

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 4

22. JANUAR 1942

62. JAHRGANG

Die Naßreinigung von Hochofengas.

Von Ferdinand Thönneßen in Bobrek-Karf (Oberschlesien).

[Bericht Nr. 205 des Hochofenausschusses des Vereins Deutscher Eisenhüttenleute im NSBDT.*.]

(Versuche an einem Einspritzkühler und Desintegrator. Klärung des Schlammwassers.)

Auf der Julienhütte der Vereinigten Oberschlesischen Hüttenwerke sind der Naßreinigung vorgeschaltet: ein Staubsack an jedem der drei in Betrieb befindlichen Hochöfen, eine gerade Rohgasleitung von 150 m Länge und 2 m Dmr., eine Zickzackleitung von 120 m Länge und 1,8 m Dmr., zwei Wirbler von 13 m Höhe und 3,8 m Dmr. Die Untersuchung erstreckt sich auf den in *Bild 1* dargestellten Teil der Naßreinigung¹⁾.

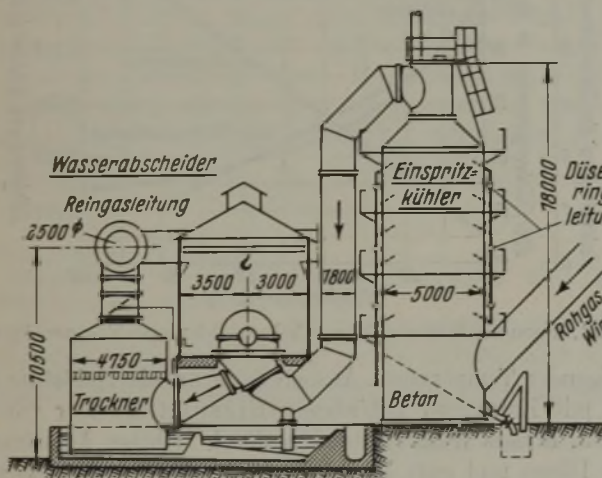


Bild 1. Uebersicht über die Anlage und Meßstellen.

Der Einspritzkühler von 5 m Dmr. und 14 m Höhe ist mit drei Reihen Einspritzdüsen ausgestattet. Die untere Reihe hat 12, die mittlere und obere Reihe je 24 Düsen. Der Desintegrator ist für eine Leistung von 80000 Nm³/h und eine Druckerhöhung von 350 mm WS zwischen Eintritt und Austritt des Desintegrators bemessen. Im Gegensatz zu den Bauarten von Zschocke und Theisen ist der hier untersuchte Dingler-Desintegrator ein Gegenstromwäscher. Hinter dem Desintegrator ist ein Wasserabscheider von 4,7 m Dmr. und 5,5 m Höhe angeordnet.

Vor der Schilderung der Versuche am Einspritzkühler und Desintegrator soll *Bild 2* einen Ueberblick über den Druckverlauf in der Gesamtanlage und über die Entstaubung geben. Bei den Strömungsverlusten, die im

Staubsack, in der Rohgasleitung sowie in den einzelnen Teilen der Reinigung selbst auftreten, fällt der starke Durchgangswiderstand auf, den das Schlagstabsystem des Desintegrators dem Gas entgegengesetzt, was den hohen Stromverbrauch des Desintegrators maßgeblich beeinflusst. Die Drucksteigerung im Gebläseteil des Desintegrators ist bei der untersuchten Anlage besonders hoch, weil der Reingas-

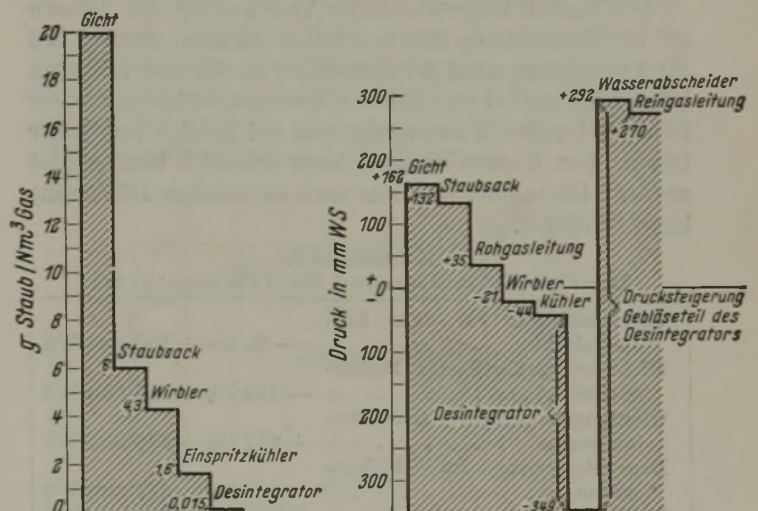


Bild 2. Staubgehalt und Druckverlauf des Gichtgases.

druck erheblich über dem sehr niedrigen Rohgasdruck an der Gicht liegt, der durch die zur Zeit noch in Betrieb befindlichen alten Gichtverschlüsse bedingt ist. Die Entstaubung ist bis auf die Wirbler durchweg sehr gut. Die geringe Abscheidung in den Wirblern ist durch das niedrige spezifische Gewicht des Staubes und die feine Körnung bedingt.

