verbesserungen der Absaugverfahren in der letzten Zeit ist die Entwicklung noch nicht abgeschlossen; neue technische Fortschritte auf diesem Gebiet sind zu erwarten. Allgemein gültig ist der Grundsatz, die Beheizung eines Ofens derart durchzuführen, daß zwar ein guter und völlig ausgegarter Koks anfällt, darüber hinaus aber jede schädliche Ueberheizung, vor allem des Gassammelraumes<sup>65)</sup>, vermieden wird.

Die Fortschritte der Steinkohlenveredlung und des Kokereiwesens im besonderen sind in der Berichtszeit von verschiedenen Seiten behandelt worden<sup>66)</sup>. Von Sonderfragen behandelnden Veröffentlichungen seien hier die folgenden genannt: W. Litterscheid<sup>67)</sup> zieht aus der wärmetechnischen Beurteilung neuzeitlicher Koksöfen

Schlüsse auf die Aufstellung von Gewährleistungen für Neubauten, während H. Euler<sup>68)</sup> bemerkenswerte Vorschläge zur einheitlichen Begriffsbestimmung und Festlegung von Kennzahlen für den Kokereibetrieb bringt.

Zu beachten ist ferner eine Arbeit über die elektrische Verkokung der Steinkohle, die H. Stevens<sup>69)</sup> in einem 30-t-Ofen durchführte. Der Energieaufwand (350 kWh/t Kohle) beträgt nur 9 % der Gesamtkosten. Infolge der schonenden Aufheizung — die Beschickung dient zeitweise selbst als Leiter — wird eine hohe Ausbeute an Wertstoffen erzielt.

Wolfram Scheer und Paul Lameck.  
(Fortsetzung folgt.)

## Wärmewirtschaft und Betriebsblindheit. III<sup>1)</sup>

### Hammerwerke

Auch bei den Schmiedepressen und Schmiedehämmern werden Fehler als „Nebensächlichkeiten“ übersehen. So geschieht es z. B., daß in der Mittagspause, wenn nicht ein einziger Hammer in Betrieb ist, drei Fünftel der installierten Verdichterleistung in Betrieb bleiben und das Preßluftnetz unter 10 at Druck hält, weil die Hammerführer die Absperrventile vor den Hämmern nicht geschlossen haben, drei Fünftel der installierten Verdichterleistung also durch die undichten oder nicht richtig in Mittellage gebrachten Steuerschieber in die Auspuffleitung geblasen werden. Sicher wären solche Verhältnisse durch Erziehung, Prämien und einfachste meßtechnische Ueberwachung zu vermeiden.

Das schlimmste ist aber nicht dieser große Leerlaufverbrauch während der kurzen Mittagspause, sondern der Leerlaufverbrauch während des Betriebes; denn die Stillstandszeit ist bei vielen Hämmern und Pressen ein Vielfaches der Betriebszeit. Die Hauptventile werden aber dann nicht geschlossen, die Steuerschieber sind meist überaus undicht und stehen nicht immer richtig in Mittellage. Infolgedessen kann man durch Beobachtungen in der Mittagspause und am Samstagnachmittag oft feststellen, daß 50 % der erzeugten Druckluft und beim Dampf noch mehr auf Stillstandsverluste durch Nichtschließen der Absperrventile in den Betriebspausen der einzelnen Hämmer und Pressen entfallen.

Bei ernstem Willen könnten diese Verluste auch bei den bestehenden Ventilbauarten stark vermindert werden. Um sie auch bei großen Hämmern möglichst vollständig zu vermeiden, erscheint es dringend notwendig, die Ausrüstung der Hämmer und Pressen mit Absperrventilen zu verbessern. Man kann von dem Hammerführer nicht erwarten, daß er vor jeder Fünf- oder Zehnminutenpause zu dem 10 oder 20 m von seinem Arbeitsplatz entfernten Absperrventil geht und das Handrad 50- bis 60mal herumdreht, um es zu schließen, und daß er vor Beendigung der kurzen Schmiedepause ebenso verfährt.

