

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 24/26

30. Juni 1943

63. Jahrgang

	Seite		Seite
Leistungssteigerung in der Stabzieherei durch Mehrstangen- zug. Von Fritz Boehm in Laucherthal (Hohenzollern).	469	Umschau	478
Borfreie Grundemails unter Verwendung von Soda- entschwefelungsschlacke. Von Max Paschke in Clausthal und Hans Kohl in Frankfurt am Main	476	Der Energieinhalt der Hochofenschlacke — Leistungssteigerung durch bessere Walzenausnutzung. — Erkenntnisse über das Rosten und den Rostschutz von Eisen und Stahl (1939 bis 1942).	
		Patentbericht	486
		Wirtschaftliche Rundschau.	487
		Vereinsnachrichten	488

Leistungssteigerung in der Stabzieherei durch Mehrstangen- zug.

Von Fritz Boehm in Laucherthal (Hohenzollern).

[Bericht Nr. 2 des Blankstahlausschusses des Vereins Deutscher Eisenhüttenleute im NSBDT.*.]

(Einfluß von Ziehgeschwindigkeit und Stablänge. Anfräsen der Ziehenden. Wirkungsweise des Mehrstangenzugs. Leistungsvergleich zwischen Mehrstangenzug und Einzelzug. Messungen des Kraftbedarfs. Einfluß des Ziehweges, der Ziehgeschwindigkeit und Stabzahl auf die Ziehkraft. Zulässige Belastung von Bank und Motor.)

Wenn eine Leistungssteigerung im Stabziehereibetrieb durchgeführt werden soll, so werden zunächst zwei Maßnahmen erwogen: die Erhöhung der Ziehgeschwindigkeit und die Vergrößerung der Stablänge. Eine Erhöhung

Der in Form einer Hyperbel für die Gesamt- oder Grundzeit t_g sich ergebende Linienzug (Bild 1) läßt sehr deutlich erkennen, wie außerordentlich stark im Geschwindigkeitsbereich von 2 bis 15 m die Grundzeit t_g durch die Hauptzeit t_h (Maschinenzeit) und somit durch die Ziehgeschwindigkeit beeinflusst wird. Von etwa 20 m/min ab bewirkt jedoch eine weitere Erhöhung der Geschwindigkeit unter den angenommenen Bedingungen nur einen unverhältnismäßig geringen Abfall der Grundzeit und damit geringe Leistungssteigerung.

Zahlentafel 1. Abhängigkeit der Grundzeit t_g von der Ziehgeschwindigkeit v bei einer Stablänge von 7 m.

v m/min	2	3	4	5	10	15	20	25	30	35	40
Hauptzeit t_h . . .	3,50	2,33	1,75	1,40	0,70	0,47	0,35	0,28	0,23	0,20	0,18
Nebenzeit t_n . . .	0,43	0,43	0,43	0,43	0,43	0,43	0,43	0,43	0,43	0,43	0,43
Grundzeit t_g . . .	3,93	2,76	2,18	1,83	1,13	0,90	0,78	0,71	0,66	0,63	0,61

der vielfach noch zu niedrig angewendeten Ziehgeschwindigkeit vorzunehmen, ist durchaus richtig. Sie wird auch in vielen Fällen, besonders wenn es sich nicht um zu harten Ziehwerkstoff handelt, durchführbar sein. Es gibt aber eine obere Grenze, über die hinaus eine weitere Geschwindigkeitserhöhung keine wesentliche Leistungssteigerung mehr bringt. Wie sich aus Zahlentafel 1 und aus Bild 1 ergibt, besteht die für den Ziehvorgang benötigte Grundzeit t_g aus der Hauptzeit t_h und der Nebenzeit t_n . Dies sind Begriffe der Arbeitszeitermittlung, die hier kurz erläutert werden sollen. Die Hauptzeit t_h ist die Zeit, in der die Verformung stattfindet, also hier die reine Ziehzeit oder Maschinenzeit. Sie ergibt sich als Teilwert aus der Länge des gezogenen Stabes in m und der Ziehgeschwindigkeit in m/min. Für die vorliegende Untersuchung wurde sie unter Annahme einer Stablänge von 7 m errechnet. Sie nimmt natürlich mit steigender Ziehgeschwindigkeit ab.

Die Nebenzeit t_n ist die Summe der Zeiten, die für die verschiedenen Griffe des Ziehers beim Ziehvorgang benötigt werden, also z. B. für das Einspannen der Stäbe in den Ziehwagen usw. Sie ist von der Ziehgeschwindigkeit weitgehend unabhängig. Hier wurde sie als gleichmäßig angenommen und mit 0,43 min je Zug eingesetzt. Dieser Wert wurde durch Zeitaufnahme im Betrieb ermittelt.

mäßig geringen Abfall der Grundzeit und damit geringe Leistungssteigerung.

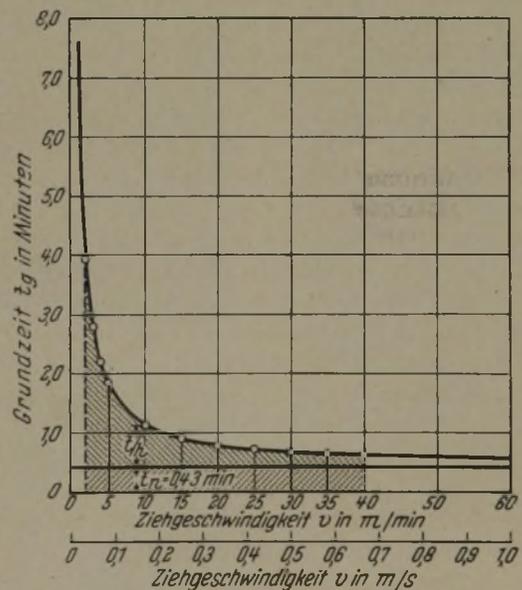


Bild 1. Abhängigkeit der Grundzeit von der Ziehgeschwindigkeit bei einer Stablänge von 7 m.

Eine Vergrößerung der Stablänge ist ein weiteres Mittel zur Leistungssteigerung. In den meisten Betrieben wird mit Doppellänge gearbeitet, d. h. die Länge des Stabes wird so

*) Vorgetragen in der 2. Vollsitzung am 13. November 1942 in Düsseldorf. — Sonderabdrucke sind vom Verlag Stahleisen m. b. H., Düsseldorf, Postschließfach 664, zu beziehen.

bemessen, daß er nach dem Ziehen in der Mitte durchgeschnitten wird und daß jede der Hälften eine Fertiglänge ergibt. Eine größere Stablänge, die mehr als zwei Fertiglängen ergibt, wird zur Zeit in nur wenigen Betrieben verwendet. Diese Maßnahme, die neben einer entsprechenden Leistungssteigerung auch eine Werkstoffeinsparung bedeutet, sollte daher nach Möglichkeit weitgehend eingeführt werden. Sie bedingt andererseits einen erhöhten Platzbedarf, der in den heutigen Zeiten nicht überall geschaffen werden kann.

Außer den beiden genannten Maßnahmen gibt es noch eine dritte, durch die sich eine Leistungssteigerung von sehr beträchtlichem Ausmaß erzielen läßt. Das ist der Mehr- oder Vielstangenzug. Der Mehrstangenzug ist dadurch gekennzeichnet, daß mehrere Stäbe gleichzeitig in einem Zuge gezogen werden. Bisher war es nur üblich, einen Stab zu ziehen, in einigen sehr wenigen Betrieben werden höchstens zwei Stäbe gleichzeitig gezogen. In dem Ziehreibetrieb, von dem hier berichtet wird¹⁾, ist die Betriebsleitung bereits vor längeren Jahren dazu übergegangen, den Mehr-

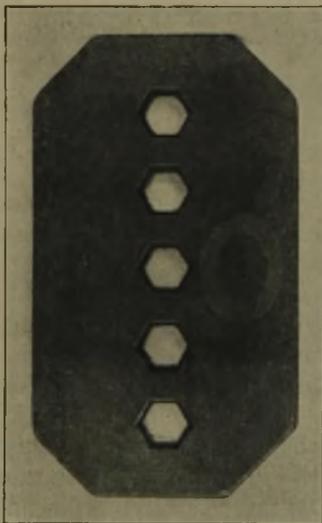


Bild 2. Ziehwerkzeug für Mehrstangenzug.

Bild 2 zeigt ein Ziehwerkzeug, durch das gleichzeitig fünf Stäbe gezogen werden können. Die fünf Ziehdüsen liegen genau senkrecht untereinander. Damit die Stäbe von der Spannzanze im Ziehwagen gleichmäßig erfaßt und mit Sicherheit gehalten werden können, muß das Anspitzen der einzelnen Stäbe auch sehr gleichmäßig vorgenommen werden. Dies wird am besten durch Anfräsen erreicht, wobei das gefräste Ende nicht kegel-, sondern walzenförmig ausgebildet wird. Der Durchmesser des Walzstabes wird dabei um 1,5 bis 2 mm verkleinert. Die beim Fräsen erreichbare Leistung dürfte nicht wesentlich ungünstiger sein als die bei dem heute noch vielfach üblichen Warmanspitzen erzielte. Bei einer Stablänge von 6,2 m ergeben sich die in *Zahlentafel 2* wiedergegebenen Werte, die refamäßig ermittelt wurden und im Betrieb noch bestätigt werden müssen. Diese Werte gelten für Automaten- und unlegierte Stähle. Die Anfräsmaschinen, auf denen diese Leistungen erzielt werden, sind alt; die meisten stammen aus dem Jahre 1910, eine aus dem Jahre 1928.

Das Anfräsen hat dem Warmanspitzen gegenüber den Vorteil, daß kein Erhitzen der anzuspitzenden Enden nötig ist und daß somit eine Feuerstelle im Betriebe wegfällt. Man könnte als Nachteil annehmen, daß das angefräste Ende einen etwas größeren Abfall bedingt als das warm an-

gespitzte, da es nicht wie dieses aus dem Stab herausgereckt werden kann. Um diesen Verlust zu vermeiden, müssen beim Anfräsen die Ziehenden so kurz wie irgend möglich gehalten werden. Das Ziehwerkzeug soll soweit wie möglich vorn im Werkzeughalter eingebaut sein, so daß die notwendige Länge des Ziehendes nicht wesentlich größer sein muß als die Spannlänge innerhalb der Spannbacken zuzüglich der Stärke des Ziehwerkzeuges. Nach diesen Überlegungen sind für den obenerwähnten Betrieb folgende Anfräslängen festgesetzt worden:

Dicke in mm	DMr.	6—10	11—15	16—20	21—30	31—50
Ziehende in mm	Länge	60	80	95	100	110

Zahlentafel 2. Leistung beim Anfräsen.

Stabdurchmesser mm	Vorgabezeit min/100 kg	Stundenleistung kg/60 min
15	4,1	1460
20	2,3	2610
30	1,1	5450
40	0,7	8570

Wenn man diese Zahlen den Endenlängen gegenüberhält, die in den meisten Betrieben tatsächlich beim Warmanspitzen verwendet werden, so wird man kaum von einem erhöhten Werkstoffverlust sprechen können, vielleicht ist sogar das Gegenteil der Fall. Gleichwohl erscheint es nicht unmöglich, beim Mehrstangenzug mit warm angespitzten Ziehenden zu arbeiten. In diesem Fall müßte nur eine hierfür besonders geeignete Spannvorrichtung verwendet werden, wobei z. B. an eine Einspannung in Differentialzangen²⁾ gedacht werden könnte.

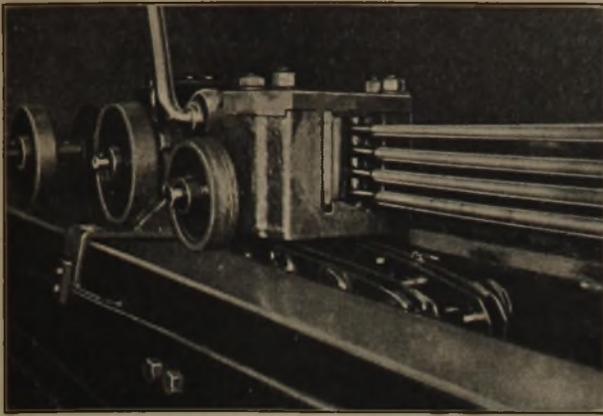
Das Ziehwerkzeug wird in den Werkzeughalter so eingesetzt, daß die Ziehlöcher für die gleichzeitig zu ziehenden Stäbe senkrecht untereinander stehen. Die Klemmbacken der Spannvorrichtung (*Bild 3*, rechts) fassen dann gleichzeitig die senkrecht untereinander stehenden angefrästen Ziehenden, die aus dem Ziehwerkzeug herausragen. Die Spannvorrichtung ist wie üblich so ausgebildet, daß durch Umlegen eines Handhebels die konisch geführten Spannbacken zusammengedrückt werden. Durch Einhaken des Ziehewagens in die Gelenkkette werden dann alle eingespannten Stäbe gleichzeitig mitgenommen und gezogen. Aus dem oberen und unteren linken Teil des *Bildes 3* ist die Arbeitsweise des Mehrstangenzuges mit vier und fünf gleichzeitig gezogenen Stäben ersichtlich. Bei dünnen Abmessungen können mehr Stangen gleichzeitig miteinander gezogen werden als bei stärkeren Abmessungen. Die Anzahl der Stangen, die man senkrecht untereinander unterbringen kann, hängt zunächst einmal von der baulichen Gestaltung der Ziehbank, besonders der Höhe des Werkzeughalters und des Ziehewagens, ab. Will man gleichzeitig mehr Stangen ziehen, als man senkrecht untereinander unterbringen kann, so müssen die Düsen im Ziehwerkzeug so verteilt werden, daß zwei senkrechte Reihen von Ziehdüsen nebeneinander stehen.

Bild 4 zeigt die Einrichtung zum Ziehen von gleichzeitig zehn Stäben. Die Düsen sind im Ziehwerkzeug in zwei senkrechten Reihen nebeneinander untergebracht. Die Spannvorrichtung hat hierfür noch eine zusätzliche mittlere Spannbacke erhalten, die ebenso wie die beiden Außenbacken in der Ziehrichtung beweglich ist. Sie dient als Zwischenlage für die beiden gleichlaufend angeordneten Stabreihen.

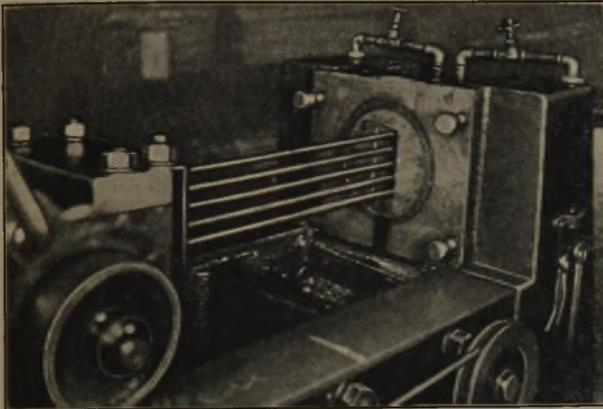
Zu der hier gewählten senkrechten Anordnung der gleichzeitig gezogenen Stäbe ist grundsätzlich zu sagen, daß dieses Verfahren für die zur Verfügung stehenden Ziehbanken am

¹⁾ Fürstlich Hohenzollernsche Hüttenverwaltung, Lauchenthal.

²⁾ Leikert, F.: Fördertechnik 35 (1942) S. 97/105 und 193/95.



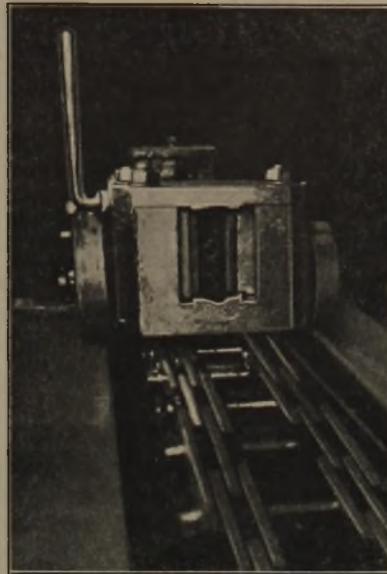
Spannzange für Vierstangenzug.



Werkzeughalter für Fünfstangenzug.

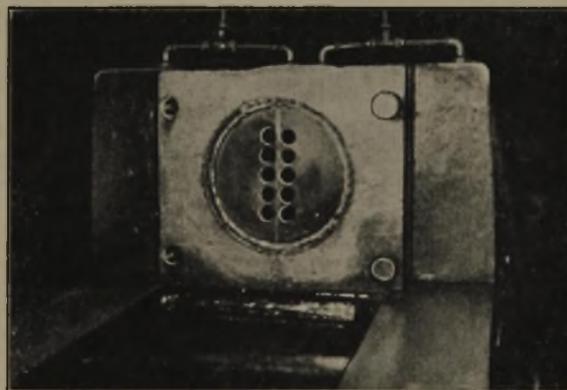
besten geeignet erschien, die ursprünglich nur für den Einzelzug vorgesehen waren. Die für diese Einspannart erforderlichen Vorrichtungen sind außerdem verhältnismäßig einfach. Selbstverständlich ist es auch denkbar, die gleichzeitig zu ziehenden Stäbe nicht senkrecht, sondern waagrecht anzuordnen. Allerdings müßte dann die Bank von vornherein hierfür vorgesehen sein. Eine neuzeitliche amerikanische Ziehbank (Bild 5) zeigt eine solche Bauart. Außerdem ist diese Bank noch mit folgenden Sondereinrichtungen ausgestattet: Erhöhung der Ziehgeschwindigkeit während des Ziehens, selbsttätiges Arbeiten der Spannvorrichtung, nur eine Abwurfvorrichtung für die gezogenen Stäbe, schnelleren Rücklauf des Ziehewagens mit selbsttätiger Abbremsung.

Die durch den Mehrstangenzug erzielbare Leistungssteigerung ergibt sich durch einen Leistungsvergleich mit den Ergebnissen beim Ziehen nur einer Stange unter den gleichen Bedingungen. Bei Automatenstahl und bei weichen Stählen der Abmessungen 15, 20, 30 und 40 mm Dmr. ergeben sich die in *Zahlentafel 3* wiedergegebenen Zeiten und Werte. Diese sind nicht rechnerisch ermittelt, sondern durch Zeitaufnahmen von Refa-Fachleuten im Betrieb festgestellt. Früher war es nicht üblich, derartige Zahlen bekanntzu-

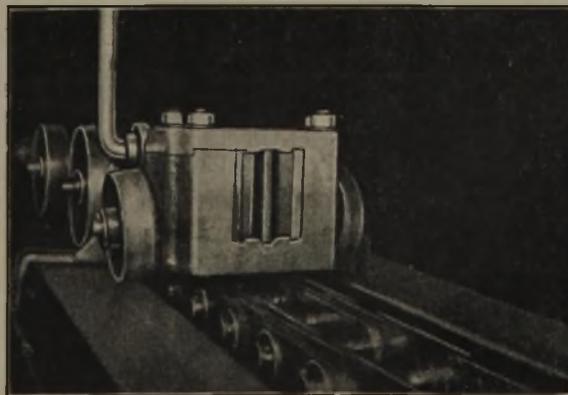


Spannzange, geöffnet.

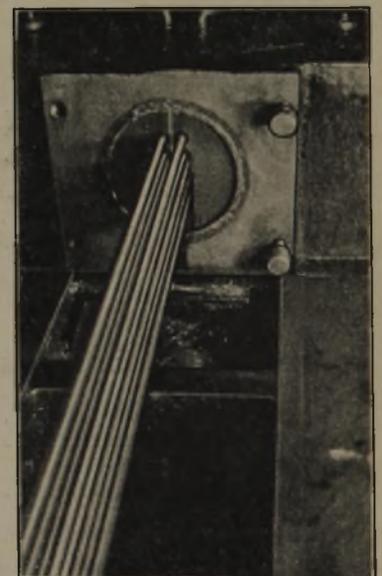
Bild 3.
Spannkopf für
Mehrstangenzug.



Ziehwerkzeug.



Spannzange.



Werkzeug mit Stangen.

Bild 4.
Einrichtung für
Zehnstangenzug.

geben, sie wurden vielmehr allseitig sorgsam gehütet. Diese Hemmungen entsprechen nicht der Forderung der Zeit. Die freimütige Bekanntgabe der nachstehenden Zahlentafel möge daher als ein Beitrag zu einer überbetrieblichen Arbeitsgemeinschaft gewertet werden.

Zu den Zahlen selbst ist folgendes zu sagen.

Bei 15 mm Dmr. werden fünf Stäbe, bei 20 vier Stäbe, bei 30 drei Stäbe und bei 40 mm Dmr. zwei Stäbe gleichzeitig gezogen. Den Ergebnissen sind die im Einstangenzug erzielten Werte gegenübergestellt. In allen Fällen wird mit einer Ziehgeschwindigkeit von 15 m/min und einer Stablänge von 6,5 m gearbeitet. Die Ziehwerkzeuge bestehen aus Werkzeugstahl.

Die Hauptzeit (reine Ziehzeit) wird durch die Stablänge und die Ziehgeschwindigkeit bestimmt. Die gemessenen Zeiten können durch Nachrechnen gemäß der Formel $t_n = \frac{L}{v}$ nachgeprüft werden, worin L die Länge des gezogenen Stabes ohne Ziehende in m, v die Ziehgeschwindigkeit in m/min ist. Während der Hauptzeit legt der Zieher die Stäbe für den nächsten Zug bereit. Da die Hauptzeit sich beim Mehrstangenzug nach dem jeweils längsten der

gleichzeitig gezogenen Stäbe richtet, so muß der Verlust, der durch die Unterschiede in den Stablängen entsteht, durch einen Zuschlag ausgeglichen werden. Nach betrieblichen Feststellungen beträgt die durch Längenunterschiede bedingte Erzeugungsminderung im Mittel 2,5%. Der Zu-

Verlustzeitzuschlag in Höhe von 12%, der in gleicher Weise für Einzel- und Mehrstangen-
zug gilt, und es ergibt sich nunmehr die Stückfolgezeit in min je Zug. Aus dieser und der gezogenen Menge je Zug errechnet sich die Vorgabezeit in min je 100 kg und aus dieser die Stundenleistung:

$$\frac{\text{min je Zug} \times 100}{\text{kg je Zug}} = \text{min je 100 kg und } \frac{60 \times 100}{\text{min je 100 kg}} = \text{kg/h.}$$

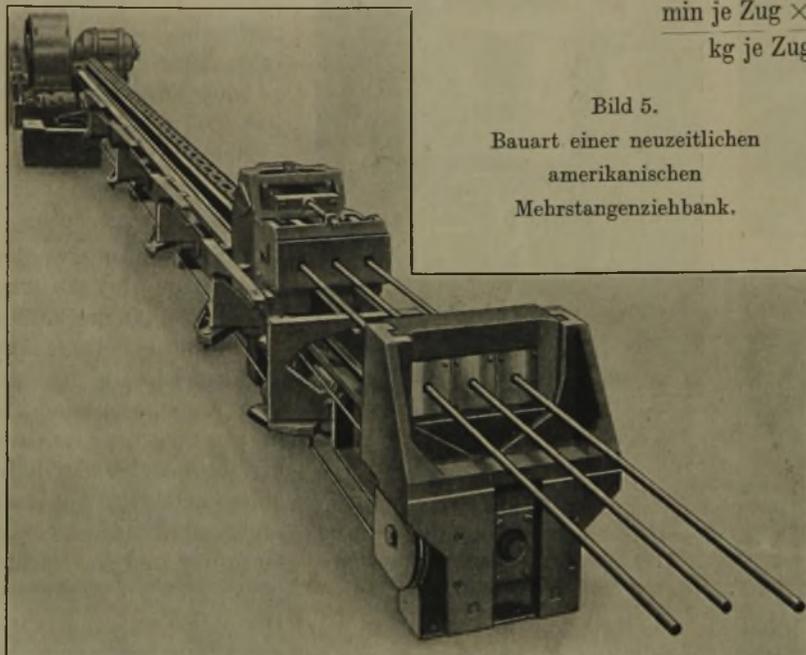


Bild 5.
Bauart einer neuzeitlichen
amerikanischen
Mehrstangenziehbank.