Zahlentafel 1 läßt am Einspritzkühler die Einflüsse der zwischen 1,24 und 2,42 l/Nm³ Gas schwankenden Wassermenge, der Gasmenge, der Anordnung der Düsen und verschiedener Rohgastemperaturen auf die Kühlung bei üblicher und bei herabgesetzter Wassermenge erkennen. Dabei ergibt sich, daß der Entstaubungsgrad von der Wassermenge in weiten Grenzen unabhängig ist. Die Entstaubung hängt offenbar von anderen Einflüssen ab, z. B. von der Zerstäubung des Wassers und der Benetzbarkeit der Staubeilchen.

Der Einfluß verschiedener Gasmengen zeigt sich darin, daß die Entstaubung bei Halblast schlechter war als bei Vollast, obwohl durch Abstellen von Düsen dafür gesorgt

*) Vorgetragen in der 48. Vollsitzung des Hochofenausschusses am 21. Mai 1941 in Düsseldorf. — Sonderabdrucke sind vom Verlag Stahleisen m. b. H., Düsseldorf, Postschließfach 664, zu beziehen.

¹⁾ Vgl. Walter, R.: Stahl u. Eisen 52 (1932) S. 625/33 (Hochofenaussch. 128).

Zahlentafel 1. Einfluß von Wassermenge, Belastung und Düsenanordnung auf die Staubausscheidung des Einspritzkühlers.

		Staub					
		vor dem Kühler	hinter dem Kühler	ausgeschieden			
Wasser l/Nm ³ Gas		g/Nm ³	g/Nm ³	g/Nm ³	%		
2,42 } 1,45 } 1,24 }	bei Vollast	4,21	1,55	2,66	63		
		6,32	2,43	3,89	61,6		
		4,15	1,33	2,82	68,5		
Belastung							
Halblast		4,37	1,875	2,495	57,2		
Vollast		4,07	1,53	2,54	62,5		
Bei Vollast							
Düsenzahl			Wasser				
oben	Mitte	unten	l/Nm ³ Gas				
24	24	12	2,431	4,07	1,53	2,54	62,5
24			1,18	4,08	1,48	2,60	63,7
	24		1,28	4,56	1,18	3,38	74,1
	12	12	1,27	3,95	1,34	2,61	66,2
24	24		2,48	5,56	1,735	4,825	68,8
16	16	8	2,23	10,10	2,085	8,015	79,3
12	12	6	1,45	6,32	2,43	3,89	61,6

wurde, daß der für eine gute Zerstäubung erforderliche Wasserdruck eingehalten blieb. Ein Versuch mit Dreiviertellast, bei dem der außergewöhnlich hohe Entstaubungsgrad von 82,7 % erreicht wurde, wurde in die Zahlentafel nicht aufgenommen, da hier andere, nicht näher erfaßte Einflüsse entscheidend gewesen sein müssen. Die Entstaubung ist von der Belastung in weitem Maße unabhängig.

Der Einfluß von wechselnder Anordnung der Düsen auf die Entstaubung läßt sich dahin zusammenfassen, daß der Entstaubungsgrad bei Betrieb der oberen oder mittleren Düsenreihe und bei etwa halber Wassermenge nicht schlechter ist als bei voller Wassermenge und bei Betrieb sämtlicher Düsen. Der Wasserverbrauch kann erheblich herabgesetzt werden. Die untere, vielleicht auch die mittlere Düsenreihe kann fortfallen.

Zahlentafel 2. Druckverhältnisse und Gastemperaturen.