Jeder weiß, in welch schlechtem undichten Zustand sich die Steuerschieber der Hämmer infolge der starken Ueberbeanspruchung und der ungenügenden Pflegemöglichkeit befinden. Es müßte dann auch jeder, der Schmiedeanlagen baut und betreibt, wissen, daß man durch Schließen der Absperrventile vor dem Hämmern viel Druckluft und Strom sparen kann. Dann müßte sich auch jeder sagen, daß das Absperrventil vom Arbeitsstand des Hammerführers aus erreichbar sein muß, und daß es sich schnell und leicht öffnen und schließen lassen muß. Die Entwicklung entsprechender Ventilbauarten, soweit sie nicht bereits in geeigneter Ausführung vorliegen, kann keine Schwierigkeiten bereiten. Für große Hämmer mit Preßluftleitungen von 150 bis 200 mm  $\varnothing$  und darüber könnte man z. B. eine Bauart mit elektrischem Antrieb und Fernsteuerung anwenden, die in den Betrieben der städtischen Wasserversorgungsanlagen bereits seit langem gebräuchlich ist, um in Gefahrfällen, z. B. bei Rohrbruch, ein entferntes großes Ventil schnell schließen und ebenso schnell öffnen

<sup>59)</sup> Rossow, O.: Dr.-Ing.-Diss. Freiberg 1938. Auviel, H. S., I. D. Davis, I. T. McCartney: Rep. Invest. Bur. Min. Nr. 3451, 1939, S. 1/21. Brewer, R. E., und J. E. Triff: Industr. Engng. Chem., Anal. ed., 31 (1939) S. 242/47; Brewer, R. E., C. R. Holmes und J. D. Davis: Industr. Engng. Chem., Ind. ed., 32 (1940) S. 792/97.

<sup>60)</sup> Arch. Eisenhüttenw. 15 (1941/42) S. 1/10.

<sup>61)</sup> Laboratoriumsvorschriften des Kokereiausschusses LV 1 bis LV 14; zu beziehen vom Verlag Glückauf, Essen. Dazu die Normblätter über Brennstoffuntersuchungen DIN DVM 3701, 3702, 3705, 3706, 3711, 3712, 3716, 3721, 3725.

<sup>62)</sup> Gröbner, W.: (Treiben u. Blähen) Feuerungstechn. 30 (1942) S. 4/8; Hoffmann, P.: (Backfähigkeit) ebenda, S. 52/57; (fl. Best. ebenda, 28 (1940) S. 276/78; (Kohlenwertstoffausbeute) ebenda, 29 (1941) S. 205/09; (Bildsamkeit) ebenda, 30 (1942) S. 249/54.

<sup>63)</sup> Glückauf 78 (1942) S. 597/605. Vgl. dagegen Paus, H.: Oel u. Kohle 38 (1942) S. 1087/1102, 1119/30, 1153/64, sowie Stäckel, W., und G. Lorenzen: Glückauf 78 (1942) S. 773/82.

<sup>64)</sup> Niggemann, H.: Bericht vor dem Arbeitskreis zur Steigerung der Oel- und Kohlenausbeute, 1941.

<sup>65)</sup> Gröbner, W., und A. van Ahlen: Glückauf 78 (1942) S. 201/11. Ahlen, A. van: ebenda, S. 259/64 u. 633/39.

<sup>66)</sup> Scheer, W., und W. Gröbner: Die Entwicklung der Steinkohlenveredlung in den letzten 20 Jahren. Essen 1941. Fitz, W.: Feuerungstechn. 30 (1942) S. 73/84 u. 113/17. Lorenzen, G.: Vom Nebenprodukt zum Kohlenwertstoff. Glückauf demnächst; vgl. Techn. Mitt., Essen, 35 (1942) S. 51/53. Plenz, F.: Gas- u. Wasserfach 82 (1939) S. 531/35. Rosendahl, F.: Oel u. Kohle 36 (1940) S. 229/43.

<sup>67)</sup> Arch. bergbaul. Forsch. 2 (1941) S. 101/24.

<sup>68)</sup> Arch. Eisenhüttenw. 14 (1940/41) S. 415/20 (Betriebsw.-Aussch. 180).

<sup>69)</sup> Trans. electrochem. Soc. 75 (1939) S. 167/83; s. a. Blümel, E.: Glückauf 76 (1940) S. 337/41; Wöhlbier, H.: Techn. Bl., Düsseld., 30 (1940) S. 79/82; Curtiss, H. R. Stitzer und W. Darby: Industr. Engng. Chem., Ind. ed., 32 (1940) S. 557/62; Wittek, H.: Umschau 45 (1941) S. 147/50. Kirchrath, H.: Chemiker-Ztg. 65 (1941) S. 139.