Die angegebenen, durch den Mehrstangen-
zug erreichten Leistungen, die noch dazu mit
älteren, nicht etwa mit neuen Bänken erzielt
wurden, beweisen die außerordentliche Lei-
stungsfähigkeit dieses Ziehverfahrens. Wenn
z. B. bei 15 mm Dmr. mit fünf Stäben eine
Stundenleistung von 2350 kg und somit eine
Leistungssteigerung von 280%, d. h. die
3,8fache Leistung des Einstangen-
zuges erzielt wird, so darf dies besonders angesichts der sehr
bescheidenen Aufwendungen als ein außerge-
wöhnlicher Leistungsgewinn angesehen werden.

schlag muß daher in dieser Höhe erfolgen. Die Nebenzeit umfaßt die sämtlichen Griffe des Ziehers: das Einstecken der Anspitzenden in das Ziehwerkzeug, das Spannen, das Einhängen des Ziehewagens in die Gelenkkette, das Abwerfen der gezogenen Stäbe und das Zurückholen des Ziehewagens nach dem Zug. Die Nebenzeit steigt einerseits mit dem Stabdurchmesser, andererseits mit der Stabzahl an, wie sich aus besonderen, hier im einzelnen nicht aufgeführten Untersuchungen ergeben hat.

Es war von vornherein klar, daß die durch den Mehrstangen-
zug erzielte Mehrleistung nicht etwa
soviel mal größer würde, als Stäbe gleichzeitig
gezogen werden, daß also bei fünf Stäben nicht
die fünffache Ziehleistung vom Einzelzug zu
erwarten sei. Die größere Nebenzeit und die für
Stabausfall und Längenunterschiede beim Mehr-
stangen-
zug notwendigen Zuschläge sind die Ursachen hierfür. Immerhin ist die Annäherung an die rein rechnerische Mehrleistung, die aus den genannten Gründen nicht erreicht werden kann, sehr beträchtlich. Das Verhältnis der tatsächlich erreichten zur rein rechnerischen Leistung, die sich als Vielfaches von Stundenleistung beim Einzelzug und der angewendeten Stabzahl errechnet, ergibt sich bei fünf Stäben zu 0,76, bei vier Stäben zu 0,80, bei drei Stäben zu 0,85 und bei zwei Stäben zu 0,89.

Zahlentafel 3. Leistungsvergleich von Einstangen-
zug (E) mit Mehrstangen-
zug (M).

	15 mm φ		20 mm φ		30 mm φ		40 mm φ	
	E	M	E	M	E	M	E	M
Gleichzeitig gezogene Stabzahl	1	5	1	4	1	3	1	2
Stablänge m	6,5	6,5	6,5	6,5	6,5	6,5	6,5	6,5
Ziehgeschwindigkeit m/min	15	15	15	15	15	15	15	15
Gezogene Menge kg/Zug	9,0	45,0	16,0	64,0	36,1	108,3	64,2	128,4
Stabausfall %	0	0,8	0	0,6	0	0,4	0	0,2
Hauptzeit t_h min	0,44	0,44	0,44	0,44	0,44	0,44	0,44	0,44
2,5% Zuschlag für Längenunterschiede . . . min	—	0,01	—	0,01	—	0,01	—	0,01
Nebenzeit t_n min	0,34	0,57	0,36	0,54	0,40	0,54	0,44	0,53
Stückfolgezeit t_{stfg} min	0,78	1,02	0,80	0,99	0,84	0,99	0,88	0,98
Zuschlag für Stabausfall min	—	0,008	—	0,006	—	0,004	—	0,002
Verlustzeitzuschlag t_v min	0,09	0,12	0,10	0,12	0,10	0,12	0,11	0,12
Stückfolgezeit t_{stf} min	0,87	1,15	0,90	1,12	0,94	1,11	0,99	1,10
Vorgabezeit min/100 kg	9,67	2,55	5,62	1,75	2,61	1,02	1,54	0,86
Stündliche Ziehleistung kg/h	620	2350	1070	3430	2300	5860	3900	6980
Mehrleistung %	0	280	0	220	0	154	0	79
Mehrleistung xfach	1	3,8	1	3,2	1	2,5	1	1,8

Die Summe von Hauptzeit und Nebenzeit ist die Grundzeit, beim Mehrstangen-
zug besser mit Stückfolgezeit
bezeichnet. Da es beim Mehrstangen-
zug ab und zu, wenn auch selten,
vorkommt, daß einzelne Stäbe nicht
mitgenommen werden, so ist auch
hierfür ein entsprechender Zuschlag
notwendig. Während früher der
durchschnittliche Stabausfall beim
gleichzeitigen Ziehen von fünf
Stäben etwa 5% betrug, ist es heute
schon durch bessere Ausbildung der
Spannbacken gelungen, diesen Verlust
unter 1% zu senken. Er ist um so
geringer, je weniger Stäbe
gleichzeitig gezogen werden. Zu
dieser Verlustquelle kommt noch der
übliche

Durch die letzten Untersuchungen über das Ziehen bis zu gleichzeitig zehn Stäben hat sich die Auswirkung der verschiedenen Einflußgrößen und die Ziehleistung sowie ihre gegenseitige Wechselwirkung besonders deutlich ergeben. Die Ziehleistung muß zunächst um so größer sein, je größer die Anzahl der gleichzeitig gezogenen Stäbe und die Ziehgeschwindigkeit ist. Auch die Erhöhung der Stablänge wird eine Leistungserhöhung herbeiführen, obwohl dadurch die Hauptzeit ($t_h = \frac{L}{v}$) vergrößert wird. Bei gleichbleibender Nebenzeit wird aber dadurch das Verhältnis von Nebenzeit

zu Hauptzeit kleiner. Durch Verringerung der Nebenzeit oder durch Verkleinerung des Verhältnisses von Nebenzeit zu Hauptzeit wird aber die Ziehleistung größer, weil ausschließlich in der Hauptzeit und nicht in der Nebenzeit die

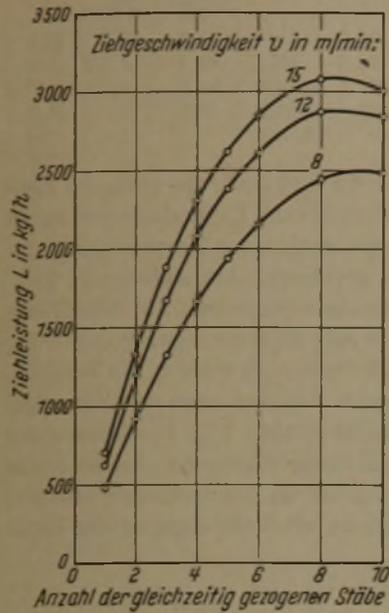


Bild 6.

Stündliche Ziehleistung in Abhängigkeit von der Stabzahl bei Rundstahl mit 16 mm Dmr. und einer Stablänge von 6 m.

Erzeugung geleistet wird. Die Zeitaufnahmen haben nun ergeben, daß die Nebenzeiten mit zunehmender Stabzahl erheblich ansteigen, und daß dieser Einfluß die durch die Erhöhung der Stabzahl herbeigeführte Erzeugungssteigerung in einem bestimmten Punkt überschneidet. Die entsprechende Auswirkung auf die Ziehleistung ist aus Bild 6 ersichtlich. Die Linienzüge der Ziehleistung steigen zunächst mit der Stabzahl an, mit zunehmender Stabzahl jedoch wird

die Leistungszunahme immer geringer, was an der Verflachung der Linienzüge erkenntlich wird, die sogar zu einem Höchstwert führt, nach dem die Linienzüge wieder abfallen. Es gibt also eine Höchststabzahl, über die hinaus die Leistung absinkt. Die Höchstleistung liegt unter

acht Stäben, wobei eine Stablänge von 6 m vorausgesetzt ist. Sie beträgt 3080 kg, das ist über das 4 1/2-fache des Einzelzuges. Aus dieser Zahl geht sehr deutlich das große Leistungsvermögen des Vielstangenzuges hervor.

Es könnte der Einwand gemacht werden, daß bei dem geschilderten Mehrstangenzug ein Arbeiter je Ziehbank benötigt wird, während anderwärts im Einzelzug ein Mann zwei Bänke bedient. Diese Arbeitsweise sei wirtschaftlicher. Wenn man Wert darauf legt, die Bänke auszunutzen, so ist eine Bedienung von zwei Bänken durch einen Mann nur bei geringeren Ziehgeschwindigkeiten möglich. In *Zahlentafel 1* war die Hauptzeit (reine Ziehzeit) der Nebenzeit unter Annahme der Verhältnisse beim Einzelzug bei den verschiedenen Ziehgeschwindigkeiten gegenübergestellt. Bei 15 m je min bleiben dem Mann bei den vorliegenden Bedingungen rechnerisch nur 0,47 abzüglich 0,43 gleich 4/100 min übrig, um, nach Erledigung der als Nebenzeit bezeichneten Handgriffe bei der ersten Bank, sich zur zweiten Bank zu begeben und an dieser zu arbeiten. Diese Zeit ist natürlich viel zu kurz. Hierzu kommt, daß der Mann auch noch während der Laufzeit der Ziehbank, also während der Hauptzeit, einige Handgriffe machen muß (Zurechtlegen von Stäben). Eine Bedienung von zwei Bänken durch einen Mann erscheint demnach bei der genannten Geschwindigkeit und erst recht bei noch höheren Geschwindigkeiten nicht richtig, sonst treten Überdeckungsverluste durch Nichtausnutzung der Bänke auf und somit entsprechend hohe Erzeugungsverluste.

Es erhebt sich nun die Frage: Wieviel Stäbe kann man gleichzeitig ziehen, wenn man eine Bank mit einer ganz bestimmten Höchstleistung zur Verfügung hat? Es wurde versucht, sich über den Kraftbedarf beim Mehrstangenzug ein Bild zu machen und hierzu verschiedene Versuche angestellt. In zwei Versuchsreihen (*Zahlentafeln 4 und 5*)

Zahlentafel 4. Aufbau der Versuchsreihe I.

Abzug	Werkstoff A	13,56 an 11,91 mm Sechskant																										
	Werkstoff B	13,56 an 11,91 mm Sechskant																										
Ziehgeschwindigkeit v in m/min	15					12					8					5												
Stabzahl	1	2	3	4	5	1	2	3	4	5	1	2	3	4	5	1	2	3	4	5								
Werkstoff	A	B	A	B	A	B	A	B	A	B	A	B	A	B	A	B	A	B	A	B	A	B	A	B	A	B	A	B

Zahlentafel 5. Aufbau der Versuchsreihe II.

Abzug	Werkstoff A	17,08 an 15,91 mm rund																		
	Werkstoff C	17,15 an 15,93 mm rund																		
Ziehgeschwindigkeit v in m/min	15				12				8				5							
Stabzahl	1	2	3	4	1	2	3	4	1	2	3	4	1	2	3	4				
Werkstoff	A	C	A	C	A	C	A	C	A	C	A	C	A	C	A	C	A	C	A	C

den angenommenen Bedingungen und bei einer Ziehgeschwindigkeit von 8 m/min bei neun Stäben, bei einer Ziehgeschwindigkeit von 15 m/min bei acht Stäben. Sie verschiebt sich also mit höherer Ziehgeschwindigkeit zu einer etwas niedrigeren Stabzahl, weil durch die Erhöhung der Ziehgeschwindigkeit die Hauptzeit kleiner und damit das Verhältnis von Nebenzeit zu Hauptzeit größer und ungünstiger wird. Umgekehrt wird durch eine Vergrößerung der Stablänge zwar die Hauptzeit vergrößert, aber das Verhältnis von Nebenzeit zur Hauptzeit wird damit kleiner und somit günstiger. Durch eine Vergrößerung der Stablänge wird also die Bestleistung zu höheren Stabzahlen hin verschoben. Man muß das Wechselspiel dieser Beziehungen erkennen, um es für die höchste Leistung auszunutzen.

Bei Rundstahl mit 16 mm Dmr. und einer Ziehgeschwindigkeit von 15 m/min z. B. liegt die Stundenbestleistung bei

wurde die Zugkraft am Ziehwagen in t und die Belastung des Motors in kW gemessen, und zwar wurde bei der ersten Reihe an 12-mm-Sechskantstahl, bei der zweiten Reihe an Rundstahl mit 16 mm Dmr. gezogen. In jeder Reihe wurde bei Ziehgeschwindigkeiten von 5, 8, 12 und 15 m/min gemessen. Bei jeder dieser Geschwindigkeiten wurde die gleichzeitig gezogene Stabzahl abgestuft, bei 12 mm-Sechskantstahl von eins bis auf fünf Stäbe, bei Rundstahl mit 16 mm Dmr. von eins bis auf vier Stäbe. Sämtliche Versuche wurden bei zwei verschiedenen Stahlorten durchgeführt, die sich in der Zusammensetzung und Festigkeit voneinander unterschieden. Bei 12-mm-Sechskantstahl mit 22,9% Abnahme wurde als Werkstoff Automatenstahl und St C 60.61, bei Rundstahl von 16 mm Dmr. mit 13,2% Abnahme ebenfalls Automatenstahl und St C 35.61 verwendet. Die Zusammensetzung der Stahlorten sowie die Festig-

Zahlentafel 6. Abmessungen, Zusammensetzung und Festigkeitswerte der Versuchswerkstoffe.

Werkstoff		Durchmesser		Versuchsreihe	C	Si	Mn	P	S	Gewalzt			Gezogen		
Bezeichnung	DIN	gewalzt mm	gezogen mm							Zugfestigkeit kg/mm ²	Bruchdehnung (L=5 d) %	Einschnürung %	Zugfestigkeit kg/mm ²	Bruchdehnung (L=5 d) %	Einschnürung %
A	St A _z	13,56 6kt.	11,91 6kt.	I	0,07	—	0,50	0,06	0,19	42,7	32,0	45,4	63,6	13,2	43,8
A	St A _z	17,08 ∅	15,91 ∅	II	0,07	—	0,50	0,06	0,19	41,9	29,8	63,6	64,1	11,7	38,0
B	St C 60.61	13,56 6kt.	11,91 6kt.	I	0,66	0,44	0,67	0,04	0,03	74,0	20,5	40,4	98,9	8,5	39,6
C	St C 35.61	17,15 ∅	15,93 ∅	II	0,38	0,32	0,50	0,03	0,03	64,2	21,8	50,6	75,7	10,5	48,7

keitswerte vor und nach dem Versuch gehen aus *Zahlentafel 6* hervor. Die Versuche wurden auf einer 25-t-Ziehbank durchgeführt. Der Antriebsmotor mit einer Nennleistung von 40 kW arbeitet mit Riemen und Spannrolle auf ein Viergang-Zahnradgetriebe. Die Ziehwerkzeuge aus Werkzeugstahl waren, wie bisher immer üblich, doppelseitig ausgebildet und hatten daher ein balliges Ziehhol. Die Bestimmung des Düsenöffnungswinkels erfolgte durch Ausgießen der Düsen mit Woodschem Metall. Bei beiden Versuchsreihen wurde ein Düsenöffnungswinkel von annähernd 23° ermittelt. Als Schmiermittel wurde Mineralöl verwendet.

Der sonst zur Eichung der Zerreißmaschine dienende Zugkraftmesser hatte einen Meßbereich von 0 bis 35 t. Zur

unmittelbaren Ermittlung der Ziehkraft war er in den Ziehwagen eingebaut. Die Meßuhr am Zugkraftmesser wurde während des Ziehvorganges nach einer Fortbewegung des Ziehweges um je 0,5 m abgelesen. Am Anfang des Ziehweges wurde sogar noch häufiger gemessen. Auf diese Weise sollte versucht werden, ein Bild über eine etwaige Änderung der Zugkraft längs des Ziehweges zu gewinnen. Ein Vergleich der Eichlinien des Meßgeräts vor und nach den Versuchen ergab keine größere Abweichung als ± 1%. Die Messung der Motorbelastung erfolgte durch ein Wattmeter; bei der ersten Versuchsreihe konnte sie nur durch Zeigerablesung erfolgen, bei der zweiten Versuchsreihe arbeitete dagegen das Gerät selbstschreibend.

Zahlentafel 7. Ergebnisse der Versuchsreihe I mit Stahlsorten A und B.

v . . . m/min	5										8										
	1		2		3		4		5		1		2		3		4		5		
	A	B	A	B	A	B	A	B	A	B	A	B	A	B	A	B	A	B	A	B	
0,25	2,2	4,0	4,2	8,0	6,4	11,6	7,8	15,2	10,1	19,6	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
0,50	2,2	3,8	4,2	7,8	6,4	11,2	7,7	14,4	10,1	19,2	2,0	3,6	3,7	7,6	5,8	10,8	7,9	14,4	9,3	18,7	
1	2,2	3,6	4,2	7,0	6,5	10,3	7,7	13,2	10,0	18,0	2,0	3,2	3,9	6,4	5,7	9,6	8,0	13,2	9,3	16,0	
1,5	—	3,4	—	6,6	—	9,7	—	12,4	—	16,8	1,9	2,9	3,9	6,2	5,7	9,2	7,8	12,3	9,4	15,4	
2	2,2	3,2	4,2	6,5	6,5	9,6	7,7	12,4	10,1	16,6	1,9	2,9	3,9	6,0	5,8	9,2	7,9	12,2	9,3	15,5	
2,5	—	3,0	—	6,4	—	9,5	—	11,8	—	16,0	—	2,9	—	5,8	—	8,9	—	11,9	—	15,2	
3	2,1	3,4	4,2	6,6	6,4	10,2	7,7	12,8	9,9	18,0	1,9	3,2	3,8	6,6	5,7	9,6	7,9	13,9	9,5	16,6	
3,5	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	
4	2,2	—	4,2	—	6,3	—	7,5	—	9,8	—	1,9	—	3,9	—	5,7	—	8,0	—	9,5	—	
4,5	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	
5	2,1	—	4,2	—	6,4	—	7,6	—	10,1	—	2,0	—	3,9	—	5,7	—	8,0	—	9,4	—	
Mittlere Zugkraft in t	2,17	3,49	4,20	6,99	6,41	10,30	7,67	13,17	10,01	17,74	1,94	3,12	3,86	6,43	5,73	9,55	7,93	12,98	9,39	16,23	
Mittlere elektrische Leistung in kW	6,6	8,7	9,0	12,3	11,1	15,6	12,3	19,5	14,7	23,7	8,4	9,9	10,2	15,6	13,5	21,3	16,5	27,3	18,9	33,6	
Wirkungsgrad der Ziehbank η_{masch}	0,27	0,36	0,37	0,52	0,47	0,58	0,51	0,60	0,56	0,66	0,30	0,46	0,41	0,61	0,55	0,64	0,61	0,67	0,63	0,71	
v . . . m/min	12										15										
	1		2		3		4		5		1		2		3		4		5		
	A	B	A	B	A	B	A	B	A	B	A	B	A	B	A	B	A	B	A	B	
0,25	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	
0,50	2,0	3,7	3,7	7,2	5,6	11,3	8,0	14,5	9,9	18,0	2,0	3,2	4,6	6,6	6,0	10,8	7,8	15,0	10,1	18,8	
1	2,0	3,3	3,8	6,4	5,8	10,0	7,9	12,8	9,8	15,2	2,0	3,0	4,6	6,0	6,0	9,6	7,7	12,8	10,0	17,6	
1,5	2,0	3,2	3,8	6,1	5,7	9,5	8,1	12,4	9,8	15,4	1,9	2,8	4,6	5,9	6,0	9,0	7,8	12,4	9,6	15,6	
2	2,0	3,1	3,9	6,2	5,6	9,6	8,0	12,3	9,9	14,8	1,9	2,8	4,6	5,8	6,0	9,0	7,8	12,4	9,9	15,2	
2,5	—	3,0	—	5,8	—	9,0	—	12,1	—	15,2	—	3,0	—	6,1	—	9,0	—	12,2	—	15,0	
3	2,1	3,3	3,8	6,5	5,8	9,7	7,8	13,2	9,8	16,0	1,9	3,3	4,6	6,4	5,9	9,8	7,7	12,8	9,9	16,8	
3,5	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	
4	2,1	—	3,9	—	5,7	—	7,8	—	9,9	—	1,9	—	4,8	—	5,9	—	7,9	—	9,6	—	
4,5	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	
5	2,1	—	3,9	—	5,6	—	7,8	—	9,9	—	2,0	—	4,5	—	5,9	—	7,8	—	9,9	—	
Mittlere Zugkraft in t	2,04	3,27	3,84	6,37	5,69	9,85	7,91	12,88	9,86	15,77	1,94	3,02	4,61	6,13	5,96	9,53	7,49	12,93	9,86	16,48	
Mittlere elektrische Leistung in kW	10,2	14,1	14,1	21,6	18,0	30,6	23,4	38,7	27,6	46,5	11,7	15,0	18,3	25,2	22,5	36,0	27,6	47,7	33,0	59,1	
Wirkungsgrad der Ziehbank η_{masch}	0,35	0,51	0,49	0,66	0,61	0,72	0,67	0,74	0,71	0,76	0,42	0,52	0,52	0,64	0,65	0,73	0,70	0,77	0,75	0,78	

Zahlentafel 8. Ergebnisse der Versuchsreihe II mit Stahlorten A und C.