Gichtgasdruck vor dem Einspritzkühler	— 91 bis + 100 mm WS
Gichtgasdruck vor dem Desintegrator	— 114 bis + 85 mm WS
Gichtgasdruck hinter dem Desintegrator	+ 217 bis + 526 mm WS
Drucksteigerung im Desintegrator	324 bis 412 mm WS
Reingasdruck	+ 164 bis + 241 mm WS
Gichtgastemperatur vor dem Einspritzkühler	68 bis 145°
Gichtgastemperatur hinter dem Einspritzkühler	28 bis 37°
Gichtgastemperatur vor dem Desintegrator	26 bis 35°
Reingastemperatur	24 bis 31°

Zahlentafel 2 zeigt die Kühlwirkung des Einspritzkühlers bei verschiedenen Gasmengen und verschiedenen Wassermengen. Die Gaseintrittstemperatur schwankte zwischen 68 und 145°, also um 77°. Die Austrittstemperatur des Gases schwankte zwischen 28 und 37°, also nur um 9°. Auch bei niedriger Wassermenge von 1,18 l/Nm³ (statt 2,4 l/Nm³ entsprechend der Gewährleistung) ist der Kühler in seiner Wirkung noch so anpassungsfähig, daß bei einer Steigerung der Gaseintrittstemperatur um 40° die Temperatur bei Gasaustritt unverändert bleibt. Die Temperaturschwankungen am Gasaustritt sind so gering, daß sie vom Desintegrator ohne weiteres aufgenommen werden können, so daß in jedem Falle für Reingas von gleichbleibender Temperatur gesorgt ist.

Abschließend kann zu dem untersuchten Einspritzkühler gesagt werden, daß er gegen Schwankungen der Gasmenge, der Gastemperatur, der Wassermenge und des Staubgehaltes unempfindlich ist, ein großer Vorteil bei stark wechselndem Hochofenmüller und Ofengang.

Für die Weiterentwicklung des Kühlers dürften folgende Wege Erfolg versprechen:

Die Vorschaltung einer Heißstufe nach Art des in den Vereinigten Staaten ausgeführten Simplex-Wäschers (Bild 3) ergibt geringe Wassermengen mit hohem Schlammgehalt, daher eine kleine Kläranlage und gute Klärwirkung. Der Betrieb mit heißem Wasser hat Vorteile, die Bild 4 veranschaulicht. Die Feinheit der Zerstäubung ist beispielsweise für Wasser von 55° dreimal so gut wie für Wasser von 10°. Die Sinkgeschwindigkeit der Staubteilchen steigt entsprechend der fallenden Zähigkeitskurve des Wassers mit

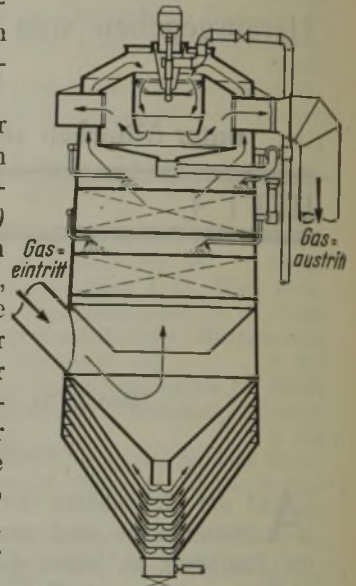


Bild 3. Simplex-Heißwäscher.

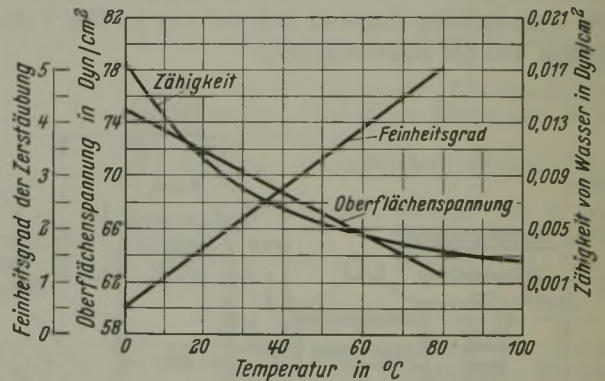


Bild 4. Eigenschaften von Wasser bei verschiedenen Temperaturen.

steigender Temperatur. Anschließend an die Heißstufe ist ein mit Kaltwasser betriebener Einspritzkühler vorzusehen, dessen Wasserverbrauch durch richtige Anordnung der Düsen und gute Zerstäubung erheblich unter die zur Zeit üblichen Werte gesenkt werden kann bei gleichzeitiger Verbesserung der Staubabscheidung.

Zahlentafel 3. Vergleich zwischen Hordenkühler und Einspritzkühler.