<sup>1)</sup> Vgl. Stahl u. Eisen 63 (1943) S. 686 u. 722/23.



zu können. Die Schließ- und die Oeffnungszeit beträgt dabei nur 5 bis 10 sek. Es ist nicht zu verstehen, warum man solche und zum Teil einfachere Verbesserungsmöglichkeiten (z. B. Betätigung mit Preßluft) nicht ausnutzt.

Sieht man sich die Steuervorrichtungen an, so vermißt man irgendwelche Zeichen, die die Einstellung auf Mittellage des Schiebers oder seine Endstellungen angeben würden, so daß es nicht möglich ist, die Bedienung des Schiebers zu prüfen.

Leerlaufversuche, die über die Verluste durch Undichtheiten genaue Auskunft geben könnten, werden nicht gemacht, obwohl ihre Durchführung in der Mittagspause und an Samstagnachmittagen keine Mühe macht.

Es ist wichtig, zu berücksichtigen, daß die Pausenverluste durch Undichtheit der Steuerschieber nicht nur den Druckluftverbrauch erhöhen, sondern außerdem die Leistung der Hämmer herabsetzen, vor allem überall dort, wo der Betriebsdruck der Preßluft je nach der Betriebslage der Hämmer in weiten Grenzen schwankt, z. B., wie es nicht selten vorkommt, zwischen 9 und 10 atü bei Stillstand und 5 bis 6 atü bei regem Betrieb der Hämmer. Bei 5 bis 6 atü entwickeln aber die Hämmer derartiger Anlagen meist keine genügende Schlagkraft, sie benötigen für volle Schlagkraft 7 bis 9 atü. Der Druckabfall auf 5 bis 6 atü ist also äußerst nachteilig für die Leistung der Schmiede.

Am schnellen Druckabfall auf 5 bis 6 atü beim Schmieden und an der Langsamkeit des Wiederansteigens auf den Soll-Druck von 9 bis 10 atü in den Pausen ist aber der Undichtheitsverlust in den Stillstandszeiten der einzelnen Hämmer erheblich beteiligt, so daß, wenn die Verdichtungsanlage nicht sehr groß bemessen ist, vorwiegend nur ein mäßiger Betriebsdruck herrscht. Undichtheitsverluste erhöhen also nicht nur den Druckluftverbrauch je t Erzeugung, sondern sie können auch die Erzeugung vermindern.

Uebrigens haben oft die Anordnung der Druckluftkessel und die Bemessung der Steuerkanäle und der Hammerzylinder eine ähnliche ungünstige Auswirkung. Das Gefühl sagt einem schon, daß die Druckluftkessel in größter Nähe der Hämmer untergebracht werden müssen, damit nicht die Hämmer die Druckluftsäule der ganzen langen Zuleitung bis zu den Verdichtern bei jedem Hub beschleunigen müssen, was bedeutende Druckverluste zur Folge hat. Die Steuerkanäle müssen weit genug sein, damit in ihnen nicht zuviel Druck verlorenght, der entweder eine Minderleistung der Hämmer zur Folge hat oder dazu zwingt, mit höherem Druck vor den Hämmern zu arbeiten, was bei Preßluft (im Gegensatz zu Dampf) natürlich die Erzeugungskosten bedeutend erhöht. Man findet aber bei Hämmern gleicher Größe, gleicher Art und für den gleichen Betriebszweck Unterschiede bis zum Verhältnis 1:2 in den Querschnittsverhältnissen der Steuerkanäle.