v m/min		5								8							
Gleichzeitig gezogene Stabzahl		1		2		3		4		1		2		3		4	
Stahlsorte		A	C	A	C	A	C	A	C	A	C	A	C	A	C	A	C
0,125 0,25 0,5 1 1,5 2 2,5 3 3,5 4 4,5 5 5,5 6 6,5	Ziehweg in m Zugkräfte in t	3,0	3,4	5,4	6,8	7,9	10,3	11,4	13,7	2,8	3,4	5,7	6,8	7,6	10,0	11,5	13,1
		3,2	3,5	5,4	6,8	8,1	10,4	11,4	13,8	2,8	3,5	5,7	7,0	7,9	10,1	11,5	13,2
		3,2	3,4	5,4	6,8	8,1	10,4	11,4	14,0	2,8	3,5	5,7	7,0	7,9	10,2	11,5	13,3
		3,1	3,5	5,4	7,0	8,1	10,3	11,5	13,9	2,8	3,5	5,8	7,0	7,9	10,3	11,6	13,3
		3,0	3,5	5,4	7,0	8,1	10,3	11,4	13,8	2,8	3,5	5,9	7,0	7,9	10,3	11,6	13,3
		3,1	3,6	5,4	6,9	8,1	10,5	11,5	14,0	2,8	3,5	5,8	7,1	7,9	10,3	11,6	13,4
		3,0	3,5	5,4	7,0	8,2	10,6	11,6	13,9	2,8	3,5	5,9	7,0	7,8	10,3	11,6	13,2
		3,1	3,5	5,4	7,0	8,1	10,5	11,6	13,9	2,8	3,5	5,8	7,1	7,8	10,4	11,5	13,3
		3,1	3,4	5,5	7,0	8,2	10,4	11,7	14,0	2,8	3,6	5,8	7,0	7,9	10,4	11,6	13,4
		3,0	3,5	5,5	6,9	8,3	10,5	11,7	14,0	2,8	3,5	5,7	7,0	7,9	10,5	11,6	13,4
		3,1	3,5	5,6	7,0	8,3	10,3	11,6	13,9	2,9	3,5	5,7	7,0	7,9	10,4	11,5	13,6
3,0	3,5	5,6	7,0	8,3	10,3	11,8	13,9	2,8	3,4	5,8	7,0	7,9	10,4	11,6	13,5		
3,0	3,5	5,7	7,0	8,3	10,3	11,9	14,1	2,9	3,4	5,8	7,0	8,0	10,4	11,5	13,3		
3,1	3,5	5,7	7,0	8,5	10,3	12,0	14,2	—	3,3	5,9	7,0	7,9	10,4	11,8	13,3		
3,3	3,5	—	—	8,6	—	—	14,2	—	3,4	5,9	—	—	10,4	—	—		
Mittlere Zugkraft in t		3,09	3,48	5,49	6,94	8,21	10,38	11,61	13,95	2,82	3,47	5,79	7,00	7,87	10,32	11,57	13,32
Mittlere elektrische Leistung . . in kW		6,7	7,2	8,7	10,8	11,5	14,0	14,6	17,4	8,3	9,5	13,1	15,0	15,8	19,8	22,2	24,5
Wirkungsgrad der Ziehbank . . η_{masch}		0,37	0,40	0,52	0,51	0,58	0,60	0,66	0,67	0,42	0,48	0,58	0,61	0,65	0,68	0,68	0,71

v m/min		12								15							
Gleichzeitig gezogene Stabzahl		1		2		3		4		1		2		3		4	
Stahlsorte		A	C	A	C	A	C	A	C	A	C	A	C	A	C	A	C
0,125 0,25 0,5 1 1,5 2 2,5 3 3,5 4 4,5 5 5,5 6 6,5	Ziehweg in m Zugkräfte in t	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
		2,6	3,2	5,6	6,7	8,3	10,1	10,7	13,5	2,7	3,2	5,6	7,0	8,1	9,9	11,2	13,4
		2,6	3,3	5,6	6,8	8,3	10,1	10,6	13,8	2,6	3,3	5,8	7,1	8,0	10,0	11,0	13,3
		2,6	3,2	5,6	6,9	8,2	10,1	10,7	13,8	2,6	3,3	5,6	7,0	8,1	9,9	11,0	13,3
		2,7	3,4	5,7	6,7	8,3	9,9	10,7	13,8	2,7	3,4	5,6	7,1	8,1	9,8	11,1	13,4
		2,7	3,6	5,6	7,0	8,2	10,0	10,7	13,7	2,5	3,4	5,6	7,2	8,1	10,0	10,9	13,5
		2,6	3,3	5,6	7,1	8,2	10,2	10,8	13,7	2,7	3,4	5,7	7,2	8,1	10,0	11,0	13,4
		2,6	3,3	5,5	7,1	8,2	10,0	10,7	13,8	2,7	3,3	5,8	7,1	8,1	10,1	11,0	13,2
		2,7	3,3	5,6	7,1	8,3	10,1	10,7	13,6	2,7	3,3	5,8	7,1	8,1	9,9	11,3	13,2
		2,7	3,6	5,5	7,1	8,2	10,1	10,6	13,7	2,7	3,4	5,6	7,0	8,1	10,1	11,3	13,2
		2,7	3,3	5,6	7,1	8,3	10,0	10,7	13,6	2,6	3,4	5,6	7,0	8,0	9,9	11,3	13,2
2,7	3,4	5,6	7,0	8,1	9,9	10,7	13,2	2,7	3,3	5,8	7,1	8,1	10,0	11,4	13,2		
2,8	3,3	5,6	7,1	8,1	9,9	10,9	13,6	2,7	3,3	5,7	7,2	8,1	9,9	11,3	13,2		
—	3,3	5,5	7,2	8,2	9,8	11,0	13,4	—	3,4	—	7,1	—	9,9	—	13,1		
—	3,3	—	—	—	—	—	—	—	3,4	—	7,0	—	—	—	—		
Mittlere Zugkraft in t		2,66	3,34	5,58	6,99	8,22	10,01	10,73	13,63	2,65	3,34	5,68	7,08	8,08	9,95	11,15	13,28
Mittlere elektrische Leistung . . in kW		10,7	11,9	17,4	20,6	23,8	27,7	29,3	35,7	12,7	14,5	22,5	25,3	30,1	34,0	37,2	44,2
Wirkungsgrad der Ziehbank . . η_{masch}		0,50	0,55	0,63	0,67	0,68	0,71	0,71	0,73	0,51	0,56	0,62	0,70	0,66	0,72	0,74	0,74

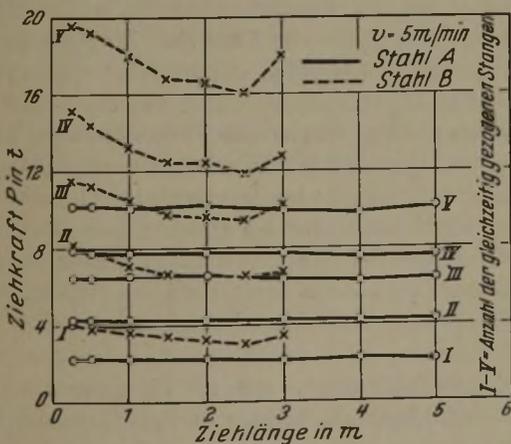


Bild 7.

Einfluß des Ziehweges auf die Ziehkraft (Versuchsreihe I).

Die bei den Versuchen gemessenen Werte sind in den Zahlentafeln 7 und 8 angegeben. Bei der Versuchsreihe I (12-mm-Sechskantstahl) wurden die Messungen jeweils über einen Ziehweg von 5 m bei Automatenstahl (A) und

über einen solchen von 3 m bei St C 60.61 (B) durchgeführt. Hierzu ist zu bemerken, daß der Stahl B nach dem Walzen gegläht worden war und nur in kürzerer Stablänge vorlag. Bei der Versuchsreihe II (Rundstahl 16 mm Dmr.) wurden die Messungen bei Automatenstahl (A) und bei St C 35.61 (C) jeweils über einen Ziehweg von durchschnittlich 6 m vorgenommen.

Da die abgelesenen und aufgezeichneten Werte der elektrischen Leistung innerhalb des Ziehweges sich kaum veränderten, sind lediglich die Mittelwerte eingesetzt. Der Wirkungsgrad der Ziehbank η_{masch} wurde nach der Formel $P \cdot v \cdot 0,736 / (75 \cdot N_{\text{KW}})$ errechnet, worin P die gemessene Ziehkraft in kg, v die Geschwindigkeit in m/s und N_{KW} die elektrische Leistung in kW ist.

In Bild 7 sind die längs des Ziehweges in bestimmten Wegabständen ermittelten Ziehkraftwerte der Versuchsreihe I zeichnerisch dargestellt. Die römischen Zahlen geben die Anzahl der gleichzeitig gezogenen Stäbe an. Bei Automatenstahl (A) ist längs des gesamten Ziehweges die

Ziehkraft immer gleich groß geblieben, und zwar bei allen Ziegeschwindigkeiten. Bei der wesentlich härteren Stahlsorte St C 60.61 (B) ist ein Abfall der Ziehkraft bis zu einem Ziehweg von 2 bis 2,5 m festzustellen. Der Abfall ist um so größer, je mehr Stäbe gleichzeitig gezogen werden, bei Einzelzug ist er unbedeutend. Am Ende des Ziehweges innerhalb des letzten halben Meters steigt jedoch die Ziehkraft wieder an. Dieser Wiederanstieg nimmt ebenfalls mit der Stabzahl zu. Abfall und Wiederanstieg sind bei den vier verschiedenen Ziegeschwindigkeiten annähernd gleich. Diese beiden Erscheinungen sind nicht ohne weiteres erklärlich.

Beim Beginn der Verformung, also im allerersten Teil des Ziehweges, ist eigentlich ein starker Belastungsstoß zu erwarten, der sich in einer steilen, aber kurzen Spitze der Ziehkraftkurve auswirken müßte. Von dieser Spitze ist

hier anscheinend deshalb nichts wahrzunehmen, weil der anfängliche Belastungsstoß durch eine in den Ziehwagen eingebaute Kegelfeder, die als Druckfeder wirkt, sowie durch die im Riemtrieb zwischen Motor und Getriebe vorhandene Spannrolle weitgehend abgedämpft wird. Man könnte sich vorstellen, daß bei dem harten Stahl die Spitze durch die Dämpfung verflacht und in die Länge gezogen wird, während bei dem weichen Automatenstahl eine völlige Dämpfung eingetreten ist. Der Wiederanstieg am Ende des Ziehweges ist möglicherweise auf krumme Stabenden zurückzuführen und daß hierdurch zusätzliche Zugkraft gewissermaßen zum Richten benötigt wurde. Es ist auch möglich, daß Ungleichmäßigkeiten im Werkstoff, worauf stärkere Streuungen in der Härte hindeuten, die Ursache für den ungleichmäßigen Verlauf der Zugkraftlinie sind.

[Schluß folgt.]

Borfreie Grundemails unter Verwendung von Sodaentschwefelungsschlacke.

Von Max Paschke in Clausthal und Hans Kohl in Frankfurt a. M.*).

(Überblick über die Anwendungsgebiete der Sodaschlacke und über Entschwefelungsfragen dieser Schlacke; ihre Bedeutung als Grundstoff von borfreien Grundemails bei Einsparung von Soda.)

Die beim sauren Schmelzen und bei der Erzeugung von manganarmem Thomasroheisen nach dem OM-Verfahren sowie bei der Gußeisenentschwefelung anfallende Sodaschlacke, die in der Hauptsache ein schwefelhaltiges Natriumsilikat darstellt, ist ein wertvolles Aufschlußmittel und in vielen Fällen geeignet, ihren Natriumgehalt mit dem der Soda auszutauschen. Sie dient als Möllerbestandteil beim sauren Schmelzen, um das Kalk-Kieselsäure-Verhältnis von beispielsweise 0,7 bis 0,9 auf 0,3 bis 0,4 herabzusetzen¹⁾. Mit ihr allein²⁾ oder mit Soda gemischt wird eine Entschwefelung des Roheisens von 40 bis 60% erreicht. Werden mit dieser Schlacke Rohphosphate entweder auf dem Wege des Schmelzflusses nach H. Röchling⁴⁾ oder der Sinterung⁵⁾ aufgeschlossen, ergibt sich eine recht günstige Zitratlöslichkeit, während die gesamte im Thomasmehl enthaltene Phosphorsäure unter Zusatz von Sand zu dieser Schlacke dem Erdboden nutzbar gemacht wird. M. Paschke, und E. Peetz²⁾ haben bereits vorgeschlagen, alkalireiche Sodaentschwefelungsschlacke auszulaugen. Unveröffentlichte Versuche der Firma Henkel & Co. in Düsseldorf ergaben ein Ausbringen von etwa 80% Na₂O, 14% SiO₂ und 74% P₂O₅. Die Eindampfrückstände können an Stelle von reiner Soda zur Herstellung von Reinigungsmitteln Verwendung finden.

Neben Eisen- und Mangansulfid liegt der Schwefel in der Sodaentschwefelungsschlacke frischen Entfalls vorwiegend als Natriumsulfid vor, während bei abgelagerten Schlacken je nach dem Grade der Verwitterung das Natriumsulfid zum Teil in Sulfit, Thiosulfat und Sulfat unter gleichzeitiger Freisetzung von Schwefel als Schwefeldioxyd und Schwefelwasserstoff übergegangen ist.

Bereits in den Jahren 1934 bis 1937 wurden im Eisenhütteninstitut der Bergakademie Clausthal Versuche zur Schwefelentfernung aus diesen Schlacken laboratoriumsmäßig durchgeführt, die teilweise nicht veröffentlicht wurden. Über den Weg der Saugzugsinterung war der Erfolg nicht nennenswert. Stark mit Wasserdampf gemischte Luft ergab eine Schwefelabnahme von nur 20 bis 30%, während beim üblichen Sintern bei einem Zusatz von 5 bis 10% Sodaschlacke⁵⁾ zu sauren Feinerzen eine Entschwefelung bis zu 55% erreicht wurde. Im Laboratoriumsröhrenofen verminderte sich in oxydierender Atmosphäre der Schwefelgehalt bis zu 30% schon bei 300 bis 500°, und zwar in Abhängigkeit vom jeweiligen Verwitterungsgrad. An Tiegelschmelzen konnte der Einfluß der Temperatur auf die Entschwefelung nachgewiesen werden. Bei 1200° ergaben sich Schwefelabnahmen von 60%, bei 1400° bis zu 80%, aber unter Beigabe hinreichender Mengen überschüssiger Kieselsäure in Form von Quarz, Sand oder sauren Erzen.

Ausgehend von der Überlegung, daß der Hauptanteil des Schwefels in der Schlacke als Natriumsulfid vorliegt, also in einer für die Kieselsäurereaktion wenig günstigen Form, wurde eine Reihe von Versuchen im Tammann- und im gasbeheizten Schilde-Ofen durchgeführt, besonders mit Natriumsulfat als Oxydationsmittel, um das Sulfid in die mit Kieselsäure leicht reagierende Form des Sulfits zu überführen. Diese Versuche brachten teilweise eine völlige Entschwefelung der Schlacke bei Temperaturen von etwa 1000°. Mit steigender Temperatur bei gleichzeitigem Durchblasen von Luft wurde der Entschwefelungsvorgang wesentlich beschleunigt. So konnte unter Berücksichtigung der Zeit und Temperatur die Entschwefelung beliebig gelenkt werden.

In einem Drehrohrofen für 50 kg Einsatz war aber wegen der ständigen Umwälzung der aus Sodaschlacke und Quarz bestehenden Beschickung und der sich daraus ergebenden Berührung mit oxydierenden Gasen die Entschwefelung wesentlich wirksamer, besonders bei Zusatz von Natriumsulfat⁶⁾. Der hierbei anfallende Stoff war dem Aussehen und der Beschaffenheit nach mit einem hellgrünen

* Mitteilung aus den Laboratorien des Instituts für Eisenhütten-, Gießerei- und Emailierwesen der Bergakademie Clausthal und der Deutschen Gold- und Silberscheideanstalt vorm. Roeßler, Frankfurt a. M.

¹⁾ Paschke, M., und P. Hahnel: Stahl u. Eisen 61 (1941) S. 385/92 u. 417/21 (Hochofenaussch. 197).

²⁾ Paschke, M., und E. Peetz: Gießerei 23 (1936) S. 454/60; vgl. Stahl u. Eisen 56 (1936) S. 1185.

³⁾ Körber, F., und W. Oelsen: Stahl u. Eisen 58 (1938) S. 905/14.

⁴⁾ Paschke, M.: Stahl u. Eisen 57 (1937) S. 1113/17, und Hennenberger, K. H.: Stahl u. Eisen 59 (1939) S. 662/63.

⁵⁾ Paschke, M.: Erörterungsbeitrag zu Paschke, M., und P. Hahnel: Stahl u. Eisen 61 (1941) S. 420.

⁶⁾ DRP. 686557 vom 20. April 1938 und DRP. 691550 vom 28. April 1938.

Flaschenglas vergleichbar. Die Stärke der Grünfärbung des Glases ist dabei abhängig vom Eisengehalt der Einsatzschlacke oder von ihrer vorhergehenden Verdünnung mit Quarz.

Neuerdings ist es gelungen, Sodaschlacke in der Glasindustrie zu verwenden⁷⁾ 8). Auch hier machte man sich die Erkenntnis zunutze, daß die Sulfide des Natriums durch Sulfate zu Sulfit im Schmelzfluß oxydiert werden unter Austreibung der Hauptmenge des Schwefels.

Bereits im Jahre 1938 hat M. Paschke über die ersten Versuche berichtet, Sodaschlacke als Korrosionsschutz für Eisen, d. h. als „Grundemail“ zu verwenden⁹⁾. Alle Sodaschlacken enthalten naturgemäß einen mehr oder minder beträchtlichen Anteil an Schwefel. Schwefel und Schwefelverbindungen gelten aber seit langen Zeiten als natürliche Feinde aller Emails und Glasuren, weil sie als Sulfate Ausblühungen, Aufkocherscheinungen und alle möglichen unliebsamen Fehler auf der Emailoberfläche verursachen. Im Verlaufe zahlreicher Laboratoriumsuntersuchungen, deren Ergebnisse inzwischen längst dem Versuchszustand entwachsen sind und zur Betriebsreife des Verfahrens geführt haben, zeigte sich, daß eine völlige Entschwefelung der Schlacke für Emailierzwecke, besonders für die Grundemailierung, nicht notwendig ist, da ein bestimmter Teil des Schwefels für die Netzfähigkeit borfreier Grundemails nicht nur von Vorteil, sondern geradezu unentbehrlich ist. Ein geringer Zusatz von feinverteilten Reduktionsmitteln, wie z. B. Aktivkohle, hat sich bei den Betriebsversuchen der Deutschen Gold- und Silber-Scheideanstalt in Frankfurt, vor allen Dingen bei stark verwitterten Schlacken, als vorteilhaft erwiesen¹⁰⁾. Hierzu ist kein besonderer Arbeitsgang erforderlich, sondern die Reduktion wird gleichzeitig mit dem Schmelzen der Emailfritte, die aus der Sodaschlacke als Hauptbestandteil und den üblichen Emailrohstoffen unter Ausschluß von Borax besteht, vorgenommen.

Überraschenderweise zeigte sich, daß ein solches Schlackenemail alle guten Eigenschaften eines klassischen Borax-Grundemails ergab, ohne daß es Borverbindungen enthielt. Dieser Vorteil besteht vor allem in einer Herabsetzung der Oberflächenspannung der Glasschmelze gegen Eisen, wie sie sonst nur Grundemails mit einem Gehalt von etwa 10% B aufweisen. An dem Fehlen dieser Benetzungseigenschaften war bisher die Anwendung borfreier Grundemails gescheitert.

Zwar war es gelungen, Deckemails borfrei herzustellen, weil diese ja nicht unmittelbar auf dem Eisen aufliegen, sondern auf dem bereits aufgeschmolzenen Grundemail — also einem Glas —, das sie trotz ihrer verhältnismäßig hohen Oberflächenspannung noch hinreichend gut benetzen, wenn auch bei höherer Temperatur als die borhaltigen Deckemails.

Beim Grundemail ist aber eine möglichst niedrige Benetzungstemperatur erforderlich, und zwar aus folgenden Gründen: Wird das sauber gebeizte Blech mit einem Grundemail überzogen, bekanntlich durch Spritzen oder Tauchen in eine wäßrige Emailaufschlammung, getrocknet und gebrannt, so ist der Emailüberzug zunächst porig. Die Luft hat also ungehindert Zutritt zur Blechoberfläche und oxy-

diert sie. Unterhalb 575° besteht der so gebildete „Zunder“ aus Eisenoxyduloxyd. Bei weiterer Temperatursteigerung bilden sich allmählich drei Schichten. Die oberste besteht aus Eisenoxyd, die darunterliegende aus Eisenoxyduloxyd und die unterste aus Eisenoxydul. Diese Oxydation geht um so weiter, d. h. die Zunderbildung ist um so stärker, je länger das Email porig bleibt und nicht zu einer zusammenhängenden Glasschicht zusammenfließt.

A. Dietzel und K. Meures¹¹⁾ haben festgestellt, daß ein Grundemail während des Einbrennvorganges bis zu 30% Eisenoxyd lösen kann. Wird aber das Email übersättigt, weil sich durch verzögertes Glatzfließen zuviel Oxyd gebildet hat, so entstehen unangenehme Fehler, wie sie z. B. Bild 1 zeigt. Aus Bild 2 kann man erkennen, daß die kleinen schwarzen Punkte aus sogenannten Kupferköpfen, d. h. also durchgeschossener, mit Eisenoxyd übersättigter Schmelze (Schlacke) bestehen. Der Fehler ist noch stärker, wenn sich das Email infolge zu hoher Oberflächenspannung gar nicht mehr schließt, weil größere Schlackeninseln an denjenigen Stellen entstanden sind, die von der Schmelze nicht benetzt wurden.

Die Veränderungen der Oberfläche beim Einbrennen eines klassischen Grundemails mit einem Boraxgehalt von 32%, eines borfreien Emails, eines borfreien, aber sodaschlackenhaltigen Grundemails bei einem Mühlenzusatz von 10% Ton und 10% Quarz in allen drei Fällen

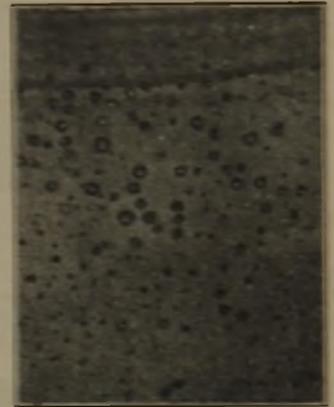


Bild 1. Ausschnitt aus einem Topf mit „grätzigem“ borfreiem Grundemail.



Bild 2. „Grätzen“ im Grundemail. (x 30.)

und einer Brenndauer von 3 min bei steigender Temperatur in der oxydierenden Atmosphäre eines Elektroofens ergeben folgendes Bild: Bis 600° ist das borhaltige Email, wie an der Hellfarbigkeit erkennbar ist, noch porig, erst bei 700° beginnt es zu fließen, bei 750° werden durch die schon größtenteils geschlossene Decke Gasbläschen sichtbar, die auf Reaktionen zwischen der Blechoberfläche und dem Email zurückzuführen sind. Bild 3 zeigt eine solche Reaktionsblase bei 750° in 120facher Vergrößerung. Gleichzeitig steigt der Eisenoxydgehalt des Emails sprunghaft auf 3,95%. Bei 800° ist das Email geschlossen, bei 850° das vorhandene Eisenoxyd gelöst, so daß auch bei 900° keine Veränderung mehr stattfindet, da sich unter dem luftdichten Abschluß der Emaildecke kein neues Oxyd mehr bilden kann.