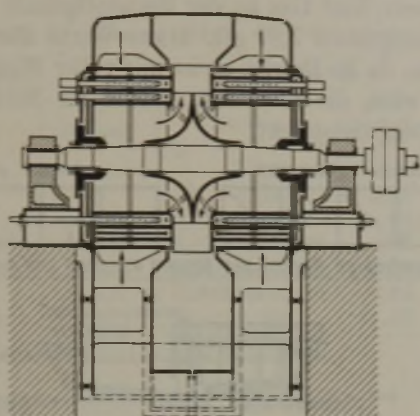
	Hordenkühler	Einspritzkühler
Solleistung	Nm ³ /h 50 000	80 000
Durchmesser	mm 5 500	5 000
Höhe	mm 14 000	18 000
Rauminhalt des Kühlers	m ³ 332	354
Rauminhalt des Kühlers in Prozent der stündlichen Gasmenge	% 0,66	0,44
Verweildauer des Gases im Kühler s	24	16
Wasserverbrauch m ³ /1000 Nm ³ /Gas	5	2,4
Widerstand	mm WS 35	5
Staub im Rohgas	g/Nm ³ 7—9	4—6(10)
Staub im Reingas	g/Nm ³ 1,5—2,5	1,3—1,9
Entstaubung	% 70	69

Zahlentafel 3 gibt eine Gegenüberstellung des untersuchten Einspritzkühlers mit einem von M. Steffes²⁾ untersuchten Hordenkühler. Der Einspritzkühler hat einen

²⁾ Stahl u. Eisen 52 (1932) S. 1252/53.

günstigeren Wasserverbrauch, geringeren Druckverlust und ist außerdem bei größerer Leistung kleiner.

Die Untersuchung des Desintegrators (Bild 5) erstreckte sich auf verschiedene Gasmengen ($\frac{1}{2}$ -, $\frac{3}{4}$ - und Vollast), auf verschiedene Wassermengen (0,4 l/Nm³ Gas, 0,7 l/Nm³ Gas, entsprechend der Gewährleistung, und 0,9 l/Nm³ Gas) und auf den Betrieb der inneren, der äußeren und beider Düsenreihen. Die Versuchsergebnisse sind in Bild 6 zusammengefaßt. Nach der Gewährleistung soll der



Gegenstromwascher

Bild 5. Desintegrator nach Dingler.

Desintegrator bei einer Wassermenge von 0,7 l/Nm³ Gas das im Einspritzkühler vorgereinigte Gas auf 15 bis 20 mg/Nm³ reinigen bei einem Stromverbrauch von 5,6 kWh/1000 Nm³ Gas und einer Drucksteigerung von 350 mm WS. Die Reingasstaubgehalte, hinter dem Wasserabscheider gemessen, lagen mit 11 bis 13,1 mg/Nm³ bei allen Versuchen unter dem zugesicherten Wert. Ein wesentlicher Einfluß des Staubgehaltes vor dem Desintegrator auf den erzielten Reinheitsgrad war kaum festzustellen (vgl. Zahlentafel 4).

Zahlentafel 4. Wasserumlauf, Energiebedarf und Reinheitsgrad.

Wassermenge im Einspritzkühler	2,4 bis 2,5 m ³ /1000 Nm ³ Gas
Wassermenge im Desintegrator	0,6 bis 0,9 m ³ /1000 Nm ³ Gas
Gesamter Wasserumlauf	3,0 bis 3,4 m ³ /1000 Nm ³ Gas
Energiebedarf der Pumpe im Mittel	0,6 bis 1,08 kWh/1000 Nm ³ Gas 0,68 (oder 0,18 bis 0,36 kWh/m ³ Wasser)
Energiebedarf des Desintegrators im Mittel	5,35 bis 6,65 kWh/1000 Nm ³ Gas 5,85 kWh/1000 Nm ³ Gas
Gesamtenergiebedarf im Mittel	5,95 bis 7,73 kWh/1000 Nm ³ Gas 6,5 kWh/1000 Nm ³ Gas
Staubgehalt vor dem Einspritzkühler	4,0 bis 4,6 g/Nm ³
Staubgehalt vor dem Desintegrator	1,3 bis 1,9 g/Nm ³
Staubgehalt im Reingas	0,011 bis 0,013 g/Nm ³
Abscheidegrad des Einspritzkühlers	56 bis 65 %
Abscheidegrad des Desintegrators	99,2 %

Die Staubabscheidungsgrade von 99,2 bis 99,3 % sind als sehr gut zu bezeichnen, wenn man die sehr feinkörnige Beschaffenheit des Gichtstaubes berücksichtigt. Die Entstaubung bleibt bei schwankender Belastung praktisch gleichmäßig und ist von der Anordnung der Düsen unabhängig. Der Kraftbedarf entspricht der Gewährleistung. Er steigt bei $\frac{3}{4}$ -Last um 10 %, bei $\frac{1}{2}$ -Last um 16 % an. Die Wassermenge beeinflusst den Kraftbedarf, bei einer Steigerung der Wassermenge um 30 % steigt er um 7,5 %, bei einer Herabsetzung

der Wassermenge um 40 % fällt er um 6 %. Der Einfluß dieser Aenderung der Wassermenge ist also verhältnismäßig gering. Dies ergibt sich auch aus der Zusammensetzung des Kraftbedarfs des Desintegrators, wie er in Bild 6 dargestellt ist. Der Anteil der Leerlaufarbeit und der Anteil der Drucksteigerung sind so groß, daß eine Aenderung der Wassermenge demgegenüber nicht sehr ins Gewicht fällt.