Das gleiche gilt für die Größe der Zylinderabmessungen und des Hubvolumens. Auch hier findet man Unterschiede im Verhältnis von 1:1,5 bei Hämmern gleicher Art, gleicher Größe und gleicher Schlagleistung. Die Folge ist, daß die Hämmer mit kleinen Zylinderabmessungen und kleinen Steuerquerschnitten einen um mehrere Atmosphären höheren Betriebsdruck erfordern. Es konnten z. B. zwei Druckluftschmieden mit großen Hämmern gleicher Art verglichen werden. Die eine Schmiede hat den größten Teil des Speicherraumes dicht vor der Schmiede, kleinere Hilfsspeicher dicht vor jedem Hammer angeordnet; die Steuerkanäle und die Zylinder oder Hubräume der Hämmer sind reichlich bemessen. Der Druck vor den Hämmern beträgt gleichbleibend 6 atü und schwankt nur um  $\pm 0,1$  atü beim Schlagen der Hämmer; die Leistung der Hämmer ist stets befriedigend.

Bei der anderen Anlage befindet sich der gesamte, an sich ausreichend bemessene Speicherraum dicht hinter den Verdichtern in großer Entfernung von den Hämmern. Die Steuerkanäle sind um 50 % und der Hubraum der Hämmer um rund 30 % kleiner als bei der ersten Anlage. Dementsprechend schwankt der Betriebsdruck je nach dem Beschäftigungszustand der Schmiede etwa viertelstündlich zwischen 9 und 10 und rd. 6 atü, zeitweise fällt er sogar auf 5 atü ab. Die Hammerführer klagen oft über zu geringen Betriebsdruck.

Während die Manometer vor den Hämmern der ersten Schmiede bei jedem Hammerschlag nur einen Druckabfall von 0,05 bis 0,1 at anzeigen, zeigen die Manometer vor den Hämmern der zweiten Schmiede bei jedem Hochgehen des

Bärs einen Druckabfall von 0,5 bis 1 at an. Da auch in den Innensteuerkanälen ein erheblicher Druckverlust zu erwarten ist, so wird man den bei jedem Schlag auftretenden gesamten Druckverlust zwischen dem entfernten Druckluftspeicher und dem Hubraum der Hämmer zu rund 2 at annehmen dürfen, woraus sich ein Bild über den nachteiligen Einfluß dieser Verhältnisse auf den Hammerbetrieb ergibt.

Uebrigens empfiehlt sich Vorsicht gegenüber den Schlagleistungsangaben. Nachprüfungen auf Grund des Zylinders, der Zylinderabmessungen und des angegebenen Preßluftdrucks haben z. B. in einem Fall ergeben, daß die mögliche Schlagleistung gegenüber dem angegebenen Wert etwa um die Hälfte geringer war.

## Archiv für das Eisenhüttenwesen

### Die Beziehung zwischen Winddruck, Windmenge und Ofenabmessung bei Kupolöfen

Im Anschluß an frühere Untersuchungen entwickelt Hans Jungbluth<sup>1)</sup> eine allgemeine Formel für den Winddruck bei Kupolöfen, welche die Einflüsse von Windmenge, Ofenquerschnitt, Ofenhöhe und Stückgröße der Beschickung berücksichtigt. Ein Vergleich mit im Schrifttum veröffentlichten Formeln für die Bestimmung des Winddruckes ergibt eine gute Uebereinstimmung.

### Untersuchungen über den Einfluß der Probenahme auf den Stickstoffgehalt unlegierter Stähle

Durch die Möglichkeit der Stickstoffaufnahme bei der Probenahme sollen Fehler entstehen können. Eingehende Untersuchungen von Hubert Kempf und Alfred Neuberger<sup>2)</sup> haben ergeben, daß bei der Herstellung von Bohrspänen selbst bei Erwärmung praktisch keine Stickstoffaufnahme erfolgt und auch die Feinheit der Bohrspäne keinen Einfluß auf das Ergebnis hat, so daß die vom Chemikerauschuß des Vereins Deutscher Eisenhüttenleute im NSBDT. herausgegebenen allgemeinen Richtlinien für die Ermittlung der Schmelzenanalyse von Stahl und Stahlguß auch bei der Feststellung des Stickstoffgehaltes in unlegiertem Stahl angewendet werden können.