¹¹⁾ Dietzel, A., und K. Meures: Sprechsaal 66 (1933) S. 746/52; vgl. Chem. Zbl. 105 (1934) I, S. 437.

⁷⁾ Enss, J.: Glastechn. Ber. 20 (1942) S. 290.

⁸⁾ Dietzel, A., L. Illing und C. Neumann: Glastechn. Ber. 20 (1942) S. 321/23.

⁹⁾ Glashütte 21 (1938) S. 357. (Die ersten Brennproben wurden bereits auf der Tagung der Emailfachleute am 5. März 1938 in Leipzig vorgewiesen.)

¹⁰⁾ DRP. 704222 vom 16. April 1939.

Ganz anders verhält sich der borfreie Grund. Er benetzt beim Schmelzen die Blechoberfläche schlecht, es tritt übermäßige Zunderbildung ein; auch das bei 850° scheinbar glattgeschmolzene Email enthält noch Poren, durch die eine weitere Oxydation des Bleches erfolgt. Da infolge zu

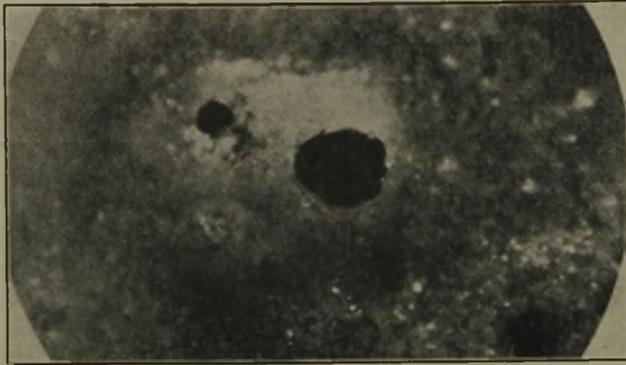


Bild 3. Reaktionsblasen im borhaltigen Grundemail bei 750°. ($\times 120$.)

Auch der Kraterboden ist mit einer dünnen Emailschiicht bedeckt. Die aufgewulsteten Ränder lassen die Neigung des Glasflusses erkennen, bei weiterer Erhitzung wieder glatt zu fließen und die Poren zu schließen.

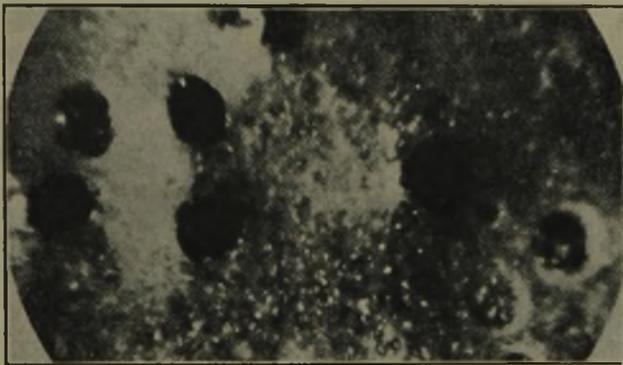


Bild 4. Reaktionsblasen im borfreien Grundemail bei 750°. ($\times 120$.)

Der Kraterboden liegt offen bis zum Metall bzw. dem dort gebildeten Zunder; die Kraterländer sind rundgeschmolzen und werden auch bei weiterer Fortführung des Brennvorganges nicht mehr zusammenschmelzen.

hoher Oberflächenspannung des Glasflusses ein luftdichter Abschluß der Blechoberfläche nicht rechtzeitig erreicht wird, kann die Grenzfläche Eisen—Email nie zur Ruhe kommen, und wenn die Oberfläche sich schließt, erscheinen neue Poren

durch Reaktionsblasen von der Grenzfläche her. So entsteht bei 850° ein schaumiges, durch die feinen Bläschen „gasgetriebenes“ und daher heller erscheinendes Email (Bild 4).

Versetzt man jedoch einen solchen borfreien Grund mit der gleichen Menge Sodaschlacke, so entsteht eine Schmelze, die derjenigen eines borhaltigen Emails außerordentlich ähnlich ist. Sie verhält sich bei 750° sogar noch günstiger, so daß überhaupt keine Gasbläschen aus Reaktionen mit der Blechoberfläche sichtbar werden. Schon bei 750° ist die Aufnahme für Eisenoxyd aus der Blechoberfläche praktisch beendet. Der Grund für dieses Verhalten ist die Herabsetzung der Oberflächenspannung, die durch die Sodaschlacke bewirkt wird, und zwar durch die in ihr enthaltenen Sulfide. In diesem Zusammenhang sei an die Arbeiten von A. Dietzel¹²⁾ erinnert, der kürzlich auf die bedeutsamen Einflüsse der Oberflächenspannung von Glasuren und Emails hingewiesen hat. Es hat sich also gezeigt, daß mit der Anwendung der Sodaschlacke die Frage des borfreien Grundemails gelöst und es nunmehr möglich geworden ist, die früher für Grundemails als unentbehrlich geltende Borsäure auch hier völlig einzusparen. Darüber hinaus wird aber durch den hohen Alkaligehalt der Schlacke auch der größte Teil der früher benötigten Soda erspart, ein Umstand, der gerade in jüngster Zeit von größter Bedeutung geworden ist.

Zusammenfassung.

Nach einer kurzen Beschreibung der Verwendungsgebiete von Sodaschlacke wird auf ihre Anwendung für die Herstellung borfreier Grundemails unter gleichzeitiger Einsparung von Soda näher eingegangen. Der Schlackenzusatz bewirkt eine Verminderung der Oberflächenspannung des schmelzflüssigen Emails auf der Blechoberfläche und erteilt dem Email dieselbe Netzfähigkeit, wie sie den borhaltigen Grundemails eigen ist. Auf diese Weise konnte die Frage der borfreien Grundemailierung gelöst werden.

Die Verfasser danken ihren Mitarbeitern A. Königer, der in Clausthal die ersten grundlegenden Versuche für die Anwendung von Sodaschlacken für Emails ausgeführt, und W. Kerstan, der das Verfahren zur Betriebsreife in Frankfurt entwickelt hat.

¹²⁾ Sprechsaal 75 (1942) S. 82/85; vgl. Chem. Zbl. 113 (1942) II, S. 1834.

Umschau.

Der Energieinhalt der Hochofenschlacke.

Es handelt sich in der nachfolgenden Untersuchung weder um die physikalische Wärme der flüssigen Schlacke, noch um die Kristallisationswärme, sondern um die in der hydraulischen Erhärtung zum Ausdruck kommende Energie. Im Hüttenzement tritt die Hochofenschlacke an die Stelle des Klinkers und ersetzt ihn. Sie bedarf aber, um genügend Erhärtungsenergie entwickeln zu können, wesentlich feinerer Mahlung als der Klinker, da sie naturgemäß infolge ihres geringen Energieinhaltes reaktions-träger ist als dieser. Das fertige Erzeugnis hat dann die für den Normzement vorgeschriebenen Eigenschaften. Tatsächlich hat sich ja Hüttenzement in über dreißigjähriger Anwendung dem Portlandzement als praktisch gleichwertig erwiesen.

Neuerdings sollen die hydraulischen Eigenschaften der Hochofenschlacke, die auch die Grundlagen für die Herstellung der Hüttenmauersteine bilden, durch Herstellung von Mischbindern weiter ausgenutzt werden. Diese sind dazu bestimmt, die Lücke zu schließen, die durch die Normfestigkeitserhöhung zwischen den hydraulischen Kalken und den Normzementen entstanden ist. Sie werden in der Güte ungefähr den Zementen entsprechen, wie sie vor dem ersten Weltkrieg in den Handel gebracht wurden. Ihrer Zusammensetzung nach werden sie in

der Hauptsache aus Hochofenschlacke bestehen, die ja die am energischsten erhärtende Puzzolane ist, über die wir verfügen. Bei dieser Wichtigkeit der Hochofenschlacke als Träger der hydraulischen Erhärtung erscheint es nötig, einmal folgendes festzustellen:

- Wie hoch ist der Energieverbrauch für die Herstellung von Normzement, wenn ein Teil des Klinkers durch Hochofenschlacke ersetzt wird, im Vergleich zu hochofenschlackenfreiem Normzement?
- Welche Mengen von Kohle werden alljährlich und wurden bisher durch diesen Klinkerersatz, also durch die Herstellung von Hüttenzement, der Wirtschaft erspart?
- Wie hoch ist der Energieinhalt von Hochofenschlacke? Welche Energiemengen stehen also der Volkswirtschaft in der Hochofenschlacke zur Verfügung?
- Wieviel Energiemenge wandert alljährlich mit jeder noch nicht ausgewerteten Tonne Hochofenschlacke auf die Halde?

Energieverbrauch zur Herstellung von Hüttenzement.

Der Berechnung zugrunde gelegt sind für die Herstellung des Zements die Zahlen von R. Koeltzsch¹⁾. Danach beträgt

¹⁾ Zement 31 (1942) S. 205/07.

bei Herstellung von Portlandzement nach *Zahlentafel 1* der Gesamtenergiebedarf 2 195 000 kcal.

Zu A. Bei der Hochofenzementherstellung erfahren diese Zahlen folgende Veränderung (vgl. *Zahlentafel 1*):

I. Klinkerherstellung.

a) Steinbruch: Der für Portlandzementklinker eingesetzte Aufwand von 11 500 kcal fällt weg, da für die Herstellung der Schlacke keine Energie nötig ist. Ein etwaiger Preis der Schlacke, der an die Hütte oder den Hochofen zu zahlen ist, ist hier nicht zu berücksichtigen, da es sich ja hier nur um eine Energieaufrechnung handelt.

b) Rohstoffaufbereitung (Mahlen und Trocknen): Rohmehl mit Schlackengehalt braucht nicht so fein gemahlen zu werden wie Mergelrohmehl, da die Schlacke als ein schon geschmolzenes Erzeugnis leichter sintert als Mergel oder Flintstein und Kreide od. dgl. Eine gegebenenfalls schwerere Mahlbarkeit der Schlacke gegenüber manchen Mergeln kann damit als ausgeglichen gelten. Die Zahl bleibt also von dieser Seite her bestehen.

Ein Trocknen der Schlacke ist überflüssig, da Stückschlacke für das Rohmehl verwendet werden kann und oft verwendet wird. Die von Koeltzsch angegebene Zahl 148 500 kcal bleibt bestehen.

c) Brennen: Da das Rohmehl aus Schlacke und Kalkstein in seinem Schlackenanteil bereits im Hochofen entsäuert ist, fällt der Aufwand für die Entsäuerung dieses Teiles weg. Normales schlackenhaltiges Rohmehl besteht aus etwa 1 Gewichtsteil Schlacke auf 1,4 Gewichtsteile Kalkstein, enthält also rd. 40% Schlacke. Bei Einschätzungen wird entsprechend den Ergebnissen der Praxis die Mehrleistung eines Ofens bei Rohmehl mit Schlacken statt Mergelanteil mit 25% bei gleichem Kohleverbrauch eingesetzt, d. h. bei 1846 500 kcal Verbrauch werden statt 1000 kg Klinker 1250 kg geleistet. Entsprechend kann der Energiebedarf für das Brennen von Hochofenschlackenrohmehl auf 1 t Klinker auf 1 477 000 kcal herabgesetzt werden.

Für die Herstellung von Klinker aus Rohmehl, das an Stelle von Mergel Hochofenschlacke enthält, sind also 1 625 500 kcal erforderlich. Für den Klinkeranteil eines 33,3% Klinker enthaltenden Hochofenzements ermäßigt sich diese Zahl auf 33,3%, also 541 800 kcal. Dazu kommen aber die Kosten für das Trocknen des Hochofenschlackenanteils. Die Hochofenschlacke wird zur Zeit meist wassergranuliert verwendet (als Schlackensand), da die nötigen Granuliereinrichtungen zur Gewinnung trockener Schlacke selten vorhanden sind, aber

genügend Abhitze zur Trocknung des neuen Sandes immer zur Verfügung steht. Für den Schlackenanteil des Zementes muß also der Trockenaufwand dieses Anteils eingesetzt werden. Bei 20% Wassergehalt der Schlacke und zehnfacher Verdampfung kommen auf 800 kg trockener Schlacke 20 kg Kohle von 7000 kcal, das sind 25 kg auf eine Tonne = 175 000 kcal. Diese Zahl kann eingesetzt werden, da 1. für die Trocknung der Hochofenschlacke Überschußgase verwendet werden, 2. bei sachgemäß nach neuen Methoden getrockneter Schlacke mit geringem Wassergehalt gerechnet werden kann. Bei Trockengranulation kommt diese Zahl gänzlich in Wegfall. Für den Zement werden 66,6% Schlacke benötigt. Zu der Zahl für die Herstellung des im Hochofenzement vorhandenen Klinkers 541 800 kcal ist also zuzufügen die Zahl 116 500 kcal. An Stelle des von Koeltzsch ermittelten Energieverbrauchs von 2 006 500 kcal für den ungemahlene Klinker treten also

für das Brennen des Klinkeranteils 541 800 kcal
für das Trocknen des Schlackenanteils 116 500 kcal
zusammen 658 350 kcal

für das ungemahlene Gemisch von rd. 33,3% Klinker und 66,6% trockener Schlacke.

II. Mahlen und Versand.

d) Mahlen: Hochofenzement muß feiner gemahlen werden als Portlandzement, damit die gegenüber Klinker reaktions-trägere Schlacke die in ihr gespeicherten Energien entwickelt und damit weiter der Klinkeranteil möglichst aktiv wird. Er-

fahrungen der Praxis ergaben, daß aus dieser Feinmahlung eine Erhöhung der aufzuwendenden Mahlenergie um etwa 20% für den Zement aus zwei Drittel Schlacke und einem Drittel Klinker sich ergibt.

Die Mahlkosten des Gesamtzementes sind also um 20% zu erhöhen. Die Zahl von Koeltzsch von 168 000 kcal um 20% erhöht ergibt 201 600 kcal; die Posten e) Packen und f) Rest bleiben unverändert.

An Stelle der Zahl 188 500 kcal (für Mahlen 168 000 kcal, Packen 5500 kcal und Rest 15 000 kcal) tritt also für Hochofenzement die erhöhte Zahl von 222 100 kcal, wie sich aus *Zahlentafel 1* ergibt. Das bedeutet, daß Hochofenzement nur 41,1% der Energien braucht, die für Portlandzement notwendig sind.

Zu B. Ersparnis an Kohle. Bei der Herstellung von Hochofenzement, auf das Gewicht des fertigen Zementes bezogen, errechnet sich der Brennstoffaufwand, ausgedrückt in Kohle von 7000 kcal

für Portlandzement auf 31,4% Kohle,
für Hochofenzement auf 12,6% Kohle.

Demgemäß werden bei einem Verbrauch von 126 kg Kohle für die Herstellung von Hochofenzement, statt 314 kg je t bei Portlandzement, 188 kg Kohle je t Zement gespart. Unter der Annahme, daß bisher ungefähr 13 Mill. t Hochofenzement hergestellt wurden, bedeutet das eine ersparte Menge von etwa 2,5 Mill. t Kohle. Dabei ist zu beachten, daß die als „Verbrauch“ angesetzte Kohlenmenge von 12,6% entsprechend etwa 1,7 Mill. t in Wirklichkeit gar nicht verbrannt wurde, sondern daß an ihrer Stelle tatsächlich Überschußgas, das früher bei den Hochofen abgefackelt wurde, und Abfallenergie herangezogen worden sind, so daß die genannten Zahlen sich also noch wesentlich günstiger stellen.

Zu C. Die Hochofenschlacke als Zementbestandteil trägt einen Energieinhalt in sich, der natürlich nur dann frei wird, wenn man sie als Zumahlschlacke im Zement verbraucht. Er läßt

Zahlentafel 1. Vergleich des Wärmebedarfs bei der Herstellung verschiedener Zementarten.

Verbrauch je t Klinker in kcal	Portlandzement			Hüttenzementklinker kcal/t	Hochofenzement mit 33,3 % Klinker		
	Einzelposten kcal/t	Summe	%		Einzelposten	Summe	%
I. Klinkerherstellung	a) Steinbruch	11 500	a + b + c	a) 0	33,3 % von (a+b+c)	a + b + c + c ₁	74,8
	b) Rohstoffaufbereitung	148 500		b) 148 500			
	c) Brennen	1 846 500		c) 1 477 000			
	c ₁) Trocknen			1 625 500	116 550		
II. Mahlung und Versand	d) Zementmahlung	168 000	d + e + f		201 600	d + e + f	25,2
	e) Packen	5 500			5 500		
	f) Rest	15 000			15 000		
Gesamtverbrauch je t Zement in kcal			2 195 000	100,0	880 450		100,0
Gesamtverbrauch in kg Kohle von 7000 kcal je t Zement			313,6		125,7		

sich errechnen unter Zugrundelegung der Tatsache, daß Hochofenschlacke im Hochofenzement an Stelle des Klinkers tritt, den sie ersetzt. Hierbei müssen aber die Trockenkosten und der höhere Mahlaufwand, den die Schlacke erfordert, berücksichtigt werden. In *Zahlentafel 2* ist dies zusammengestellt. Zugrunde gelegt ist der Energieinhalt von Portlandzementklinker. Dieser wurde vermindert um die Trockenkosten und den erhöhten Mahlaufwand von rd. 20%, der bei Hochofenschlacke für deren gegenüber Klinker aufzuwendende weitergetriebene Feinmahlung einzustellen ist.

Zu D. Die Zahlen zeigen, daß mit jeder Tonne Hochofenschlacke, die nicht in den Hüttenzement geht, der Gegenwert

Zahlentafel 2. Energieinhalt von Hochofenschlacke (naßgranuliert) je t unter Zugrundelegung des Energieinhaltes von Portlandzementklinker aus Mergel¹⁾.

Energieinhalt von Portlandzementklinker	Trockenkohle errechnet bei 20% Wassergehalt der Schlacke und 10facher Verdampfung	Erhöhter Mahlaufwand 20% von 168 000 kcal (vgl. <i>Zahlentafel 1</i>)	Summe Spalte 2 u. 3	Energieinhalt der Hochofenschlacke (Spalte 1 abzügl. Sp. 4)
kcal/t 2 006 500	175 000	33 600	208 600	1 797 900
kg Kohle von 7000 kcal } 286,6	25,0	4,8	29,8	256,8

¹⁾ Nicht berücksichtigt ist hier die Höherleistung der Öfen bei Verwendung der Hochofenschlacke als Klinkerbestandteil, die bedingt ist durch die bereits im Hochofen durchgeführte Entsäuerung der Hochofenschlacke und deren leichtere Sinterbarkeit.

von rd. 250 kg vollwertiger Kohle verlorengeht. Bei der geschilderten Tatsache verträgt die Hochofenschlacke, hauptsächlich wenn sie trocken vorliegt, einen ziemlich weiten Frachtweg von der Hütte zum Zementwerk. Die Nutzbarmachung dieser gewaltigen Energiemenge ist ein Gebot der Stunde.

Der Leiter des Ausschusses Maschinentechnik beim Arbeitsring Zement im NSBDT., W. Anselm, hat die vorstehenden Unterlagen eingesehen und ist auf Grund seiner Berechnungen zu ähnlichen Werten gekommen. Nach diesen liegt der Energieinhalt der Hochofenschlacke zwischen 1,5 und 1,8 Mill. kcal, je nachdem man den spezifischen Mahl widerstand, die Feinheit der Schlacken und den Trocknungsaufwand einsetzt. Untersuchungen über die Möglichkeit der trockenen Granulation und über den Mahl widerstand bei Schlacken sind im Gange; die Ergebnisse werden nach Abschluß der Versuche mitgeteilt.

Unberücksichtigt gelassen wurden in den vorliegenden Berechnungen folgende Tatsachen:

Die für die Trocknung der Hochofenschlacke auf den Hütten verwendete Wärme ist Abwärme, die in Form von Gas zur Verfügung steht, zu deren Erzeugung also keine Kohle verbrannt wird.

Die das Vermahlen des Zementes aufzuwendende Energie steht als Abfallenergie, die aus Hochofen- und Koks-ofengasen erzeugt wird, gleichfalls ohne Verbrennung zusätzlicher Kohle zur Verfügung.

Für das Trocknen der Schlacke und das Brennen des Klinkers können Koksogase oder Gichtgase benutzt werden. Kohleverbrennung ist überflüssig. Durch die Einführung zweckmäßiger Granuliereinrichtungen können an Stelle des jetzt meist herangezogenen Schlackensandes, der 15 bis 25% Wasser oder mehr enthält, trockene Schlacken oder solche mit ganz geringem Wassergehalt erzeugt werden, welche die Verkehrsmittel weniger belasten als der Schlackensand und die keine Trockenkosten erfordern. Auf die Erzeugung derartiger Schlacke ist hinzuwirken. Die erhöhten Anforderungen der Normen²⁾ werden eine noch weitgehende Feinmahlung des Hochofenzementes bedingen, als sie den vorliegenden Berechnungen zugrunde gelegt ist, und damit die Zahlen für Hüttenzement und den Energieinhalt von Hochofenschlacke etwas ungünstiger gestalten. Diese Verschiebung wird aber in engen Grenzen bleiben und das Maßgebliche der vorstehenden Ausführungen nicht berühren.

Die eingangs gestellten Fragen sind wie folgt zu beantworten:

Unter Berücksichtigung der Tatsache, daß Hochofenschlacke vor der Verwendung als Zumahlschlacke getrocknet werden muß und höhere Mahlarbeit erfordert als der Klinker, den sie zu ersetzen hat, sinkt der Energieverbrauch für Normzement mit steigendem Hochofenschlackenzusatz in erhöhtem Maße. Normaler Hochofenzement braucht nur etwa 40 bis 45% derjenigen Energiemenge, die für Portlandzementherstellung erforderlich ist³⁾. Bei einer Herstellungsmenge von 1 Mill. t Hochofenzement statt Portlandzement werden also etwa 200000 t Kohle gespart. Der Energieinhalt von Hochofenschlacke als Zementbestandteil beträgt je t rd. 1,8 Mill. kcal, oder ausgedrückt in Kohle 250 kg. Mit jeder Tonne für die Zementerzeugung geeigneter Hochofenschlacke wandert also der Gegenwert von 250 kg Kohle von 7000 kcal auf die Halde.

Richard Grün.

Leistungssteigerung durch bessere Walzenausnutzung.

In einem Stab- und Formstahlwerk sind die Walzkosten an der Höhe der Umwandlungskosten ausschlaggebend beteiligt. Wie kann man diese Kosten günstig beeinflussen?