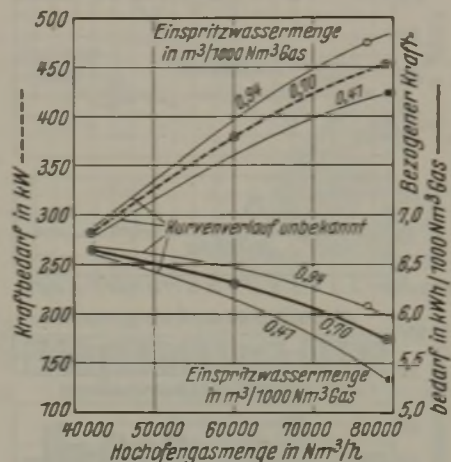


Bild 6. Kraftbedarf des Desintegrators.

Der Desintegrator ist mit einem inneren und einem äußeren Düsenkranz ausgestattet. Der Betrieb mit dem inneren Kranz ergibt einen etwas höheren Kraftbedarf, da das Wasser durch das ganze Schlagstabsystem hindurchtreten muß. Die Ergebnisse dieser Messungen sind in Bild 7 dargestellt. Das Schlagstabsystem wurde während der Versuche nicht geändert. Bild 8 gibt eine Zusammenstellung aller Versuche, und zwar Staubgehalt, Abscheidegrad, Einspritzwassermenge und Belastung.

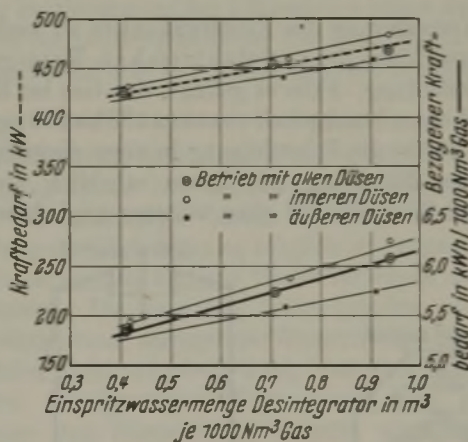


Bild 7. Einzeluntersuchung des Desintegrators.

Um den hohen Kraftbedarf des Desintegrators herabzusetzen und damit der Naßreinigung neben dem Vorteil der niedrigen Anlagekosten auch den Vorteil niedriger Betriebskosten zu verschaffen, sollten sich weitere Untersuchungen auf die Wassermenge, die Düsenanordnung und die Konstruktion des Schlagstabsystems erstrecken, damit eine Senkung des Stromverbrauchs planmäßig erarbeitet wird. Der Einfluß der Bauart des Desintegrators auf den Kraftbedarf ergibt sich daraus, daß für gleiche Betriebsverhältnisse von den verschiedenen Herstellern Desintegratoren mit einem Kraftbedarf von 5,2, 6,0 und 7,3 kWh je 1000 Nm³ angeboten wurden. Eine starke Verminderung des Kraftbedarfs wird erreicht, wenn an Stelle der Schlagstäbe Tellereinbauten angewendet werden. Hierüber kann nur nach genauer Prüfung des Staubgehalts und der Staub-

eigenschaften entschieden werden. Gelingt es, die Wirkung des Einspritzkühlers weiter zu verbessern, so dürfte sich den Desintegratoren mit Tellereinbauten und daher niedrigem Kraftbedarf ein weites Anwendungsgebiet öffnen.