### Einfluß der Desoxydation mit Aluminium auf die Durchhärtung und Durchvergütung legierter Baustähle

Zur laufenden Schmelzenprüfung legierter Stähle auf die Härtebarkeit hat sich, wie Helmut Krainer<sup>3)</sup> ausführt, die Bestimmung der Umwandlungsneigung in der Austenit-Perlit-Stufe bewährt. Hierzu werden Probeplättchen von Härtetemperatur in einem Metallbad, das auf der Temperatur der größten Umwandlungsgeschwindigkeit gehalten wird, abgeschreckt, dort eine bestimmte Zeit gehalten, dann in Wasser abgeschreckt und die Härte bestimmt. Die Ermittlung der günstigen Metallbadtemperatur und Haltezeit im Metallbad sowie die Eignung des Härtebarkeitsprüfverfahrens wird an Schmelzen aus Stahl mit rd. 0,2 bis 0,4 % C, 1 % Cr und 0,15 bis 0,35 % Mo sowie mit rd. 0,25 % C, 1,1 % Mn, 1 % Cr und 0,2 % V dargelegt. Die Ergebnisse sind nach dem Einfluß des Kohlenstoff-, Silizium-, Mangan-, Chrom-, Molybdän- und Aluminiumgehaltes auf die Härtebarkeit ausgewertet, wobei die große Streuung auffällt. Die Höhe des Aluminiumzusatzes zur Desoxydation hat übertragenden Einfluß auf die Härtebarkeit. Zur Erzielung hoher Durchvergütung ist der Aluminiumzusatz bei den im basischen Lichtbogenofen erschmolzenen Versuchsstählen auf höchstens 0,1 kg/t zu bemessen.

### Entkohlungsreiches Glühen von kohlenstoffreichen Stählen in Schutzgas

Walter Hülsbruch<sup>4)</sup> berichtet über praktische Erfahrungen zur Randentkohlung von kohlenstoffreichen Stählen beim Glühen in zunderndem Gas, in geschlossenem Raum und in Schutzgas und stellt fest, daß zur Zeit das sicherste Glühverfahren zur Vermeidung einer Entkohlung das offene, zundernde Glühen ist. Trotz allen Maßnahmen

<sup>1)</sup> Arch. Eisenhüttenw. 17 (1943/44) S. 1/4.

<sup>2)</sup> Arch. Eisenhüttenw. 17 (1943/44) S. 5/9 (Chem.-Aussch. 158).

<sup>3)</sup> Arch. Eisenhüttenw. 17 (1943/44) S. 11/16 (Werkstoff-aussch. 630).

<sup>4)</sup> Arch. Eisenhüttenw. 17 (1943/44) S. 17/22 (Werkstoff-aussch. 631).



verbürgt auch das bewußt zundernde Glühen nicht mit Sicherheit ein entkohlungs-freies Glühen. Siliziumstähle, z. B. Federstähle, entkohlen auch bei stark zunderndem Glühen; es wird ein Fall von besonders starker Entkohlung beschrieben. Die Nachteile des zundernden Glühens werden aufgeführt.

Betriebsbeobachtungen zeigten, daß bei geschlossenem Glühen oder Schutzgasglühen Schwarzwerkstoff wesentlich leichter entkohlt als Blankwerkstoff. Als Ursache wird die Reaktion des Zundersauerstoffs mit dem Schutzgas und das dadurch gebildete Kohlendioxyd, besonders aber Wasserdampf angesehen. Durch Betriebsversuche an Stählen mit rd. 1,2 % C, 0,3 % Si, 0,4 % Mn und 1,5 % Cr oder 0,7 % W wurde die Richtigkeit dieser Ueberlegungen festgestellt und ein neuer Weg zur Vermeidung einer Randentkohlung beim Glühen in nichtzunderndem Schutzgas gezeigt, der darin besteht, den Sauerstoff des Zunders vor dem eigentlichen Glühen bei näherungsweise 600° zu reduzieren und durch Gasspülung zu entfernen. Nach Entfernen des Zundersauerstoffs erweist es sich dann als möglich, in Schutzgas zunder- und entkohlungs-frei zu glühen.

### Eigenschaften von thoriumhaltigen Vergütungsstählen

Nach Untersuchungen von Heinrich Cornelius<sup>1)</sup> ergibt Thorium im System mit Eisen kein abgeschnürtes  $\gamma$ -Gebiet. Es bestehen wahrscheinlich mehrere Verbindungen von Eisen mit Thorium, von denen eine thoriumreiche bereits etwas über 1000° schmilzt. Eine große feste Löslichkeit eines der beiden Metalle im anderen ist unwahrscheinlich.