1. durch einen guten Walzenwerkstoff,
2. durch pflegliche Behandlung der Walzen,
3. durch eine gute Kalibrierung, die es gestattet, größte Mengen zu walzen, ehe die Walzen nachgedreht werden müssen.

Zu Punkt 3 macht A. E. Lendl¹⁾ unter der Überschrift „Mehr Tonnen walzen“ einige Ausführungen, die sich auf die Kalibrierung von L-Stahl beziehen.

²⁾ Grün, R., und K. Obenauer: Zement 32 (1943) S. 101/08.

³⁾ Vgl. Grün, R.: Hydraulische Bindemittel aus Hochofenschlacke und ihre Verwendung. Schlackentagung München 1941. Mitteilungen aus dem Forschungsinstitut der Hüttenzement-Industrie Nr. 229, S. 28 (Bauverlag Schirmer). — Zement 30 (1941) S. 411/15. Ferner Grün, R.: Über den Brennstoffverbrauch bei Herstellung verschiedener Baumaterialien. Zement 8 (1919) S. 367/70.

¹⁾ Iron Steel 14 (1941) Nr. 5, S. 146/50.

Lendl behauptet, der Mangel einer genauen Breitenformel sei die Ursache für die schlechte Ausführung alter Kalibrierungen und den hierdurch bedingten hohen Walzenverschleiß. Erst die Breitenformel von S. Ekelund²⁾ habe Abhilfe geschafft. Diese Formel lautet:

$$\frac{1}{2} (b_1^2 - b_0^2) = 4 m l_d \Delta h - 2 m (h_0 + h_1) l_d \ln \frac{b_1}{b_0};$$

in dieser Formel ist:

$$m = \frac{1,6 \mu l_d - 1,2 \Delta h}{h_0 + h_1}; \quad l_d = \sqrt{R \Delta h},$$

$\mu = 1,05 - 0,0005 t^0$ für Stahlwalzen und
 $\mu = 0,8 (1,05 - 0,005 t^0)$ für Hartgußwalzen,
 h_0, h_1 Höhe des Walzgutes vor und nach dem Stich,
 Δh = Dickenabnahme $h_0 - h_1$,
 b_0, b_1 Breite des Walzgutes vor und nach dem Stich,
 R arbeitender Walzenhalbmesser,
 l_d = gedrückte Länge.

Man kann diese Formel vereinfachen, indem man

$$\ln \frac{b_1}{b_0} = \frac{b_1}{b_0} - 1 \quad \text{setzt}$$

Die Formel lautet dann:

$$b_1 = -A + \sqrt{A^2 + b_0^2 + 4 m l_d (3 h_0 - h_1)},$$

worin $A = 2 m (h_0 + h_1) \frac{l_d}{b_0}$ ist.

Abgesehen davon, daß die Genauigkeit der Formel durch diese Vereinfachung stark leidet, ist diese vereinfachte Formel derart verwickelt, daß auch sie für den betrieblichen Gebrauch ausscheidet.

A. V. Mogiljansky hat nun einen Rechenschieber entworfen, der es gestattet, die Breite in wenigen Sekunden nach der Ursprungsformel von Ekelund zu berechnen und somit diese Formel für den Betrieb brauchbar zu machen.

Zahlentafel 1 zeigt eine Zusammenstellung der nach den einzelnen Breitenformeln errechneten Breiten mit den bei Walzversuchen gemessenen Breiten. Die Spalten 1 bis 7 zeigen die errechneten Breiten

1. nach der Ursprungsformel von Ekelund²⁾, errechnet mit dem Rechenschieber von Mogiljansky;
2. errechnet nach der vereinfachten Formel von Ekelund²⁾;
3. errechnet nach der Formel von L. Geuze³⁾: ✓

$$\Delta b = c \Delta h;$$

4. errechnet nach der Formel von E. M. Scheld⁴⁾: ✓

$$\Delta b = \frac{\Delta h}{h_0} R \sin^2 \alpha;$$

5. errechnet nach der Formel von W. Tafel und H. Sedlaczek⁵⁾:

$$\Delta b = \frac{\Delta h}{6} \sqrt{\frac{R}{h_0}};$$

6. errechnet nach der Formel von E. Siebel⁶⁾: ✓

$$\Delta b = 0,35 \sqrt{R \Delta h} \frac{\Delta h}{h_0} = 0,35 l_d \frac{\Delta h}{h_0};$$

7. errechnet nach der Formel von W. Trinks:

$$\frac{\Delta b}{b_0} = -\frac{1}{2} (1 + n) \pm \sqrt{\frac{nc}{1-c} + \left(\frac{1-n}{2}\right)^2}, \text{ in der}$$

$$c \frac{\Delta h}{h_0} \cdot n = 0,8 \frac{\alpha}{b_0} \quad \text{und} \quad \alpha = \sqrt{R \Delta h - \left(\frac{\Delta h}{2}\right)^2} \approx l_d \text{ ist.}$$

²⁾ Jernkont. Ann. 111 (1927) S. 39/97. — Die dort auf S. 84 gegebene Breitenformel ist durch einen Satzfehler leider unrichtig wiedergegeben; statt

$$b_1^2 - b_0^2 = 4 m l_d (h_0 - h_1) - 2 m (h_0 + h_1) l_d \ln \frac{b_1}{b_0}$$

muß es richtig heißen:

$$\frac{1}{2} (b_1^2 - b_0^2) = 4 m l_d (h_0 - h_1) - 2 m (h_0 + h_1) l_d \ln \frac{b_1}{b_0}.$$

Bei der von Ekelund aufgestellten vereinfachten Formel (40a) auf der gleichen Seite wurde auch die richtige Fassung als Ausgangsformel verwendet. (Die Schriftleitung.)

³⁾ Laminage du fer et de l'acier. Paris 1921.

⁴⁾ Stahl u. Eisen 30 (1910) S. 415/19.

⁵⁾ Stahl u. Eisen 45 (1925) S. 190/93.

⁶⁾ Stahl u. Eisen 43 (1923) S. 1295/98 (Walzw.-Aussch. 28).

Zahlentafel 1. Vergleichsergebnisse aus Brei- tungsversuchen und Brei- tungsrechnungen zwischen glatten Walzen. (Ausgangs- querschnitte 5,4 bis 82,2 □ und Flach- querschnitte von 25,3 bis 131 mm Breite. — 1 bis 4: Gußwalzen, 5 bis 27: Stahlwalzen.)

Lfd. Nr.	Gemessene Werte					$h_0 - h_1 = \Delta h$	Walz- gut- temperatur t	$\frac{h_0}{h_1} = \lambda$	Berechnete Breite b_1						
	b_0	h_0	b_1	h_1	Walzen- durch- messer $D = 2 R$				1	2	3	4	5	6	7
	mm	mm	mm	mm	mm	mm	° C		mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm
1	5,4	5,1	11,2	2,2	290	2,9	870	2,32	11,2	9,4	6,8	9,1	8,0	9,5	9,8
2	6,0	5,9	14,7	1,9	290	4,0	900	3,10	14,7	11,6	8,0	14,4	9,3	11,7	13,2
3	7,0	6,8	12,3	3,1	290	3,7	900	2,19	12,4	11,7	8,8	11,2	9,8	11,4	12,0
4	7,9	7,7	12,0	4,5	280	3,2	920	1,71	12,16	11,6	9,5	10,1	10,2	11,0	10,3
5	9,0	8,6	18,0	3,4	280	5,2	980	2,53	18,0	15,9	11,6	16,6	12,5	16,7	16,8
6	11,0	10,8	22,5	4,0	280	6,8	1020	2,70	22,3	19,8	14,4	22,7	15,1	17,8	21,0
7	20,0	20,0	22,0	15,8	240	4,2	1000	1,26	22,4	22,8	22,1	21,1	21,7	21,7	22,2
8	24,0	24,0	33,5	12,0	250	12,0	950	2,00	33,8	35,1	30,0	35,6	28,6	30,8	34,3
9	28,3	28,3	32,0	21,9	250	6,4	1000	1,29	31,8	31,8	31,5	30,2	30,5	30,5	31,8
10	31,0	31,0	34,0	22,9	230	8,1	1000	1,35	34,3	35,6	35,0	33,8	33,6	33,8	35,3
11	36,5	36,5	40,0	30,3	370	6,2	1050	1,20	39,7	39,9	39,6	37,8	38,8	38,8	39,6
12	41,7	41,7	52,1	27,1	390	14,8	900	1,54	52,4	53,2	49,1	49,6	47,0	48,4	52,2
13	50,0	50,0	61,0	30,0	370	20,0	950	1,66	61,1	64,2	60,0	62,9	56,4	58,2	64,0
14	57,0	57,0	63,6	41,0	403	16,0	1050	1,39	64,0	65,9	65,0	63,1	62,0	62,6	65,8
15	82,2	82,2	95,7	57,1	570	25,1	1100	1,44	96,1	96,0	90,6	93,0	90,0	91,7	96,5
16	25,3	17,2	25,9	15,6	315	1,55	1050	1,10	26,0	26,0	26,1	25,5	26,0	25,6	26,1
17	29,3	9,35	30,0	8,0	230	1,35	950	1,17	30,2	30,3	28,0	29,5	30,1	29,9	30,6
18	36,2	19,0	39,9	13,1	230	5,9	1000	1,45	40,1	41,0	39,2	38,8	38,6	39,0	41,8
19	39,9	13,1	41,4	10,9	240	2,2	950	1,20	41,1	41,4	41,0	40,3	41,0	40,8	41,7
20	48,6	4,4	50,1	2,9	280	1,5	1050	1,52	50,4	50,5	49,4	49,2	50,0	50,3	53,4
21	60,1	19,8	62,5	15,3	387	4,5	1150	1,30	62,8	63,4	62,4	61,0	62,5	62,4	64,8
22	70,0	39,1	79,0	28,5	601	10,6	750	1,37	79,6	81,1	73,5	74,0	74,9	75,4	79,5
23	79,5	15,5	81,1	12,0	387	3,5	1100	1,29	81,4	81,9	81,3	81,6	81,6	81,6	83,4
24	91,4	58,4	103,5	40,5	580	17,9	840	1,44	103,7	106,2	97,4	99,2	98,0	99,1	105,1
25	103,5	40,5	113,8	27,9	601	12,6	840	1,45	114,0	116,2	107,7	109,4	109,2	110,2	116,4
26	113,5	38,0	123,0	23,0	598	15,0	1060	1,65	123,7	128,9	118,5	123,5	120,5	122,7	135,5
27	131,0	76,0	136,5	60,8	570	15,2	750	1,25	137,3	139,1	136,1	134,7	135,9	135,6	139,9

Bild 1 zeigt die Anwendung der Ekelundschen Formel auf die Kalibrierung eines L-Stahles 50,8 x 50,8 x 4,76 mm (2 x 2 x 3/16"). Für diese Kalibrierung macht Lendl — vom fertigen Stuch aus gezählt — folgende Angaben:

1. Abnahme = 27, 35, 37,5, 40 und 32,5 %
2. Winkelöffnung = 90, 92, 98, 104 und 112°
3. Radien der Schenkel = 30, 32, 35 und 40 mm.
4. Die Abnahme der Winkelspitze im letzten Stuch soll etwas größer sein als die Abnahme der Schenkelstärke, um eine gute Winkelspitze zu bekommen. Die Abnahme der Schenkel ist 27 %. Man nimmt daher für die Winkelspitze 32 %. Daraus errechnet sich für die Abrundung im Winkel des 4. Stiches ein Radius von 11 mm. Die Radien der vorhergehenden Stiche sind 13, 22,2 und 25,4 mm.
5. Die Temperaturen sind zu 950, 1000, 1050, 1100 und 1150° angenommen.
6. Die ersten drei Stiche liegen in Stahlwalzen, die letzten zwei in Hartgußwalzen. Der Durchmesser aller Walzen ist 450 mm. Aus diesen Daten errechnet sich nun nach der Ekelundschen Formel eine Schenkellänge im 4. bis 1. Stuch von 48, 46,1, 43,6 und 39,8 mm; eine Kaliberbreite von 82,2, 81,0, 79,0 und 75,0 mm. Die Kalibrierung soll für den Walzenverschleiß außerordentlich günstige Ergebnisse gezeigt haben.

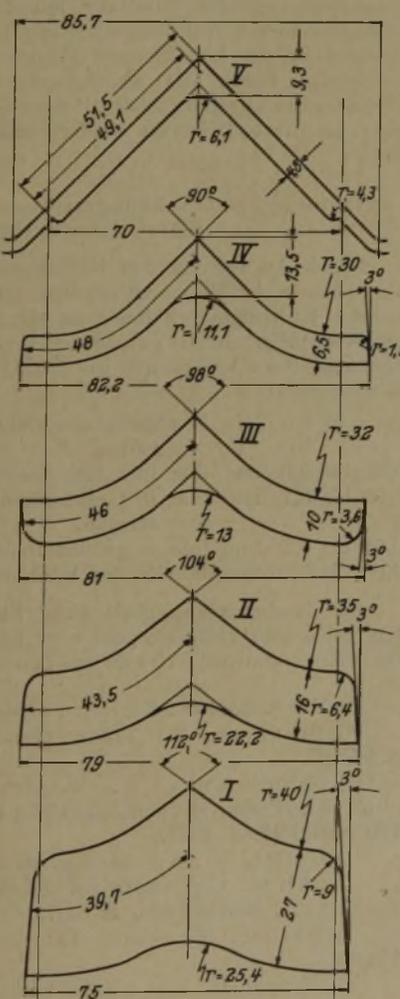


Bild 1. Anwendung der Brei- tungsformel nach S. Ekelund auf die Kalibrierung von gleichschenkeligem L-Stahl 50,8 x 50,8 x 4,76 mm (2'' x 2'' x 3/16'').

nauen Brei- tungsformel allein schuld an den Mängeln alter Kalibrierungen sei, soll nicht unwidersprochen bleiben. Die meisten Kalibrierungen stammen aus der Zeit des Puddelstahls und den Anfängen des Thomas- und Siemens-Martin-Stahls. Die Kalibreure konnten dem Werkstoff nicht sehr viel „freie Brei- tung“ zumuten, sonst erhielten sie kantenrissige Walzstäbe. Sie verhinderten be- wußt die freie Brei- tung sehr stark, um saubere Kanten zu erhalten, nahmen jedoch dafür einen größeren Walzenverschleiß und eine Gratbildung in Kauf. Inzwischen ist aber der Puddelstahl durch den Thomas- und Siemens-Martin-Stahl verdrängt worden. Es ist also an der Zeit, die alten Kalibrierungen zu überprüfen und den neuen Verhältnissen anzupassen. Es lassen sich dadurch in vielen Fällen zweifellos bedeutende Ersparnisse erzielen.

Zum Schluß noch ein Vorschlag: Wenn man sich entschließen könnte, Winkelstahl mit halbkreisförmig abgerundeten Schenkelenden zu verwenden, ließe sich die Walzung dieser Querschnittsform bedeutend vereinfachen und verbilligen. Man könnte dann die Winkel in drei offenen Kalibern, deren Winkelöffnungen 150, 120 und 90° betragen, aus einem Flachstahl walzen, und zwar alle Abmessungen auf den gleichen Kalibern, soweit die Querschnitte dieser Abmessungen den Leistungen der Straßen entsprechen. Der Walzenverschleiß würde bei diesem Walzverfahren auf ein Mindestmaß herabgedrückt werden. Genau auf Mitte ausgerichtete Führungen sind jedoch Vorbedingung für diese Walzart.

Aloys Fischnich.

Erkenntnisse über das Rosten und den Rostschutz von Eisen und Stahl (1939 bis 1942).

In Fortführung früherer Schriftumsübersichten¹⁾ werden nachstehend die wichtigsten Veröffentlichungen von 1939 bis einschließlich 1942 mitgeteilt. Eine bemerkenswerte Zusammenstellung über Korrosionsfragen gibt auch eine amerikanische Veröffentlichung aus dem Jahre 1940²⁾.

Theorie der Korrosion.

W. J. Müller³⁾ faßt in den Veröffentlichungen des Jahres 1940 sein Lebenswerk über Korrosion und Passivität unter Berücksichtigung der wichtigsten Arbeiten zur Theorie des Rostens zusammen. Im Jahre 1942 erschienen dann noch weitere ergänzende Arbeiten⁴⁾. Der wesentliche Unterschied zwischen einer chemischen Reaktion und einer Lokalelement-Reaktion besteht darin, daß z. B. beim Auflösen von Kalziumkarbonat in Säure ein Neutralisationsprozeß der Ladungen CO₃''

1) Eisenstecken, F.: Stahl u. Eisen 59 (1939) S. 537/48 (Werkstoffaussch. 464); 60 (1940) S. 617/22 u. 640/43.
 2) Norwood, S. M.: Trans. electrochem. Soc. 77 (1940) S. 14/28.
 3) Korrosion u. Metallsch. 16 (1940) S. 365/96.
 4) Müller, W. J.: Korrosion u. Metallsch. 18 (1942) S. 113/17 u. 117/22.

Die Ansicht von Lendl, daß das Fehlen einer ge-

und 2 H⁺ zu H₂CO₃ stattfindet, während beim elektrochemischen Vorgang eine Kation in Lösung geht und die entsprechenden Elektronen an einer anderen Stelle ein Kation entladen. So gesehen fällt auch jene Auffassung eines Auflösungs Vorganges unter die „Lokalelement-Theorie“, nach der an sich keine Lokalelemente zugehen sind, sondern kathodische und anodische Teilvorgänge mit statistisch ungeordneter Verteilung in ständigem Wechsel von Ort und Zeitpunkt des Einzelvorganges aufeinanderfolgen⁵). Will man vor falschen Folgerungen aus der Lokalelement-Theorie bewahrt bleiben, so müssen die Fälle auseinandergehalten werden, in denen das Eigenpotential des Metalles infolge sekundärer Vorgänge nicht voll zur Wirkung kommen kann, und solche, bei denen das Ausgangspotential entweder unverändert erhalten bleibt oder wenigstens bei ein Element bildenden Werkstoffen keine Umpolung eintritt. Diese wurde z. B. im Element Zink-Eisen sowohl in warmem Wasser von über 70°⁶) sowie in Kaltwasser oder 1prozentiger Kochsalzlösung⁷) beobachtet. Beim Zusammenbau verschiedener Metalle ist die Kenntnis über die Einzelpotentiale und deren Zeitverlauf unbedingt notwendig, und es ist besonders darauf zu achten, daß nicht größere kathodische Flächen kleinen anodischen Flächen gegenüberstehen, da die Stärke des Angriffs mit der Vergrößerung der Kathode zunimmt. Die geradlinige Abhängigkeit der Stromstärken des Lokalelements und damit der Korrosion von der Größe der Kathodenoberfläche ist dann nicht mehr gegeben, wenn der Elektrolyt eine geringe Leitfähigkeit hat, die Anode merklich polarisiert wird oder die Kathodenoberfläche allzu groß im Vergleich zur Anodenoberfläche wird⁸). Alle diese drei Bedingungen müssen gleichzeitig erfüllt sein, sonst kann die letzte Annahme nach unveröffentlichten Versuchen des Forschungsinstituts der Kohle- und Eisenforschung nicht als allgemein gültig anerkannt werden. Es wurde nämlich festgestellt, daß bei Anwesenheit einer sehr großen Kathoden- und sehr kleinen Anodenfläche in tropfbar flüssigem Wasser mit einem gewissen Salz- und Sauerstoffgehalt schon nach kurzer Versuchszeit an den Anodenstellen lochartige Anfrassungen auftraten. Steht dagegen eine Kathode mit einer kleinen Oberfläche einer großen Anode gegenüber, so ist das praktisch ungefährlich. So beschleunigt z. B. die Verwendung von Bolzen aus Monelmetall in Kondensatoren aus Stahl weder die Korrosion der Eisenkonstruktion noch die der Bolzen⁹), obgleich Stahl und Monelmetall nach der von den genannten Verfassern aufgestellten Spannungsreihe verschiedener Metalle und Legierungen in Seewasser einen Spannungsunterschied von 600 mV aufweisen. Außer den dort aufgeführten Metallen und Legierungen sollen auch schwachlegierte Stähle mit 0,35 bis 0,45 % C, 0,6 bis 0,9 % Mn, 0,45 bis 1,1 % Cr und 0,15 bis 0,25 % Mo bzw. 1 bis 1,5 % Ni ein edleres Potential haben als unlegierte Stähle, die — nach verschiedenen Behandlungsweisen bearbeitet (gewalzt, kaltverarbeitet oder normalgeglüht) — unter sich keinen Potentialunterschied bedingen¹⁰). Nach Messungen im Forschungsinstitut der Kohle- und Eisenforschung zeigen schwachlegierte und unlegierte Stähle zusammengekoppelt zumeist keinen eindeutigen Potentialunterschied. Im übrigen können sich bei Oberflächenverhältnissen, die eine Korrosion begünstigen, solche Unterschiede nur in Gegenwart von Sauerstoff auswirken.

Die Vorgänge an den Kathoden und Anoden lassen sich durch Aufnahme von Potential-Zeit- bzw. Potential-Stromstärke-Kurven erfassen, die z. B. zur Beurteilung von Schutzschichten wie Phosphatschichten gute Dienste leisten¹¹). In der Praxis sind derartige Messungen, um Fehlschlüsse zu vermeiden, stets in den dabei gebräuchlichen Lösungen durchzuführen. Es ist z. B. bekannt, daß Gußeisen in Kochsalzlösung ein edleres Potential zeigt als Silumin, während in Seewasser sich die Verhältnisse umkehren¹²).

Es gibt, je nach der Ursache der Entstehung, zwei Arten von Lokalelementen, die chemischen und physikalischen¹³). Chemische Lokalelemente liegen vor, wenn auf der Oberfläche verschiedene Metalle nebeneinander auftreten oder leitende nichtmetallische Einschlüsse oder Oxydfilme vorhanden sind. Bei der Korrosion in Säuren bilden vornehmlich die Einschlüsse, in neutralen Lösungen die Oxydfilme Lokalkathoden. Physikalische Lokalelemente können durch mechanische Bearbeitung, bei Ablösen der äußeren Metallschicht (unter Freilegung verschieden orientierter Kristalle) und durch Niederschlagen einer neuen Metallschicht (verschiedene Lagerung der abgeschiedenen Kristalle) entstehen, also bei einem einheitlichen Metall, wenn der Angriff des Lösungsmittels an den einzelnen Stellen der Oberfläche nicht statistisch gleichmäßig erfolgt¹⁴). Ein Versuch, durch thermochemische Studien — mit Hilfe des adiabatischen Mikrokalorimeters — die Korrosion von Eisen und Stahl zu untersuchen, führte zu dem Ergebnis, daß ein Stahl mit 0,11 % C, 0,07 % Si und 0,5 % Mn weniger angegriffen werden soll als ein solcher mit 0,60 % C, 0,28 % Si und 1,04 % Mn, bei für beide gleichen Gehalten an Phosphor, Schwefel und Kupfer¹⁵). Dieser Befund widerspricht durchaus den Ergebnissen von Langzeit-Laboratoriumsversuchen und den Erfahrungen der Praxis; es erscheint daher abwegig, mit Hilfe von kalorimetrischen Bestimmungen Korrosionsforschung treiben zu wollen.