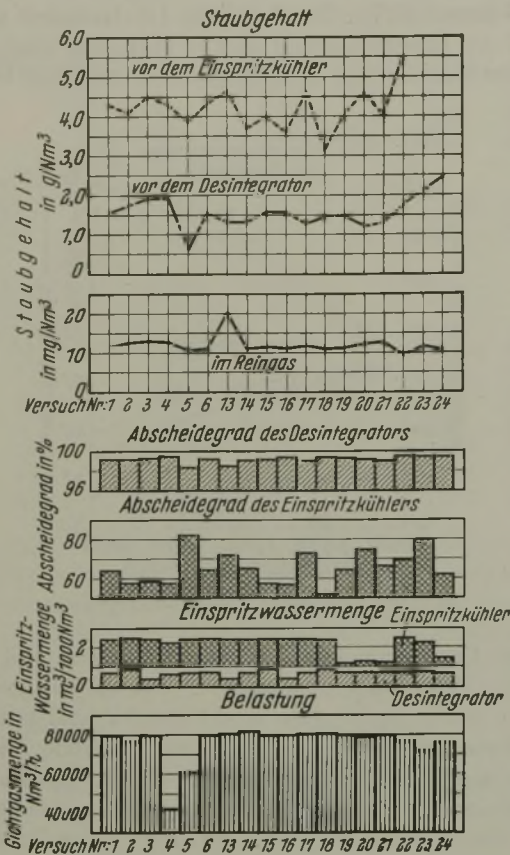
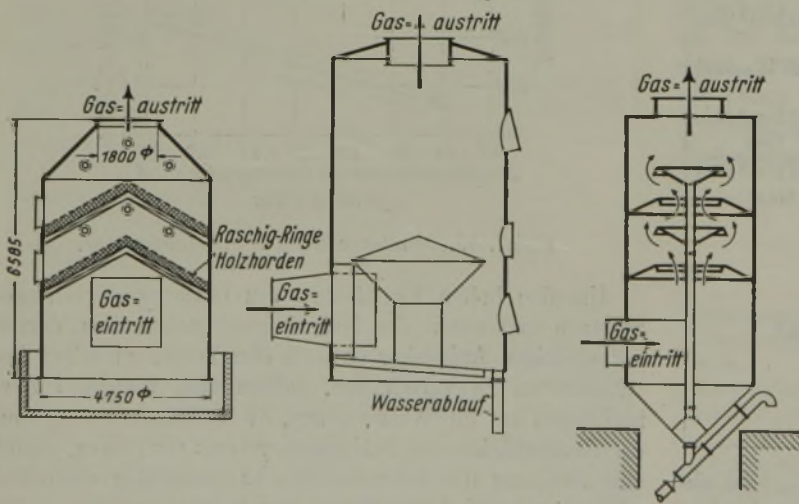


Bild 8. Staubgehalte, Abscheidegrad, Einspritzwassermenge und Belastung.

Die Verbesserung des Einspritzkühlers ist auch für die Weiterentwicklung der naßelektrischen Reinigung von großer Bedeutung. Falls es gelingt, das Gas im Einspritzkühler auf einen Staubgehalt von etwa 100 bis 200 mg/Nm³ zu reinigen, dürfte die Feinreinigung in einer einstufigen naßelektrischen Reinigung mit ihrem erheblich niedrigeren Kraft- und Wasserbedarf ohne weiteres möglich sein.



Bilder 9 a bis c. Wasserabscheider nach Dingler und Theisen.

Beim Austritt aus dem Desintegrator ist das Gas mit Wasserdampf gesättigt und weist einen sehr hohen Gehalt an freien Wassernebeln auf. Diese werden in der untersuchten Anlage in einem Wasserabscheider (Bild 9 a) niedergeschlagen. Der Wasserabscheider enthält eine 200 bis 300 mm hohe Schüttung von Raschig-Ringen. Andere

Wasserabscheider arbeiten wie Wirbler oder als Prall-Abscheider, wie z. B. die in Bild 9 b und 9 c dargestellten.

Der Feststoffgehalt im Abwasser der Gasreinigung beträgt im praktischen Betriebe im Mittel 1 bis 3 g/l. Er schwankt je nach der angewendeten Wassermenge und nach dem Staubgehalt des Rohgases. Bei Abscheidung von 5 g Staub/Nm³ im Vorkühler und bei einer Wassermenge von 2,4 l/Nm³ ist der Feststoffgehalt im Abwasser 2,08 g/l. Bei Abscheidung von 2 g Staub im Desintegrator und 0,7 l Wasser/Nm³ Gas ist der Feststoffgehalt im Abwasser des Desintegrators 2,87 g/l. Diese Werte dürften Höchstwerte sein, da im Betrieb meist mit voller Wassermenge gearbeitet wird, die Gasmenge jedoch im Mittel nicht der Nennleistung entspricht.