Der Einfluß des Thoriums in Gehalten bis 1,4 % auf Vergütungsstähle ist vor allem durch die Bildung eines äußerst beständigen Karbids ( $\text{ThC}_2$ ) gegeben, das noch bei Temperaturen bis zu 1340° im festen Eisen praktisch unlöslich ist. Trotzdem wird der Härtetemperaturbereich nicht wesentlich erweitert, da das Thoriumkarbid vorwiegend in verhältnismäßig grober Verteilung auftritt. Die Unlöslichkeit des Thoriumkcarbids im festen Eisen bringt es mit sich, daß die Vergütbarkeit von Stählen ganz verlorengeht, wenn der Thoriumgehalt eine Härte von etwa dem Zehnfachen des Kohlenstoffgehalts erreicht, die zur Bindung des gesamten Kohlenstoffgehalts als Thoriumkarbid ausreicht. Die Anwesenheit von größeren Mengen Thoriumkarbid im vergüteten Stahl setzt dessen Zähigkeit (Einschnürung, Kerbschlagzähigkeit, Bruchdehnung) herab. Soweit das Thorium im Stahl als Karbid gebunden ist, trägt es beim Verstickten wahrscheinlich deswegen weniger als erwartet zur Nitrierhärte bei, weil die vorwiegend grobe Verteilung der Karbide ihre Umsetzung zu Nitrid beschränkt. Im Gegensatz zu Heizleiterlegierungen erfährt die Zunderbeständigkeit von Vergütungsstählen bei 650 und 800° durch Zulegen von Thorium keine Verbesserung.

Die Versuche führten zu dem Schluß, daß ein wenige Zehntel Prozent übersteigender Thoriumzusatz zu Vergütungsstählen keinen Nutzen, eher Nachteile bringt. Zur Verhütung der interkristallinen Korrosion austenitischer Stähle erscheint Thorium geeignet, wenn es in genügender Menge und mit tragbarem Preis zur Verfügung steht. Man kann auch daran denken, Thorium dem Eisen zuzusetzen, wenn es sich z. B. bei Forschungsaufgaben darum handelt, den Einfluß der aus dem Eisen nicht vollständig entfernbaren Begleitelemente Kohlenstoff, Sauerstoff, Stickstoff, Wasserstoff und Schwefel durch feste Bindung aufzuheben.

### Vielproben-Prüfeinrichtungen für Langzeit-Dauerstandversuche

Langzeit-Dauerstandversuche zur Erzielung grundlegender Erkenntnisse erfordern Vielprobeneinrichtungen. August Thum und Kurt Richard<sup>2)</sup> beschreiben zwei Vielproben-Versuchsstände für eine gleichzeitige Aufnahme bis zu 400 Proben. Die Proben werden in senkrechter Anordnung in Form von Strängen mit vier bis acht Probestäben in den elektrisch beheizten Ofen eingebaut. Die Temperatur wird mit Thermoelementen überwacht und selbsttätig geregelt. Die Belastung der Proben wird durch Schraubenfedern vorgenommen, die in bestimmten Zeitabständen nachgespannt werden. Zur Verformungsmessung werden die Proben von Zeit zu Zeit ausgebaut und die Verlängerung im unbelasteten kalten Zustand bestimmt. Außer ungekerbten und gekerbten Probestäben können auch Formteile, wie Schraubenverbindungen, in den Ofen eingebaut werden.

<sup>1)</sup> Arch. Eisenhüttenw. 17 (1943/44) S. 23/27.

<sup>2)</sup> Arch. Eisenhüttenw. 17 (1943/44) S. 29/33.

Zur Auswertung der Versuche werden die Bruchzeiten der Proben in Abhängigkeit von der Belastung in Form von Belastungs-Standzeit-Linien aufgetragen. Aus den gemessenen Verformungen werden die Zeit-Dehnungs-Linien und hieraus die Zeit-Dehngrenzen für verschiedene Verformungsbeträge aufgezeichnet.