Die Korrosion an Spalten, die sich in vielen Fällen durch die Annahme einer unterschiedlichen Belüftung (Evans) erklären läßt und die neuerdings durch Versuche an Aluminiumfolien bestätigt wurde¹⁶), verläuft nicht immer so, daß der Spalt die Lösungsanode ist. In manchen Fällen kann diese Stelle auch edel sein, so daß die früher zur Erklärung der Spaltkorrosion gegebene Deutung¹⁷) sowie die Annahme eines Evans-Elementes nicht ausreichen. Es muß daher angenommen werden, daß auch durch Konzentrationsunterschiede, Diffusionsvorgänge oder Komplexbildung Potentialunterschiede zwischen Spalt und Oberfläche entstehen, wobei dann auch der Spalt das edlere Potential haben kann¹⁸).

Die Bildung von Wasserstoffsperoxyd im Verlauf von Korrosionsvorgängen, die vor längerer Zeit zur Aufstellung einer besonderen Korrosionstheorie geführt hat, sich aber ohne weiteres in die Lokalelement-Theorie einordnen läßt, konnte neuerdings durch die photographische Wirksamkeit des Wasserstoffsperoxyds (Russell-Effekt) bei vielen Korrosionsreaktionen wieder eindeutig nachgewiesen werden¹⁹).

Allgemeine Betrachtungen über das Rosten und die Korrosionsforschung.

Durch Auswertung von Naturrostversuchen und nach dem Verhalten in der Praxis zu urteilen, muß der Stahl im Hinblick auf sein Korrosionsverhalten noch als „gut verwendbar“ bezeichnet werden²⁰). In Gegenden mit reiner Luft ist die Abrostung besonders gering, sie beträgt für Nord-, West- und Mitteleuropa:

bis 0,01 mm/Jahr in abgelegenen Gebieten mit längeren Frostzeiten,
0,01 bis 0,05 mm/Jahr in mäßig besiedelten Gebieten,
0,05 bis 0,1 mm/Jahr in Großstädten und mittleren Industriestädten,
0,08 bis 0,15 mm/Jahr in großen Industriestädten,
0,06 bis 0,17 mm/Jahr in der Nähe der Meeresküste²¹).

Die Rostgeschwindigkeit eines Stahles ist zu Beginn der Korrosion sehr groß, sie geht aber nach der ersten Minute auf ein Drittel und nach 10 min auf den zehnten Teil des Anfangs-

⁵) Wagner, C., und W. Traud: Z. Elektrochem. 44 (1938) S. 391/402.

⁶) Schikorr, G.: Gas- und Wasserfach 74 (1939) S. 834/37; Metallwirtsch. 18 (1939) S. 1036/38.

⁷) Roters, H., und F. Eisenstecken: Arch. Eisenhüttenw. 15 (1941/42) S. 59/62.

⁸) Wesley, W. A.: Amer. Soc. Test. Mater., Vorabzug 14, Juni 1940, S. 22/34.

⁹) La Que, F. L., und G. L. Cox: Ebenda, S. 4/21.

¹⁰) Copson, H. R.: Oil Weekly 98 (1940) Nr. 6, S. 24/34; s. a. Kufferath, A.: Oel u. Kohle 17 (1941) S. 33/37.

¹¹) Müller, F., und L. Hafner: Korrosion u. Metallsch. 17 (1941) S. 229/36.

¹²) Schikorr, G., und K. Alex: Metallwirtsch. 19 (1940) S. 777/79.

¹³) Erbacher, O.: Korrosion u. Metallsch. 17 (1941) S. 5/13.

¹⁴) Brennert, S.: Trans. electrochem. Soc. 76 (1939) S. 93/100.

¹⁵) Solodkowska, W., M. Ochocka und M. Wojciechowska: Przemysl Chem. 22 (1938) S. 493/97; vgl. Chem. Zbl. 110 (1939) II, S. 4583.

¹⁶) Geller, W.: Korrosion u. Metallsch. 15 (1939) S. 30/32.

¹⁷) Carius, C.: Korrosion, Bd. V. Ber. Korrosionstagung Berlin 1935. Berlin 1936. S. 61/72.

¹⁸) Werner, M.: Chem. Fabrik 13 (1940) S. 120/24 u. 135/38.

¹⁹) Churchill, J. R.: Metallwirtsch. 20 (1941) S. 958/60.

²⁰) Daeves, K.: Stahl u. Eisen 60 (1940) S. 1181/86 (Werkstoffaussch. 518).

²¹) Schikorr, G.: Korrosion u. Metallsch. 17 (1941) S. 305/13.

wertes zurück²²). Diese Ergebnisse der Laboratoriumskurzversuche sind theoretisch interessant und können unter Umständen eine wertvolle Ergänzung der Langzeit- und Großzahlversuche bilden²³). Eine schiefe Beurteilung über den Wert der einen oder anderen Forschungsart, die durch Zufälligkeiten unter Umständen zu widersprechenden Ergebnissen führen können, wird vermieden, wenn man sich der gegebenen Grenzen bewußt bleibt. So wurde gefunden, daß die Jahreszeit, in der ein Freiluftversuch angesetzt wird, wenigstens im ersten Jahr einen großen Einfluß auf den Rostverlauf ausüben kann. Es rosteten z. B. im Herbst und Winter der Atmosphäre ausgesetzte Proben rd. 20% stärker als im Frühjahr und Sommer ein-gesetzte²⁴), während andererseits festgestellt wurde, daß zu verschiedenen Zeiten und über verschiedene Versuchsdauer hinweg angesetzte Versuche für gleiche Stahlsorten gleiche Rostgeschwindigkeit ergaben (die Streuung betrug rd. 2%²⁵). Die Wahl der Aufhängerichtung von Proben scheint noch nicht geklärt zu sein²⁴)²⁵). Im Langzeitversuch wurde ein Einfluß des Bearbeitungszustandes der Probenoberfläche bisher von keiner Seite festgestellt²⁴)²⁵)²⁶). Wohl aber scheint die Probenform sowie die Höhe der Proben über dem Erdboden den Rostverlauf zu beeinflussen²⁵). Über die Einflußgröße und die Auswertung des Naturrostversuchs bei unlegierten und schwach-legierten²⁷) sowie über das Verhalten von kupferfreien und kupferhaltigen Stählen mit wechselndem Phosphorgehalt²⁸) liegen eingehende Arbeiten vor. Der nichtssagende Ratschlag, durch Anwendung geeigneter Austauschwerkstoffe das Rosten des Stahles zu vermeiden²⁹), ist im Hinblick auf den technisch unumgänglich notwendigen Einsatz von Stahlerzeugnissen fehl am Platze.

Einfluß der Oberflächenbeschaffenheit und chemischen Zusammensetzung des Werkstoffs.

Verunreinigungen auf der Stahloberfläche durch Staubteilchen scheinen zu Beginn der Korrosion eine große Rolle zu spielen. Der Vorschlag, die Mikrostaubteilchen auf mechanischem Wege zu entfernen³⁰) — Sterilisation des Eisens —, läßt sich praktisch nicht verwirklichen. Die Feststellung, daß verschieden ausgebildete Kristallflächen eine unterschiedliche Säurelöslichkeit und Anlaufgeschwindigkeit aufweisen (letzteres für Kupfer nachgewiesen), sowie die Beobachtung, daß der Rostanflug auf Proben von Reineisen unmittelbar an den Korngrenzen erfolgt³¹), können wohl den Beginn und den anfänglichen Verlauf der Korrosion bedingen, späterhin werden diese ersten Einflüsse durch sekundär viel wirksamere überdeckt. Bei halbjährigen Lagerversuchen an Stahlblechen mit verschiedener Vorbehandlung (gebürstet, gesandstrahlt, gebeizt) und verschiedenen Schutzüberzügen (phosphatiert, geölt) wurde festgestellt, daß die Oberfläche der gebürsteten Bleche im Gegensatz zu den anderen Vorbehandlungen eine starke Verrostung der Werkstoffoberfläche zeigte. Die Anwesenheit einer Ölschicht verhindert das Rosten³²).

Im Schrifttum liegen eine Reihe neuerer Mitteilungen über das Verhalten gekupfelter Stähle bei besonderen von den üblichen atmosphärischen Bedingungen abweichenden Beanspruchungen vor. U. a. wurden Stahlbleche mit rd. 0,4% Cu — als Stirnwände von Eisenbahnwagen verwendet — nach drei Jahren 38% weniger angegriffen als Bleche aus ungekupfertem Stahl³³). Ein Stahl mit 0,4% Cu, 0,3% Ni und 0,1% P hat sich als Werkstoff für Bedachungen 1,5- bis 2mal bestän-

diger erwiesen als ein kupfer- und phosphorarmer Stahl³⁴). Diese Feststellung bestätigt das schon bekannte günstige Zusammenwirken der beiden Elemente Kupfer und Phosphor. Gekupfelter Stahl hat sich dagegen nach Versuchen in der Schweiz als Schienenwerkstoff in Tunnels nicht bewährt³⁵). Die gleiche Beobachtung wurde auch schon in England gemacht³⁶). Von diesem Einzelfall abgesehen, haben Korrosionsversuche, die sich über 15 Jahre in Seeluft, Seewasser usw. erstreckten, erneut den günstigen Einfluß eines Kupferzusatzes zu Stahl bewiesen³⁷). Wenn eine Wasserleitung aus weichem kupferhaltigen Stahl sich nicht besser bewährt hat als eine aus kupferfreiem Stahl³⁸), so ist das nicht verwunderlich und bestätigt nur bekannte Erfahrungen³⁹).

Die Beständigkeit hochkupferhaltiger Stähle soll sich durch eine Ausscheidungshärtung unter Anlassen auf 300 bis 600° noch steigern lassen⁴⁰). Es soll z. B. ein Stahl mit 2,19% Cu, der allerdings gleichzeitig 5,2% Ni enthält, die Beständigkeit eines 13prozentigen Chromstahles erreichen, was zunächst noch sehr bezweifelt wird. Der günstige Einfluß eines Phosphorgehaltes bis 0,2% auf die Korrosion⁴¹) — ein höherer Gehalt soll wieder ungünstig sein — kann durch einen gleichzeitigen Chromgehalt (unter 5%) noch bedeutend erhöht werden⁴²).

Die rosthemmende Wirkung eines Nickelzusatzes soll mit wachsendem Nickelgehalt zunehmen im Gegensatz zu Kupfer, das bei über etwa 0,5% hinausgehenden Gehalten bekanntlich die Rostgeschwindigkeit nicht weiter vermindert. Ein Kupferzusatz zu nickelhaltigem Stahl soll den Angriff verzögern, wenn der Kupfergehalt etwas kleiner gehalten wird als der Nickelgehalt⁴¹). Die günstige Wirkung rosthemmender Zusätze nimmt mit der Zeit noch zu. Diese Feststellung ist nicht neu, sie beruht auf der Ausbildung feinkörniger festhaftender Rostschichten, die bei gewöhnlichem Stahl wegen ihrer gröberen Textur leicht abblättern.

Verschiedene kurzfristige Versuche — bis zu 90 Tagen — ergaben widersprechende Ergebnisse über den Einfluß des Kohlenstoffs auf das Rosten⁴³); Langzeitversuche bestätigten dagegen erneut die ohnehin als sicher geltende Tatsache, daß ein merkbarer Einfluß nicht vorhanden ist. Das gilt im übrigen auch für einen verschiedenen Silizium- und Mangan-gehalt in den sonst üblichen Grenzen⁴¹). In 0,45-n-Schwefelsäure, nicht aber in 0,75-n-Salpetersäure stieg die Säurelöslichkeit mit wachsendem Kohlenstoffgehalt an, sie war weiterhin noch abhängig von der Art und Zeit der Herstellung der Schmelzen, der Wärmebehandlung und der Kaltverformung⁴⁴).

Nach Versuchen mit Gußeisenproben, die seit dem Jahre 1913 der Einwirkung des Wassers vom Schwarzen Meer ausgesetzt gewesen sind, soll ein Gußeisen mit perlitischem Gefüge sich als sehr widerstandsfähig gegen Rosten erwiesen haben, wobei der Graphit in feiner kurzadrigter Form vorlag und der Gehalt an gebundenem Kohlenstoff mindestens 0,75%, der Siliziumgehalt höchstens 2% betrug⁴⁵). Die Rostgeschwindigkeit und der Korrosionsangriff in Eisenchloridlösung von gefritteten (lose und gestampft) Eisenpulvern ist praktisch unabhängig von der ausgewählten Eisensorte, wie auch von der Vorbehandlung der Proben in Wasserstoff unter verschiedenen Erhitzungstemperaturen. Die in Stickstoffatmosphäre vorerhitzten Proben hatten infolge Bildung einer dünnen Ober-

³⁴) Baranowa, N.: Nowosti Techniki 9 (1940) Nr. 6, S. 18; vgl. Chem. Zbl. 112 (1941) I, S. 270.

³⁵) Friedli, J.: IV. Int. Schienentagung Düsseldorf. 19. bis 22. Sept. 1938. Düsseldorf 1939. S. 163/70.

³⁶) Fifth Report of the Corrosion Committee. London 1938 (Spec. Rep. Iron Steel Inst. Nr. 21). S. 69/70.

³⁷) Friend, J. N.: Nature, Lond., 145 (1940) S. 81/83; s. a. Iron Coal Tr. Rev. 141 (1940) S. 358/59.

³⁸) Grubitsch, H., und J. Steiner: Gas- und Wasserfach 83 (1941) S. 610/13.

³⁹) Daeves, K.: Gas- und Wasserfach 83 (1941) S. 718.

⁴⁰) DRP. (Zweigstelle Österreich) Nr. 158776 vom 13. 7. 1936.

⁴¹) Pilling, N. B., und W. A. Wesley: Amer. Soc. Test. Mater., Vorabzug 28, 1940, S. 1/15.

⁴²) Lorig, C. H., und O. E. Krause: Iron Age 144 (1939) Nr. 16, S. 33/37 u. 88; Nr. 17, S. 28/31; vgl. Stahl u. Eisen 60 (1940) S. 478/79.

⁴³) Patterson, W. St.: J. Soc. chem. Ind., Japan, 57 (1938) S. 442/44; nach Chem. Abstr. 33 (1939) Sp. 2466.

⁴⁴) Eilender, W., W. Geller und W. Ausel: Korrosion u. Metallsch. 17 (1941) S. 314/19.

⁴⁵) Jelin, L. W., und G. W. Lichnitzki: Ssudostrojnenije 10 (1940) S. 159/62; vgl. Chem. Zbl. 111 (1940) II, S. 3261.

²²) Damaschke, K., und F. Tödt: Korrosion u. Metallsch. 16 (1940) S. 109/16.

²³) Müller, W. J.: Stahl u. Eisen 61 (1941) S. 535/36.

²⁴) Schikorr, G.: Korrosion u. Metallsch. 16 (1940) S. 422/25.

²⁵) Mewes, K.-F., und K. Daeves: Stahl u. Eisen 61 (1941) S. 826/34 (Werkstoffaussch. 554).

²⁶) Tynjanow, S., und J. Mjachlow: Korr. u. Korr.-Bekämpfung. (russ.) 4 (1938) S. 288/95; vgl. Korrosion u. Metallsch. 16 (1940) S. 57.

²⁷) Mewes, K.-F.: Dr.-Ing.-Diss. Techn. Hochschule Braunschweig 1942.

²⁸) Laurell, K.: IVA 1942, S. 131/45.

²⁹) Techn. Bl., Düsseld., 32 (1942) S. 109.

³⁰) Ronceray, P.: Rev. gén. Sci. pures appl. 50 (1939) S. 378/83.

³¹) Derge, G.: Trans. electrochem. Soc. 75 (1939) S. 449/62; vgl. Angew. Chem. 52 (1939) S. 559/60.

³²) Séguenot, L.: Métaux 16 (1941) S. 61/65.

³³) Reeve, L.: Metallurgia, Manchr., 23 (1940) S. 23/24; vgl. Iron Steel 14 (1941) S. 160/61.

flächenschicht aus Eisen-Stickstoff-Verbindungen nur eine geringe Neigung zur Rostbildung⁴⁶).

Der Korrosionswiderstand alten Eisens ist nach einer Anschauung auf die Ausbildung einer besonders gut schützenden Rostschicht in der früher reinen Atmosphäre zurückzuführen⁴⁷), während nach einer anderen Auffassung das bessere Verhalten alter Eisensorten durch die Herstellungsart, bei der durch kaltes reduzierendes Blasen eine Aufnahme von Sauerstoff und Stickstoff vermieden wurde, bedingt sein soll⁴⁸). Diese Annahme erscheint zunächst sehr zweifelhaft.

Nach H. Nowotny kann die Erscheinung des Kavitationsvorganges bei Stählen und Werkstoffen mit dem Auftreten hoher Drücke oder einer Korrosionsermüdung allein nicht erklärt werden⁴⁹).

Verformung und Schweißung.

Die Behauptung, daß ein Stahl mit 0,39% C, 0,23% Si, 0,64% Mn, 0,016% P, 0,002% S und 0,12% Cu, der bei 1000° normalgeglüht wurde, weniger korrodieren soll als der bei 800° behandelte, erscheint wenig glaubhaft. Ebenso wenig kann man annehmen, daß getemperter Stahl rostbeständiger sein soll als gehärteter und danach angelassener, wobei die Rostanfälligkeit sogar direkt proportional der Anlaßtemperatur sein soll⁵⁰). Da die Bestimmung der Rostgeschwindigkeit hierbei nach dem Absorptionsverfahren von Kröhnke ermittelt wurde, sind die Feststellungen mit Bezug auf Langzeitversuche und Ergebnisse in der Praxis abzulehnen.

Die Korrosionsdauerfestigkeit in Wasser läßt sich durch geeignete Oberflächenbehandlung verbessern, sie bleibt aber auch bei Auswahl günstiger Schutzschichten durchweg hinter der des Stahles in Luft zurück. In Versuchen mit verschiedenen Stählen, die verzinkt, verkadm, nitriert, siliziert, im Zyanidbad behandelt und mit Bakelit überzogen waren, hatten nur die silizierten Proben in Wasser die gleiche Korrosionsdauerfestigkeit wie in Luft; sie betrug für den angewendeten Stahl etwa 16 kg/mm². Die nitrierte Probe erreichte 81% der Wechselfestigkeit in Luft, die galvanisch verzinkte Probe 42%, die verkadmete Probe 25,4%. Bei diesen Versuchen waren die nitrierten, silizierten und im Zyanidbad behandelten Proben durch das Wasser nicht angegriffen worden, während bei den galvanisch verzinkten und verkadmten Proben die Werkstoffoberfläche mehr oder weniger stark korrodiert war⁵¹).

Kupferüberzüge setzen die Dauerfestigkeit in Wasser infolge galvanischer Wirkung an undichten Stellen des Überzugs herab. Durch vorherige Verzinkung wird die Lokalelementbildung ausgeschaltet und die Dauerfestigkeit erhöht⁵²).

Die Festigkeitseigenschaften von Stahl, Temperguß und Gußeisen erlitten durch die Korrosion in Leitungswasser und Seewasser nach einjähriger Versuchszeit keine Einbuße. Zug-, Biege-, Schlag- und Druckfestigkeit, Dehnung und Einschnürung nahmen zwar anfangs ab, sollen dann aber über den Anfangswert hinausgestiegen sein⁵³)⁵⁴).

Durch Schweißung im Grundwerkstoff hervorgerufene Gefügeänderungen erhöhen zwar die Säurelöslichkeit, die Gefügeänderungen haben aber für die Korrosion unter normalen Bedingungen keine Bedeutung. Da aber der sich beim Schweißen bildende Zunder viel stärker zur Ribbildung neigen soll als der Walzunder, wird die Gefahr einer Elementbildung zwischen Zunder und Werkstoff angenommen, so daß es zweckmäßig erscheint, den Glühzunder der Schweißung zu entfernen⁵⁵). Die Schweißung begünstigt jedenfalls die Korrosion nicht, sie ist in dieser Hinsicht der Nietverbindung sogar vorzuziehen, da

bei dieser Spaltkorrosion auftreten kann⁵⁶). Geschweißte Bleche sollen unter sich einen geringeren Potentialunterschied zeigen als genietete und deshalb weniger rosten⁵⁷); das ist aber nach Ansicht der Berichterstatter unrichtig — es könnte höchstens auf der Werkstoffoberfläche verschieden zusammengesetzter Zunder vorliegen, der eine solche Auswirkung hervorbringt. Auch nach Kurzversuchen über 20 Tage in Leitungswasser besteht zwischen Werkstoff und Schweißung kein Potentialunterschied⁵⁸).

In einem Überblick über die Erfahrungen bis zum Jahre 1937 wird der Einfluß von Einschlüssen, wie Gasblasen, Oxyde, Stickstoff, sowie die Art der Schweißelektroden (blank, umhüllt) und die Wirkung der Polung und Stromstärke auf die Korrosion bei der elektrischen Schweißung besprochen⁵⁹). Nach praktischen Erfahrungen im Schiffbau, an Ölleitungen usw. korrodiert die Schweißung nicht stärker als der Grundwerkstoff. Auch Versuche mit Gasschmelzschweißungen, Kohlelichtbogen-, Preß- und Widerstandsschweißungen ergaben in den meisten Fällen eine dem Grundwerkstoff gleiche Beständigkeit der Schweißung, wobei allerdings manche Versuchsergebnisse, die aus Säurelöslichkeitsversuchen erhalten wurden, nicht auf den Rostvorgang an sich übertragen werden dürfen.

Die Laugensprödigkeit wird nach neueren Untersuchungen nicht nur durch Lösungen von Ammoniumnitrat⁶⁰), sondern auch durch reine Natrium- oder Kalziumnitratlösungen⁶¹) sowie durch andere Nitrate, mit Ausnahme von Aluminium-, Eisen- und Chromnitratlösungen hervorgerufen⁶²). Die Laugensprödigkeit tritt unter folgenden Bedingungen auf⁶³)⁶⁴):

1. bei einem kritischen Gefügestand des Stahles,
2. bei einer kritischen Zusammensetzung des Angriffsmittels,
3. bei einer mechanischen Beanspruchung.