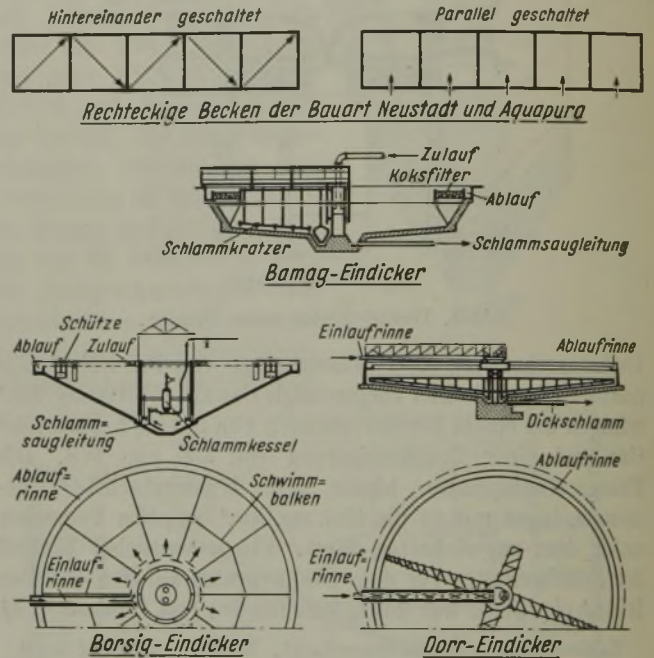


Bild 10. Kläranlagen verschiedener Bauart.

Für die Klärung des Wassers sind verschiedene Einrichtungen in Gebrauch, wie sie Bild 10 zeigt. Die Abwasserreinigungen Neustadt und Aquapura arbeiten mit länglichen rechteckigen Becken, die hintereinander oder nebeneinander geschaltet werden. Der Eindicker von Borsig ist ein rundes Becken, das durch Radialwände in beispielsweise 10 Feldern eingeteilt ist. Das Verfahren arbeitet diskontinuierlich. Das kreisförmige Becken des Dorr-Eindickers wird vom Wasser von innen nach außen durchströmt.

Der Bamaq-Eindicker hat die gleiche Grundform, sieht jedoch am äußeren Rand ein ringförmiges Koksfilter vor, das vom Wasser von unten nach oben durchflossen wird.

Zahlentafel 5 zeigt Korngrößen des Staubes von verschiedenen Anlagen und Probestellen. Staub von gleichem spezifischem Gewicht kann je nach Art des Möllers in grober oder feiner Körnung auftreten. Ein gewisser Anteil dieses Staubes ist so feinkörnig, daß er sich auch in

einem praktisch unbegrenzt großen Klärbecken nicht absetzt. Für derartige Fälle hat sich die Nachschaltung eines Koksfilters bewährt. Sie ergibt eine erheblich verbesserte Abscheidung ohne Erhöhung der Anlagekosten. Da Korngröße und spezifisches Gewicht des Staubes auf allen Werken verschieden sind, lassen sich allgemeingültige Durch-

schnittswerte für die erreichbare Klärung nicht angeben. Bei dem in *Zahlentafel 5* an erster Stelle angeführten Staub wird durch einen Eindicker mit Koksfilter der Feststoffgehalt des Schlammwassers von 1017 auf 50 bis 65 mg/l herabgesetzt. Zur Vermeidung von Ablagerungen an Rohrleitungen, Düsen und Rieselkühlern sollte der Feststoffgehalt im Reinwasser möglichst unter 50 mg/l liegen. Dies dürfte auch unter ungünstigen Verhältnissen mit Hilfe des Koksfilters zu erreichen sein.

Zahlentafel 5. Kennzahlen des Gichtstaubes.

Anlage 1		Anlage 2		
Körnung	Rohgang	Körnung	Vor Einspritzkühler	Vor Desintegrator
mm		mm	%	%
> 1	1,9	> 0,040	6,38	3,84
0,2 bis 1	4,87	0,030 bis 0,040	46,20	52,30
0,09 bis 0,2	40,08	0,020 bis 0,030	3,58	3,84
0,06 bis 0,09	21,4	0,010 bis 0,020	1,49	0,30
< 0,06	37,71	0,005 bis 0,010	0,89	0,30
Spez. Gewicht	3,1075	< 0,005	41,46	39,42

Staubzusammensetzung				
Meßstelle	Fe	Zn	Glühverlust	Spezifisches Gewicht
	%	%	%	kg/dm ³
Vor Einspritzkühler	0,80	17,67	16,70	3,41
Vor Desintegrator	1,21	16,87	15,40	3,10

Für den in *Zahlentafel 5* an zweiter und dritter Stelle genannten Staub wird folgende Klärwirkung im Eindicker zugesichert.