### Das Glühen von Stahlguß

Von Alfons Evers und Eugen Piwowarsky<sup>1)</sup> wurden Schmelzen aus verschiedenen Ofeneinheiten, die auch geringe Mengen Chrom oder Chrom und Molybdän enthielten, hergestellt und zu Blöcken mit erzwungenem Erstarrungsverlauf vergossen. Die Auswertung der zahlreichen Glühstufen, die auf Grund von Umwandlungsintervallen festgelegt wurden, zeigte, daß vollkommen umgewandeltes Gefüge und gute mechanische Eigenschaften bei Glühung nahe unter und kurz über der GOS-Linie bei angepaßter Glühdauer zu erreichen sind. Die überragende Wirkung einer bestimmten Glüh-temperatur trat aber nicht hervor. Die Notwendigkeit einer ganz bestimmten Glüh-temperatur zur Erreichung von Höchstwerten der Kerbschlagzähigkeit konnte nicht nachgewiesen werden. Dehnung und Einschnürung zeigten im allgemeinen bei oder wenig über GOS bessere Werte. Entscheidend ist stets und in allen Fällen die richtige Einstellung von Glüh-temperatur und Glühzeit.

Chrom oder Chrom und Molybdän bewirkten in den geringen vorliegenden Gehalten nur bei den Bessemerschmelzen eindeutig eine Verbesserung, sowohl der Kerbschlagzähigkeit als auch der Festigkeitswerte.

Der Unterschied im Gefüge der Luftabkühlung gegenüber der Ofenabkühlung wurde herausgestellt. Kerbschlagzähigkeit, Streckgrenze und Festigkeit sind niedriger bei Ofenabkühlung; Dehnung und Einschnürung dagegen zeigen nicht einwandfrei die Ueberlegenheit einer der beiden Abkühlungsarten.

## Buchbesprechung

Die Metallischen Rohstoffe, ihre Lagerungsverhältnisse und ihre wirtschaftliche Bedeutung. Begründet von Paul Krusch, hrsg. von Ferdinand Friedensburg. Stuttgart: Ferdinand Enke. 8°. — Heft 5. Berg, Georg, und Ferdinand Friedensburg: Mangan.

Mit einem Beitrag von C. Wens. Mit 21 Abb. u. 1 Einschlagtaf. 1942. (VIII, 235 S.) 18 RM.

Dieser neue Band der bekannten Schriftenreihe gibt in deutscher Sprache erstmalig einen Gesamtüberblick über den Rohstoff Mangan. Im ersten Teil wird Einteilung, Vorkommen, Entstehung, Gewinnung und Aufbereitung der Manganerze behandelt; es folgt aus der Feder von C. Wens ein Beitrag über die Verarbeitung und Verwendung des Mangans in der Eisenindustrie, der eine sehr vollständige, metallurgisch geordnete Zusammenfassung von Vollanalysen der meisten Manganerze, Manganeisenerze und manganhaltigen Eisenerze enthält. Wegen der für den Nichthüttenfachmann nicht leicht zu übersehenden metallurgischen Zusammenhänge wird dieser Abschnitt vielen Lesern besonders willkommen sein. Außerdem geht der allgemeine Teil auf die sonstige Verwendung und die bergwirtschaftlichen Gegebenheiten ein, wobei die Marktlage, die kriegswirtschaftliche Bedeutung, die Vorräte und die Statistik des Mangans behandelt werden.

Der zweite Teil enthält eine Beschreibung aller bedeutenden Manganerzvorkommen der Welt, wobei in alphabetischer Reihenfolge der einzelnen Länder jeweils eine zusammenfassende Darstellung der Manganwirtschaft, der Lagerstätten, der bisherigen und wahrscheinlichen künftigen Entwicklung gegeben wird. Ergänzt werden diese Angaben jeweils durch statistische Zahlenangaben, die bis zum Jahre 1940 reichen, und durch eine Zusammenstellung des wichtigeren Schrifttums; auch die geographische Lage der Manganerzgebiete wird in vielen Fällen durch beigefügte Abbildungen dem Leser vermittelt.

Wie sich aus dieser Stoffgliederung folgern läßt, gibt das Buch einen tiefen Einblick in die technischen, wirtschaftlichen und wirtschaftspolitischen Fragen des Mangans und läßt damit auch wichtige kriegswirtschaftliche Schlüsse zu. Das Buch muß deswegen als eine sehr erwünschte und beachtenswerte Neuerscheinung bezeichnet werden.

Walter Luyken.

<sup>1)</sup> Arch. Eisenhüttenw. 17 (1943/44) S. 35/42.