Der kritische Gefügestand hängt sowohl von der Zusammensetzung des Stahles (Einfluß des Aluminium-, Kohlenstoff- und Stickstoffgehaltes) als auch von der Wärmebehandlung ab⁶⁵). Von anderer Seite wurde festgestellt, daß die Alterung, Ehnkorngröße und der Stickstoffgehalt nicht in Beziehung zur Laugensprödigkeit stehen soll⁶⁶). Stähle mit verschiedenem Kohlenstoffgehalt werden sich gegenüber Angriffen, die Laugensprödigkeit auslösen, unterschiedlich verhalten; denn Proben aus Elektrolyteisen und weichem Stahl reißen nach Versuchen in weniger als acht Tagen bei einer Belastung in Höhe von einem Viertel bis einem Drittel der Zugfestigkeit auf, während perlitischer Stahl bei gleicher chemischer Beanspruchung zwei Drittel der Zugfestigkeit aushält⁶¹). Das Angriffsmittel muß, um die Laugensprödigkeit hervorrufen zu können, teilweise passivierend wirken, was Nitratlösungen anscheinend tun⁶³). Die Wirkung einer Kaltverformung auf die Laugensprödigkeit ist noch nicht klar. Wohl waren auf Hochglanz polierte Proben nach einer Kaltverformung weniger anfällig für Laugensprödigkeit als nur gehobelte, dagegen verhielten sich umgekehrt polierte und dann gehobelte Proben schlechter als nur gehobelte⁶²). Beim Kochen in Säuren, in Lösungen von Chloriden, Phosphaten, Sulfaten, Oxalaten, Tartraten, Azetaten sowie in reiner Lauge und Karbonatlösungen wurden nach 600 h bei den verwendeten Stahlproben keine Ribbildungen beobachtet⁶²). In Schiffskesseln soll bei hohem Natriumchloridgehalt des Kesselwassers die Laugensprödigkeit nur wenig Schaden anrichten, in Kesseln mit Seewasseraufbereitung wurde eine Korrosion durch Laugensprödigkeit nicht beobachtet. Hier wird angenommen, daß durch Anwesenheit von Natriumsulfat bzw. Kalziumsulfat in den Rissen und Vertiefungen der Rohre eine Schutzschicht

⁴⁶) Hüttig, G. F., und K. Arnestad: Z. anorg. Chem. 250 (1942) S. 1/9.

⁴⁷) Daeves, K.: Naturwiss. 23 (1935) S. 653/56.

⁴⁸) Hodson, F.: Min. J. 210 (1940) S. 425; nach Chem. Zbl. 113 (1942) I, S. 803. Min. u. Metall. 21 (1940) S. 293/94.

⁴⁹) Nowotny, H.: Werkstoffzerstörung durch Kavitation. Berlin 1942.

⁵⁰) Solodowska, W., und J. Janicka: Przemysl Chem. 22 (1938) S. 490/92; vgl. Chem. Zbl. 111 (1940) I, S. 131.

⁵¹) Dolan, Th. J., und H. H. Benninger: Heat Treat. Forg. 26 (1940) S. 326/30.

⁵²) Kenyon, J. N.: Amer. Soc. Test. Mater., Vorabzug 31. Juni 1940. 10 S.

⁵³) Patterson, W.: Chem. Fabrik 12 (1939) S. 224.

⁵⁴) Patterson, W., und E. Piwowarsky: Arch. Eisenhüttenw. 14 (1940/41) S. 561/70.

⁵⁵) Hunsicker, L.: Autogene Metallbearb. 34 (1941) S. 273/80.

⁵⁶) Portevin, A., und A. Leroy: Métaux 14 (1939) S. 50/56.

⁵⁷) Slutzkaja, T. M.: Chimitscheskoje Maschinostrojenije 6 (1937) Nr. 1, S. 23; nach Korrosion u. Metallsch. 15 (1939) S. 312.

⁵⁸) Grubitsch, H., und J. Steiner: Gas- und Wasserfach 83 (1941) S. 613.

⁵⁹) Holzhauer, Cl.: Z. VDI 83 (1939) S. 83/89.

⁶⁰) Eisenstecken, F., und H. Roters: Stahl u. Eisen 60 (1940) S. 619, Fußnoten 29 u. 30.

⁶¹) Smialowski, M.: Métaux 14 (1939) S. 56/60.

⁶²) Berndt, G.: Arch. Eisenhüttenw. 14 (1940/41) S. 59/66 (Werkstoffaussch. 506).

⁶³) Houdremont, E., H. Bennek und H. Wentrup: Techn. Mitt. Krupp, A: Forsch.-Ber., 3 (1940) S. 111/31; s. a. Stahl u. Eisen 60 (1940) S. 757/63 u. 791/801 (Werkstoffaussch. 508).

⁶⁴) Desch, C. H.: Trans. NE Coast Instn. Engrs. Shiph. 55 (1939) S. 111/20 u. D 28/40.

⁶⁵) Athavale, T. W., und W. Eilender: Korrosion u. Metallsch. 16 (1940) S. 127/32.

gebildet wird, die eine durchgehende interkristalline Korrosion verhindert⁶⁴). Von anderer Seite wird behauptet, daß die Laugensprödigkeit mit der Entstehung einer Schutzschicht verknüpft ist, die aber infolge einer Umsetzung mit der Korngrenzsubstanz nicht überall gleichmäßig ausgebildet ist. Die Korngrenzen reißen dann infolge osmotischer Druckunterschiede auf⁶²), wobei ein bevorzugtes Lösungsvermögen der Flüssigkeit für die Korngrenzsubstanz an sich abgelehnt wird. Diese Deutung hat eine gewisse Berechtigung, denn für die Filmbildung und das Aufreißen des Films sprechen die Potentialveredelung der Werkstoffe sowie die starken Potentialschwankungen in den Lösungen, die Laugensprödigkeit verursachen. Demnach vermindern alle Maßnahmen, die den Schutzfilm beständig machen, die Laugensprödigkeit oder heben sie sogar auf. Zu diesen Maßnahmen scheint z. B. das Anlegen von Spannungen zu gehören. Die Korngrenzsubstanz spielt bei der Laugensprödigkeit eine wesentliche Rolle, wie das durch Versuche in Ammoniumnitratlösungen gezeigt werden kann. Die zu diesen Versuchen verwendeten Einkristalle zeigten keine selektive Korrosion, während bei den anderen Werkstoffen Korrosionsbrüche auch in Abwesenheit von mechanischen Spannungen auftraten⁶⁶). Von den verschiedenen Möglichkeiten zur Bestimmung der Laugensprödigkeit, wie Bügelprobe, Jonesprobe, Hebelprobe, Schlitzprobe usw., hat wohl jede ihre Vor- und Nachteile⁶⁷). H. Buchholtz und R. Pusch⁶⁸) veröffentlichten einen wissenschaftlichen Beitrag zur transkristallinen Spannungsrißkorrosion an Stahl.

Korrosion hochlegierter Stähle.

Seit der letzten Berichterstattung sind weitere Erfahrungen gesammelt worden, nach denen in vielen Fällen die Chrom-Mangan-Stähle den Chrom-Nickel-Stählen gleichwertig, wenn nicht vorzuziehen sind⁶⁹). Chrom-Mangan-Stähle mit 15 % Cr und 12 bzw. 8 % Mn haben sich für Milchkanne und andere milchwirtschaftliche Geräte gut bewährt⁷⁰). Weiterhin sind nickelarme Chromstähle für die Kali-, Zucker-, Zellstoff- und Nahrungsmittelindustrie sowie auch für Apparate zur Herstellung von Salpetersäure entwickelt worden⁷¹). Die Beständigkeit von nichtrostendem Stahl gegen Lochfraß wird durch Zusatz von Silber, Molybdän und Aluminium erhöht. Ein Zusatz von 0,3 % Ag soll den Angriff in Seewasser herabsetzen, wobei die Beständigkeit durch Bildung einer Silberchlorid-Schutzschicht herbeigeführt werden soll⁷²)⁷³), während der Einfluß eines Silberzusatzes von anderer Seite wieder bestritten wird⁷⁴). Ein Zusatz von 1 bis 2 % Mo soll nichtrostenden Stahl gegen Kontaktkorrosion beständig machen⁷⁵). Für einen Stahl mit 18 % Cr, 8 % Ni, 1,5 % Mo und 1 % Nb trifft das aber nur für eine Versuchszeit von 100 h zu, nach 1000 h tritt dagegen sehr starker Lochfraß auf⁷⁶). Vielleicht beruht das Versagen darauf, daß Chrom-, Nickel- und Molybdängehalt nicht aufeinander abgestimmt waren, denn Stahl mit 18 bis 19 % Cr, 12 bis 14 % Ni und 1,5 bis 2,25 % Mo zeigte gegen oxydierende Angriffsmittel sowie auch gegen Schwefelsäure und Essigsäure keinerlei Oberflächenzerstörung⁷⁷). Ein Zusatz von 0,1 bis 2 % Al zu Stahl mit 20 % Cr, 10 % Ni und 0,1 bis 1 % Ti verhindert den durch Eisenchloridlösungen verursachten Lochfraß. Dieser Stahl ist aber gegen Seeluft und Seewasserspritzer nicht beständig. Aluminiumhaltiger rostfreier Stahl wird von konzentrierter Salpetersäure sogar leichter angegriffen⁷⁸), während ein gewöhnlicher Stahl mit 18 % Cr und

8 % Ni gegen rauchende Salpetersäure um so beständiger ist, je weniger Silizium er enthält⁷⁹). Der Lochfraß an Chrom-Nickel-Stählen wird durch Temperatureinflüsse begünstigt. So sollen z. B. Heißwasserbehälter aus Chrom-Nickel-Stahl leicht durch Lochfraß zerstört werden⁸⁰). Der nichtrostende Stahl wird gegen Seewasser vollkommen beständig, wenn er im Vakuum normalgeglüht und anschließend poliert wird. Die erzeugte Oberfläche soll dabei eine feinkörnige Struktur aufweisen⁸¹). Bei den Chrom-Nickel-Stählen kann ein Teil des Nickels durch Stickstoff ausgetauscht werden. Die Wirkung des Stickstoffs auf die Beständigkeit gegen Lochfraß ist noch umstritten⁸² bis ⁸⁵). Es erscheint weiterhin noch unklar, ob durch das Nitrieren die Stähle von konzentrierten oxydierenden Säuren stärker angegriffen werden. Die Anfälligkeit für interkristalline Korrosion soll jedenfalls durch die Stickstoffaufnahme behoben werden. Während schon seit langem bekannt ist, daß der Zusatz von Niob bzw. Titan die interkristalline Korrosion verhindert, soll nach neueren Untersuchungen das Titan, besonders in Schweißnähten, als Zusatz versagen können, da es leichter abbrennt⁷⁶). Ein Zusatz von Selen zu nichtrostendem Stahl, der bekanntlich die Verarbeitbarkeit des Werkstoffes begünstigt, soll die Korrosionsbeständigkeit nicht beeinträchtigen⁸⁶). Für Grenzfälle, in denen die Oberfläche nichtrostender Stähle bald aktiviert, bald passiviert wird, läßt sich eine Passivierung besser mit kochender verdünnter als mit konzentrierter Salpetersäure erreichen, wenn die Oberfläche vorher kurz mit konzentrierter Salpetersäure oder mit einem Gemisch von Salpeter- und Flußsäure gereinigt worden ist. Zuweilen wirkt auch ein Zusatz von Dichromat zu verdünnter Salpetersäure günstig⁸⁷). Die Korrosion von nichtrostenden Stählen durch Chlor- bzw. Hypochloridlösungen scheint durch eine vorherige Behandlung des Stahles mit Persulfatlösungen verhindert zu werden⁸⁸). Beim Zusammenbau von nichtrostendem Stahl mit Aluminium soll die Gefahr einer Kontaktkorrosion nur gering sein, da die beiden Metalle stark polarisierbar sind⁸⁹). Trotzdem ist aber eine Isolierung der Metalle anzuraten, besonders dann, wenn sie dauernd in Flüssigkeit in Berührung stehen. Die Beurteilung des Verhaltens nichtrostender Stähle in verschiedenen Angriffsmitteln durch Messungen der Einzelpotentiale und Aufnahme von Potential-Zeit-Kurven wird teils als unmöglich abgelehnt⁹⁰), teils bejaht, da zwischen den festgestellten Potentialen und dem Gewichtsverlust eine einfache Beziehung bestehen soll⁹¹). Der Widerspruch erklärt sich wohl dadurch, daß bei der Aufnahme von Potentialkurven drei Zustände unterschieden werden müssen: Der „passive Zustand“, in dem der Stahl nicht rostet, der Zustand „im Durchbruch“, bei dem er lochartig angegriffen wird, und der „aktive Zustand“, in dem er wie ein normaler Stahl rostet⁹²).

Die Ursache der Passivierung von nichtrostenden Stählen wurde bisher in der Bedeckung der Oberfläche mit einem Oxydfilm gesehen. Nun ist aber nach Untersuchungen mittels Elektronenstrahlen kein Oxydfilm nachweisbar, er müßte schon dünner als 7 bis 10 Å sein. Wenn überhaupt ein Schutzfilm vorhanden ist, dürfte es sich eher um eine Schicht von adsorbiertem Sauerstoff handeln als um einen Oxydfilm. Die Passivität läßt sich jedoch auch anders erklären, und zwar führten anodische Lösungsversuche in Chlorid- und Bromidlösungen zu einer neuen Theorie, nach der die Passivierung durch Elektronenübergang vom Eisen auf das Chrom verursacht wird. Ein Chromatom kann in der dritten Schale fünf Elektronen aufnehmen,

⁶⁶) Smialowski, M.: Korrosion u. Metallsch. 15 (1939) S. 81/82.

⁶⁷) Mailänder, R.: Techn. Mitt. Krupp, A: Forsch.-Ber. 3 (1940) S. 131/41.

⁶⁸) Stahl u. Eisen 62 (1942) S. 21/30 (Werkstoffaussch. 568).

⁶⁹) Wehrich, R., und A. Rasch: Chem. Fabrik 14 (1941) S. 231/36.

⁷⁰) Tofaute, W.: Techn. Mitt. Krupp, B: Techn. Ber., 8 (1940) S. 76/82.

⁷¹) Tofaute, W.: Techn. Mitt. Krupp, B: Techn. Ber., 7 (1939) S. 31/34.

⁷²) Steel 104 (1939) Nr. 24, S. 58 u. 61.

⁷³) Landgraf, G. F.: Trans. electrochem. Soc. 77 (1940) S. 105/09.

⁷⁴) Erörterung zu G. F. Landgraf. Ebenda, S. 109/17.

⁷⁵) Arnott, J.: Metallurgia, Manchr., 19 (1938/39) S. 223/24.

⁷⁶) Franks, R.: Trans. Amer. Soc. Met. 27 (1939) S. 505/29; vgl. Stahl u. Eisen 59 (1939) S. 1137/38.

⁷⁷) Franks, R., W. O. Binder und C. R. Bishop: Trans. Amer. Soc. Met. 29 (1941) S. 35/84.

⁷⁸) Duma, J. A.: Trans. Amer. Soc. Met. 27 (1939) S. 149/74.

⁷⁹) Gotta, A.: Korrosion u. Metallsch. 17 (1941) S. 241/43.

⁸⁰) Brennert, S.: Int. Ass. Test. Mater. London Congress 1937. London 1937. A. 22. S. 44/45.

⁸¹) Uhlig, H. H., und J. Wulff: Metal Progr. 35 (1939) S. 247/48, 298 u. 306.

⁸²) Drewer, H.: Met. & Alloys 12 (1940) S. 271/73.

⁸³) Tofaute, W., und H. Schottky: Arch. Eisenhüttenw. 14 (1940/41) S. 71/76.

⁸⁴) Tofaute, W., und H. Schottky: Techn. Mitt. Krupp, A: Forsch.-Ber., 3 (1940) S. 103/10.

⁸⁵) Hadfield, R. A.: Dept. Sci. Ind. Research, 17th Interim Rept. Committee, Inst. Civil Eng. 1938, S. 31.

⁸⁶) Sanderson, L.: Foundry Trade J. 63 (1940) S. 168.

⁸⁷) Ostrofsky, J. N.: Trans. Amer. Soc. Met. 27 (1939) S. 739/51.

⁸⁸) Amer. Patent 2174 516 vom 4. März 1937.

⁸⁹) Geller, W.: Korrosion u. Metallsch. 15 (1939) S. 298/334.

⁹⁰) Maurer, E.: Korrosion u. Metallsch. 15 (1939) S. 285/95.

⁹¹) Arbitrio, F.: Chim. e Ind., Milano, 20 (1938) S. 791/93.

⁹²) Rocha, H. J.: Techn. Mitt. Krupp, A: Forsch.-Ber., 3 (1940) S. 191/98.

Eisen in der vierten eins abgeben. Es ist dann leichtverständlich, warum gerade beim Molenbruch $\frac{1}{7}$ bis $\frac{1}{6}$, d. h. wenn 6 Eisen oder 5 Eisen auf 1 Chrom kommen (13,4 oder 15,7 % Cr), der Stahl passiv wird. Da Molybdän ein noch größeres Bestreben hat, Elektronen aufzunehmen, ist seine die Passivität erhöhende Wirkung verständlich⁹³).

Nach einem elektrochemischen Verfahren zur Prüfung der Anfälligkeit von Stahl mit 18 % Cr und 8 % Ni für interkristalline Korrosion wird die Probe als Anode in 60prozentige Schwefelsäure, der ein Zusatz von Glycyrrhiza-Extrakt beigefügt wird, bei einer Stromdichte von $2,2 \text{ \AA/cm}^2$ 3 min lang geprüft. Nach dieser Prüfung darf die Oberfläche des Stahles nicht angegriffen sein⁹⁴).

Hartmetallegerungen sollen in feuchter Luft bis 100° beständig sein und auch von Seewasser nicht angegriffen

⁹³) Uhlig, H. H., und J. Wulff: Amer. Inst. min. metallurg. Engrs., Techn. Publ. Nr. 1050, 29 S., Metals Techn. 6 (1939) Nr. 4; vgl. Stahl u. Eisen 60 (1940) S. 33/34.

⁹⁴) Russell, H. W., H. Pray und P. D. Miller: Amer. Inst. min. metallurg. Engrs., Techn. Publ. Nr. 1363, 12 S., Metals Techn. 8 (1941) Nr. 6.

⁹⁵) Dawihl, W.: Chem. Fabrik 13 (1940) S. 133/35.

Patentbericht.

Deutsche Reichspatente.

Kl. 48b, Gr. 6, Nr. 705365, vom 20. November 1935; ausgegeben am 28. Januar 1943. Mitteldeutsche Stahlwerke AG. in Riesa. *Verfahren zum Verzinken von Rohren, Blechen u. dgl.*

Die zu verzinkenden Gegenstände werden gebeizt und gewässert und dann in einer Lauge von Ammonchlorid und Zinkchlorid vorbehandelt, bevor sie dem Metallbad übergeben werden. Der Verzinkungsbehälter a enthält das Bleibad b und darüber das flüssige Zink c. Ein Rahmen d hält das Zink von dem Raum fern, in den die Gegenstände, die das Bad im Sinne der Pfeile durchlaufen, eingetaucht werden.

Kl. 18c, Gr. 3₁₅, Nr. 721787, vom 5. April 1938; ausgegeben am 16. Februar 1943. Ottilie Lübbe, geb. Lindenau, in Berlin-Grünwald. *Flüssige Härteschutzmasse.*

Flüssige oder breiige Härteschutzmassen, die auf im Einsatz zu härtende Gegenstände stellenweise aufgetragen werden, um diese Stellen vor Aufkohlung und schroffer Abschreckung beim nachfolgenden Härten zu schützen, und die aus Ton, Silikaten und Wasser bestehen, erhalten nach der Erfindung einen Zusatz von Antimon oder chemisch verwandten Elementen, wie Arsen und Alkalihydroxyd. Die Schutzmasse besteht z. B. aus 3500 g Kaolin, 3000 g handelsüblicher Wasserglaslösung, 250 g Wasser, 150 g festem Aetznatron und 250 g Antimon.

Kl. 21h, Gr. 29₀₉, Nr. 729625, vom 13. September 1939; ausgegeben am 19. Dezember 1942. Zusatz zum Patent 723015 [vgl. Stahl u. Eisen 62 (1942) S. 993]. Allgemeine Elektrizitäts-Gesellschaft in Berlin. (Erfinder: Dipl.-Ing. Karl August Lohausen in Hennigsdorf, Osthavelland.) *Vorrichtung zum Erwärmen von Blechen mittels Wechselstromes.*

Nach dem Hauptpatent wird das durch Wechselstrom bei unmittelbarem Stromdurchgang zu erwärmende Blech zur Erzielung gleichmäßiger Stromverteilung von einem in sich geschlossenen Drosselisenkörper umgeben. Nach dem Zusatzpatent 729625 werden zur Vermeidung von Wärmeverlusten, welche die angestrebte, gleichmäßige Erwärmung stören würden, bei wanderndem Blech dieses selbst ganz oder zum Teil sowie die mit dem erwärmten Teil des Bleches in Berührung stehenden Kontaktrollen, die gleichzeitig Förderrollen sind, von einem, gegebenenfalls durch Widerstände zusätzlich beheizten, wärmeisolierenden Gehäuse umgeben, während die Drosselschleife und die mit dem kalten Teil des Bleches in Berührung stehenden Kontakt- bzw. Förderrollen außerhalb des Gehäuses liegen.

Kl. 1b, Gr. 1, Nr. 730783, vom 9. Januar 1931; ausgegeben am 18. Januar 1943. Dr.-Ing. Walter Luyken in Düsseldorf. (Erfinder: Dr.-Ing. Walter Luyken in Düsseldorf.) *Verfahren zur elektromagnetischen Scheidung von Erzen od. dgl.*

Die feinkörnigen oder staubförmigen Erze werden auf einer rauhen, luftdurchlässigen und unter Saugzug liegenden Förderfläche dem magnetischen Kraftfeld, das die magnetisierbaren Teilchen vom Förderband abhebt, zugeführt. Durch die Haftung aller Teilchen auf der Förderfläche wird jede Büschel- oder Kettenbildung unter den abgehobenen Teilchen, die zum mechanischen Einschluß nicht magnetisierbarer Teilchen und damit

werden, wenn man von einer unbedeutenden Verfärbung der Oberfläche absieht, während Säuren je nach Art und Zusammensetzung und den im Hartmetall vorhandenen Legierungsbestandteilen auflösend wirken können⁹⁵).

Franz Eisenstecken und Hans Roters.

[Fortsetzung folgt.]

Abschaltung unnötiger Gasverbrauchsstellen



kann, auf längere Zeit gerechnet, namhafte Ersparnisse mit sich bringen.

Auf einem Hochofenwerk wurden die gasbeheizten Lehmrienen durch Sandrienen ersetzt. Die Riienenbeheizung erfolgte bisher mit Koksofengas. Diese Beheizung konnte fortfallen, und die Ersparnis betrug etwa 700000 Nm³ Koksofengas im Jahr.

zu unsauberer Trennung führen würde, verhindert. Nach erfolgter Trennung werden die auf der Förderfläche verbleibenden Gemischteile von dieser durch einen durch die Förderfläche hindurchgeleiteten Luftstrom abgestoßen.

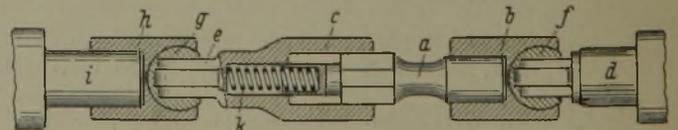
Kl. 31c, Gr. 21, Nr. 730743, vom 4. Januar 1938; ausgegeben am 18. Januar 1943. Emil Gerbracht in Köln-Lindenthal. (Erfinder: Emil Gerbracht in Köln-Lindenthal.) *Verfahren zum Herstellen von Schweißstahlsträngen.*

Aus mindestens drei umlaufenden, wassergekühlten Walzen a wird ein allseits geschlossenes Kaliber gebildet. Der flüssige Stahl trifft als feiner Strahl aus mehreren Gießöffnungen b auf die kühlen Außenflächen der Walzen auf, verspritzt dort und sammelt sich zunächst in dem aus den Walzen gebildeten Trichter als

lockere, aus kleinen Stahltröpfchen bestehende Masse, die auf ihrem Weg durch das Kaliber zusammengedrängt und schließlich zu einem zusammenhängenden und nach unten austretenden Strang c zusammengeschießt wird. Beim Vergießen können flüssige oder feste Schlacke oder andere zur Veredelung geeignete Stoffe zugegeben werden. Je nach Walzenzahl und -form können verschiedene Querschnittsformen und, unter Verwendung eines Dornes, auch Hohlquerschnitte erzeugt werden. Ferner können Voll- und Hohlkerne durch das Kaliber geführt und mit dem Strang umgossen werden.

Kl. 7a, Gr. 20, Nr. 730785, vom 23. Februar 1939; ausgegeben am 18. Januar 1943. Fried. Krupp AG. in Essen. (Erfinder: Dipl.-Ing. Kurt Rosenbaum in Rheinhausen.) *Gelenkkupplung, insbesondere für den Antrieb der Walzen von Walzwerken.*

Der Teil a der Kupplungsspindel ist mit einem Ende in den Kupplungskopf b eingeschrumpft und am andern Ende als Kleeblattzapfen ausgebildet, der in den als Kleeblattmuffe c



ausgebildeten anderen Teil der Kuppelsspindel beweglich eingreift. Die Kupplungszapfen d, e sitzen axial herausziehbar in den Gelenkstücken f, g der Kupplungsköpfe b, h, von denen der letztere auf dem Zapfen i der Kammwalze befestigt, z. B. aufgeschraubt ist. Die beiden Teile a, c werden während des Betriebes durch die unter Druckspannung stehende Feder k in der im Bild dargestellten Lage gehalten, so daß sich die Kupplungszapfen d, e nicht aus ihren Gelenkstücken f, g herausziehen können. Zwecks Ausbaues der Spindel wird der Teil a mit seinem Kleeblattzapfen unter Zusammendrücken der Feder so weit in die Muffe c eingeschoben, bis einer der beiden Kupplungszapfen aus seinem Gelenkstück vollends herausgezogen ist.

Wirtschaftliche Rundschau.

Die Gliederung des Fertigstahlverbrauchs der Vereinigten Staaten von Amerika im Jahre 1942.

Nach der Jahresrückblicknummer von „Iron Age“ betrug die Herstellung von Fertigstahl 1942 57.831 Mill. t und blieb damit gegenüber dem Vorjahr (56.539 Mill. t) praktisch unverändert. Die obige Zahl gliedert sich nach den wichtigsten Erzeugnissen wie folgt¹⁾:

	1942	1941
	%	%
Streifen und Bleche	15,4	25,9
Stäbe	16,5	17,6
Grobbleche	18,8	9,9
Profile	8,9	9,2
Weißblech	5,6	7,7
Draht	7,4	8,5
Röhren	7,8	10,6
Sonstiges	19,6	10,6

Besonders bemerkenswert ist die Zunahme der Grobblechherstellung und der scharfe Rückgang des Anteils von Blechen und Streifen. Diese Umschichtungen sind vor allem eine Folge des starken Vordringens des Schiffbaus, und der Anteil der wichtigsten Industriezweige am Stahlverbrauch zeigt entsprechende Wandlungen:

	1942	1941
	%	%
Baugewerbe	16,8	16,4
Kraftwagen- und Flugzeugbau	5,6	16,7
Eisenbahnen	7,0	9,6
Behälterbau	6,3	7,4
Schiffbau	16,3	4,7
Maschinenbau	4,5	5,4
Öl- und Gasindustrie	2,5	4,7
Landwirtschaft	1,8	2,7
Ausfuhr	16,9	9,7
Sonstiges	22,3	23,6

Von dem Verbrauch der Kraftwagen- und Flugzeugindustrie in Höhe von 16,7% im Jahre 1941 entfielen nur 0,9% auf Flugzeuge, dagegen 15,8% auf die Kraftwagenindustrie.

Die Zeitschrift hat auch einige Berechnungen über die voraussichtliche Aufgliederung der Walzwerkserzeugung des Jahres 1943 aufgestellt; diese wird insgesamt auf 63 Mill. t beziffert. Davon sollen auf die Werften etwa 18 Mill. t entfallen und auf die Ausfuhr 11 Mill. t, d. h. rd. 910000 t mehr als 1942. Auch mit einer weiteren Steigerung des Stahlverbrauchs der Flugzeugindustrie und der Kraftwagenherstellung sei zu rechnen, während andererseits mit einem gewissen Rückgang des Anteils der Eisenbahnen gerechnet werden müsse. Mit einem sinkenden Anteil sei vor allem für die Maschinenindustrie, gegebenenfalls auch die Behälterindustrie, zu rechnen. Dagegen sei anzunehmen, daß vor allem die Grobblechherstellung weiter stark zunehmen würde.

Die Eisenhüttenindustrie Brasiliens.

Die Eisen- und Stahlwerke von Volta-Redonda werden dem Vernehmen nach ihre Tätigkeit zum Jahresende aufnehmen. Die Anfangserzeugung soll 300000 t Eisen und Stahl jährlich betragen.

Vor der Errichtung des Stahlwerkes von Volta Redonda bestanden in Brasilien, abgesehen von vier weiteren, deren Bau noch nicht beendet oder deren Erzeugung noch nicht im Gange war, 27 Eisenhütten. Die Gesamtzahl der beschäftigten Arbeiter betrug 12606, das Aktienkapital 838747 Contos²⁾ und das Betriebskapital 365429 Contos.

Die meisten Unternehmen sind in dem Staate Minas Geraes ansässig, und zwar 10 Betriebe mit einem Aktienkapital von 249500 Contos und einem Betriebskapital von 215712 Contos. Die Gesamtzahl der im Staate Minas Geraes beschäftigten Arbeiter beträgt 6390. Das größte Unternehmen dieser Art im Staate Minas Geraes ist die Companhia Siderurgica Belgo-Mineira. Es wurde Ende 1921 mit einem Kapital von 150000 Contos gegründet, befindet sich in vollem Betrieb und beschäftigt rd. 3000 Arbeiter. Sein Haupterzeugnis ist Walzstahl; 1941 betrug die Erzeugung 82000 t im Werte von 108000 Contos, d. h. 57% der Gesamterzeugung des Landes. Außerdem ist das Unternehmen auch der größte Stahlerzeuger Brasiliens. Im Jahre 1941 betrug die Stahlerzeugung 92000 t im Werte von 78000 Contos, was 50% des Gesamtwertes der heimischen Stahlerzeugung entspricht.

Ferner nimmt das Werk auch die erste Stelle bei der Erzeugung von Roheisen ein. Diese betrug 1941 79000 t im Werte von 35000 Contos oder 37% der gesamten Landeserzeugung.

Wie aus vorgenannten Angaben ersichtlich ist, nimmt die Comp. Siderurgica Belgo-Mineira eine sehr bedeutende Stellung in der brasilischen Eisenhüttenindustrie ein; an der Gesamterzeugung ist sie mengenmäßig mit 253000 t oder 49% und wertmäßig mit 220000 Contos oder 53% beteiligt. Die Companhia Belgo-Mineira ist Eigentümerin zweier Betriebe, und zwar der „Siderurgica“ und der „Monlevade“, die beide im Staate Minas Geraes liegen.

Das zweitgrößte Eisenhüttenwerk Brasiliens, die „Companhia Brasileira de Usinas Metalurgica“, befindet sich, wenigstens zum Teil, ebenfalls im Staate Minas Geraes. Auch dieses Unternehmen verfügt über zwei Betriebe: der eine, die „Usina de Morro Grande“, liegt im Staate Minas Geraes, der andere, die „Usina des Neves“, im Staate Rio de Janeiro. Die „Usina de Morro Grande“ wurde 1925 errichtet; sie stellt hauptsächlich Roheisen und etwas Stahl sowie kleinere Gußstücke her. Sie beschäftigt rd. 700 Arbeiter. Ihre Erzeugung an Roheisen ist zum größten Teil zur weiteren Verarbeitung zu Stahl in der „Usina des Neves“ bestimmt.

Das dritte metallurgische Unternehmen des Staates Minas Geraes ist die „Companhia Ferro Brasileiro S. A.“, die 1931 mit einem Kapital von 35000 Contos gegründet wurde. Ihr Haupterzeugnis ist Roheisen. 1941 wurden 38000 t Roheisen im Werte von 16000 Contos hergestellt.

Das vierte Unternehmen im Staate Minas Geraes ist die „Usina Queiroz Junior“, die ebenfalls Roheisen herstellt. Im Jahre 1941 wurden 29000 t Roheisen im Werte von 10000 Contos erzeugt.

Im Staate Minas Geraes bestehen noch zwei weitere Eisenhüttenwerke, und zwar die „S. A. Metalurgica Santo Antonio“ und die „Companhia Industrial de Ferro S. A.“. Beide stellen Roheisen her, allerdings nur in einem viel geringeren Maß als die vorher genannten. Es bestehen ferner zwei Betriebe, die jedoch im Jahre 1941 ihre Erzeugung noch nicht aufgenommen hatten, und zwar die „Companhia Gandarela“ und die „Companhia Siderurgica São Paulo e Minas“, die beide im Laufe des Jahres 1941 errichtet worden sind. Die „Companhia Carbureto de Calcio“ und die „Companhia Niquel do Brasil“ erzeugen Eisenverbindungen, die bisher in der Statistik nicht aufgenommen waren, z. B. nickel- und chromhaltiges Roheisen.

Im Staate Minas Geraes entfielen auf die sechs in Betrieb befindlichen Hüttenwerke im Jahre 1941 etwa 74% des Gesamtwertes der brasilischen Hüttenherzeugung.

Der Staat São Paulo, der mit 20% des Gesamtwertes an der brasilischen Eisen- und Stahlerzeugung beteiligt ist, verfügt zur gleichen Zeit über 11 Werke mit einer Belegschaft von rd. 3100 Arbeitern, einem Aktienkapital von 47000 Contos und einem Betriebskapital von 51000 Contos.

Das größte Erzeugungsunternehmen des Staates São Paulo ist die „Companhia Brasileira Mineracao e Metalurgica“, die drittgrößte Gesellschaft Brasiliens. Sie stellt hauptsächlich Walzwerkserzeugnisse her. Im Jahre 1941 betrug die Erzeugung rd. 19000 t im Werte von 19000 Contos. Die Stahlerzeugung dieses Unternehmens übertrifft mengenmäßig die Herstellung von Walzwerkserzeugnissen; sie erreichte 1941 25600 t. Da es sich um minderwertigen Stahl handelt, beläuft sich der Erzeugungswert auf nur rd. 15000 Contos. Die Erzeugung dieser Hütte machte 1941 8% des Gesamtwertes der heimischen Erzeugung aus. Das Unternehmen wurde 1925 gegründet, verfügt über ein Betriebskapital von etwa 18000 Contos und beschäftigt 800 Arbeiter. Der Hüttenbetrieb befindet sich in São Caetano im Bezirk Santo André.

Das zweite Unternehmen im Staate São Paulo ist die „Santa Olimpia Ltd.“, die fast ausschließlich Walzwerkserzeugnisse herstellt (im Jahre 1941 8900 t Walzwerkserzeugnisse und 300 t Stahl). Ihr Anteil an der Gesamterzeugung Brasiliens betrug 1941 2%. Dieses Werk, das 1925 gegründet wurde, verfügt über ein Betriebskapital von etwa 8000 Contos und beschäftigt 250 Arbeiter. Der Wert ihrer Erzeugung im Jahre 1941 betrug über 10000 Contos.

Die „Sidapar S. A.“, die 1938 mit 1800 Contos Betriebskapital gegründet wurde, beschäftigt etwa 240 Arbeiter und stellte 1941 nur Walzwerkserzeugnisse her.

In dem Staate São Paulo befinden sich noch die nachfolgenden Unternehmen, die größtenteils Walzwerkserzeugnisse und kleinere Mengen Stahl liefern: Usina Metalurgica Itacaré, C. I.

¹⁾ Mengenangaben überall in t zu 1000 kg, — Vgl. Stahl u. Eisen 62 (1942) S. 786.

²⁾ 1 Conto = 130 R.M.

Souza Nochese, Industria Itrepila (J. L. Aliperti S. A.), Metalurgica São Francisco, Laminação de Ferro Sacoman Ltd.

Die „Fabrica de Aço Paulista“ erzeugt, wie der Name besagt, nur Stahl, ebenso die „Companhia Nacional de Ferro Puro“, deren wertmäßige Leistung aber nur rd. 400 Contos betrug.

Wie aus den obigen Ausführungen ersichtlich ist, befassen sich die Hüttenwerke des Staates Minas Geraes hauptsächlich mit der Erzeugung von Roheisen, während die des Staates São Paulo auf die Herstellung von Walzwerkserzeugnissen eingestellt sind. Trotzdem liefert, wie bereits erwähnt, die „Belgo Mineira“, die ihren Sitz im Staate Minas Geraes hat, die größte Menge Walzwerkserzeugnisse.

Im Staate Rio de Janeiro befinden sich, abgesehen von der „Usina des Neves“, drei Hüttenwerke im Betrieb, die der „Companhia Brasileira de Usinas Metalurgica“ gehören, die auch einen Betrieb in Morro Grande im Staate Minas Geraes unterhält. Die Gesellschaft verfügt über ein Aktienkapital von 35000 Contos für beide Werke; in der „Usina de Morro Grande“, im Staate Minas Geraes, beträgt das Betriebskapital 13880 Contos und in der „Usina des Neves“, im Staate Rio de Janeiro, 34300 Contos. Eine Statistik über die Erzeugung der einzelnen Werke liegt nicht vor. Die Gesellschaft verfügt insgesamt über 1800 Arbeiter, wovon sich allein rd. 1000 in Neves befinden; sie nimmt den zweiten Platz unter den heimischen

Hüttenunternehmen, die sich 1941 in Betrieb befanden, ein und stellt 13 % des Wertes der Gesamterzeugung Brasiliens her.

Im Staate Rio de Janeiro folgt die „Companhia Metalurgica Barabará“, die 1941 nur Roheisen herstellte. Dieses Unternehmen, das im Jahre 1937 gegründet wurde, befindet sich in Barra Mansa, beschäftigt fast 900 Arbeiter und verfügt über ein Betriebskapital von 20 000 Contos. Auch die „Companhia Siderurgica“ in Barra Mansa erzeugte nur Roheisen. Die „Usina Santa Luzia“ ist außer dem Werk von Neves das einzige Werk, das im Staate Rio de Janeiro Stahl erzeugt.

Bei zwei weiteren Werken im Staate Rio de Janeiro ist die Einrichtung noch nicht beendet, und zwar bei der „Companhia Nacional de Ferro Ligas“ und der „Companhia Siderurgica Nacional“.

Im Staate Pernambuco befindet sich ein Hüttenwerk, die „Laminação e Artefatos de Ferro S. A.“, das Walzwerkserzeugnisse und Stahl herstellt. Seine Erzeugung betrug 1941 nahezu 5000 t im Werte von rd. 5000 Contos.

In den Staaten Santa Catarina und Rio Grande do Sul besteht je ein Hüttenwerk, und zwar die „Siderurgica Rio-Grandense“ im Staate Rio Grande do Sul, die geringe Mengen Walzwerkserzeugnisse herstellt, und die „Eletro Aço Altona Ltd.“ im Staate Santa Catarina, die nur Stahl erzeugt. Das Kapital dieser Werke ist verhältnismäßig klein, ebenso die Anzahl der dort beschäftigten Arbeiter.

Vereinsnachrichten.

Verein Deutscher Eisenhüttenleute im NSBDT.

In seiner letzten Sitzung hat der Vorstand des Vereins beschlossen, seinen langjährigen früheren Vorsitzenden, Dr. A. Vögler, Dortmund, zum Ehrenvorsitzenden zu ernennen.

Der Erste Stellvertreter des Vorsitzenden, Dr. H. Klein, Niederschelden, hat sein Amt mit Rücksicht auf sein Ausscheiden aus der Werkstätigkeit niedergelegt. An seiner Stelle ist Dr.-Ing. W. Rohland, Düsseldorf, zum Ersten Stellvertreter des Vorsitzenden berufen worden.

Neu in den Vorstand berufen wurden:

Dipl.-Ing. Adolf Berve, Hüttdirektor, Vorstandsmitglied der Deutschen Eisenwerke A.-G., Mülheim (Ruhr),

Dipl.-Ing. Rudolf Cordes, Hüttenverwaltung Westmark G. m. b. H. der Reichswerke A.-G. „Hermann Göring“, Hayingen (Lothringen),

Dr.-Ing. Hans Cramer, Hüttdirektor, Vorsitzender des Vorstandes der Bandeisenzwalzwerke A.-G., Dinslaken (Niederrhein), und der Hüttenwerke Siegerland A.-G., Siegen,

Dr.-Ing. Wilhelm Lennings, Hüttdirektor, Vorstandsmitglied der Gutehoffnungshütte Oberhausen A.-G., Oberhausen (Rheinl.),

Dr.-Ing. E. h. Aloys Meyer, Generaldirektor, Vereinigte Hüttenwerke Burbach-Eich-Düdelingen A.-G., Luxemburg,

Dipl.-Ing. C. H. Pottgießer, Hüttdirektor, Vorstandsmitglied der Ruhrstahl A.-G., Witten,

Dr.-Ing. Hans Redenz, Direktor und Vorstandsmitglied der Deutschen Edelmetallwerke A.-G., Krefeld.

Ergänzend sei berichtet, daß im Jahre 1942 folgende Änderungen in der Zusammensetzung des Vorstandes eingetreten waren:

Neu berufen wurden Generaldirektor Dr. K. Kuchinka, Mähr.-Ostrau, Professor Dr.-Ing. H. Sedlaczek, Thale (Harz), und Dr.-Ing. F. Winterhoff, Mülheim (Ruhr). Nach dem Übertritt von Dr. phil. W. Wollenweber, Dortmund, in den Ruhestand und seinem Ausscheiden aus dem Amt des Vorsitzenden des Deutschen Ausschusses für Kokereiwesen ist an seiner Stelle der jetzige Vorsitzende dieses Ausschusses, Dr.-Ing. Fritz Müller, Essen, in den Vorstand eingetreten.

Ausgeschieden ist Kommerzienrat Dr. P. Reusch, Oberhausen, durch Tod Generaldirektor Dr.-Ing. W. Borbet, Bochum, und Dr.-Ing. F. Springorum, Dortmund.

Eisenhütte Südost,

Bezirksverband des Vereins Deutscher Eisenhüttenleute im NS.-Bund Deutscher Technik, Leoben.

Samstag, den 4. Juli 1943, 17 Uhr, findet im Hörsaal I der Montanistischen Hochschule zu Leoben ein

Vortragsabend

statt, bei dem Dr. Werner Hotop, Metallwerk Plansee, Reutte, über Dauermagnete aus Metallpulvern sprechen wird.

Ab 19 Uhr zwanglose kameradschaftliche Zusammenkunft im Grandhotel in Leoben.

Verein deutscher Stahlformgießereien.

Der Verein deutscher Stahlformgießereien hat am 29. Mai 1943 in Düsseldorf, Königsallee 78, seine 21. ordentliche Hauptversammlung abgehalten.

Tagesordnung:

1. Abnahme der Jahresrechnung und Erteilung der Entlastung.
2. Auflösung des Vereins unter der Voraussetzung, daß seine Aufgaben durch die Wirtschaftsgruppe Gießerei-Industrie bzw. Fachgruppe Stahlformgießereien fortgeführt werden und Übertragung seiner Bestände und laufenden Verbindlichkeiten auf die Wirtschaftsgruppe.
3. Wahl von zwei Rechnungsprüfern für die Schlußrechnung zum Überleitungstermin.
4. Ermächtigung des Vorstandes zur Erteilung der Entlastung zum Überleitungstermin.

Der Vorsitzender E. Lueg begrüßte die Erschienenen.

Punkt 1: Die Bilanz schließt mit 257737,07 *RM.* Entlastung wurde erteilt.

Punkt 2: Der Auflösung des Vereins unter der in der Tagesordnung angegebenen Voraussetzung und der Übertragung der Bestände und Verbindlichkeiten auf die Wirtschaftsgruppe wurde zugestimmt.

Punkt 3: Die Werke Gutehoffnungshütte Oberhausen A.-G., Abt. Düsseldorf, vorm. Haniel & Lueg, und Ruhrstahl A.-G., Stahlwerk Krieger, wurden einstimmig zu Rechnungsprüfern wiedergewählt.

Punkt 4: Es wurden zur Erteilung der Entlastung zum Überleitungstermin sechs Herren bestimmt.

Der endgültige Termin für die Überleitung wird, sobald er mit der Wirtschaftsgruppe festgelegt ist, den Werken bekanntgegeben.

Neues Stahleisen-Buch.

Neben den an dieser Stelle schon angezeigten „Stahleisen-Büchern“ erscheint im Verlag Stahleisen m. b. H. als Band 5 das Buch von M. Schmidt: „Werkzeugstähle. Stähle für Kalt- und Warmarbeitswerkzeuge.“ (Preis gebunden 18.50 *RM.*, für Mitglieder des Vereins Deutscher Eisenhüttenleute im NSBDT. 16,60 *RM.*)

Knapp und übersichtlich bringt das Buch alles Wissenswerte über die mannigfachen Stähle für Kalt- und Warmarbeitswerkzeuge. Nach einem kurzen geschichtlichen Überblick werden die Eigenschaften der Werkzeugstähle und ihre Beeinflussung durch Legieren und Wärmebehandlung sowie ferner die Abhängigkeit ihrer Güte von der Herstellung und der weiteren Bearbeitung beschrieben. Eine Darstellung der Werkzeugstahlgruppen bestimmter Eigenschaften mit ihrer jeweiligen chemischen Zusammensetzung und Wärmebehandlung läßt auch die Entwicklungsgrundsätze für diese Stähle erkennen. Ein wesentlicher Teil des Buches ist der Verwendung der Werkzeugstähle gewidmet, wobei alle Anwendungsgebiete behandelt und auch die künftige Entwicklung dieser Stähle gestreift werden.