Feststoffgehalt im Zufluß:	Feststoffgehalt im Reinwasser:
500 mg/l	bis zu 60 mg/l = 88 %
500 bis 1000 mg/l	bis zu 110 mg/l = 78 bis 89 %
1000 bis 1500 mg/l	bis zu 150 mg/l = 85 bis 90 %
1500 bis 2000 mg/l	bis zu 180 mg/l = 88 bis 91 %

Der Feststoffgehalt im Dickschlamm beträgt für den zuerst genannten Staub 50 %, für den zuletzt genannten, erheblich feineren Staub 18 %. Die von den Baufirmen abgegebenen Gewährleistungen sind vorsichtig gefaßt, da sich die Vorversuche nur angenähert auf die Betriebsanlage übertragen lassen.

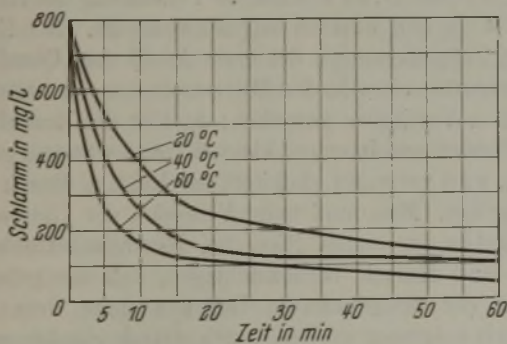


Bild 11. Sinkgeschwindigkeit von Schlamm bei verschiedenen Temperaturen.

Bild 11 zeigt den Einfluß verschiedener Wassertemperaturen auf die Absitzgeschwindigkeit. Im Versuchsfalle war das Zulaufwasser mit 800 mg/l Feststoffgehalt nach 15 min bei 20° auf 285 mg/l bei 40° auf 182 mg/l und bei 60° auf 139 mg/l geklärt. Die Verwendung möglichst heißen Wassers bringt also eine Verbesserung der Klärwirkung und eine Verbilligung der Anlagekosten für die Eindicker.

Der eingedickte Schlamm wird je nach den örtlichen Verhältnissen in einen Schlammteich oder auf eine Filteranlage gefördert. Bild 12 zeigt die Arbeitsweise von Schlammfördereinrichtungen. Bei erheblichem Raum- und Kosten-

aufwand arbeiten die in verschiedenen Ausführungen als Mammutbagger bekannten Schlammumpfen unter Verwendung von Kesseln mit Preßluft als Fördermittel. Die Dickstoffpumpe, z. B. die der Itag in Celle, ist eine drehkolbenartige Pumpe einfachster Bauweise mit einer Saughöhe bis zu 7 m und bis zu 7 atü Druckhöhe. Die Pumpe fördert sowohl Wasser als auch ganz zähflüssige Stoffe und Schlämme von Kohle, Farbe, Sand und Erzen.

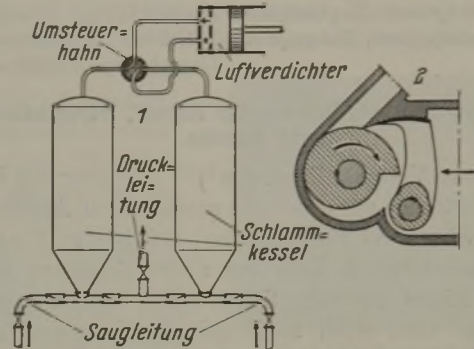


Bild 12. Arbeitsweise einer Schlammfördereinrichtung.

- 1 = Mammutbagger.
- 2 = Itag-Dickstoffpumpe.

Bei Beurteilung der Bau- und Betriebskosten der verschiedenen Arten von Gasreinigungen dürfen die Kläranlagen nicht übergangen werden. Die Anlagekosten hierfür können bis zu 40 % der Gesamtkosten betragen, so daß sich die Abschreibungskosten entsprechend erhöhen, während der Anteil der Betriebskosten etwa 10 % beträgt. Die Naßreinigung weist einschließlich der Kläranlagen die niedrigsten Anlagekosten aller Reinigungsarten auf³⁾. Dieser Vorsprung wird allerdings durch den hohen Stromverbrauch des Desintegrators und die dadurch stark ansteigenden Betriebskosten erheblich vermindert. Damit werden die Anlage- und Betriebskosten der Kläranlagen neben dem Stromverbrauch des Desintegrators zu den Punkten, die über die Wettbewerbsfähigkeit der Naßreinigung entscheiden.

Zusammenfassung.

Am Einspritzkühler und am Desintegrator der Gichtgas-Naßreinigungsanlage der Julenhütte in Bobrek durchgeführte Untersuchungen haben ergeben, daß eine Fortentwicklung der Naßreinigung möglich ist, wenn es gelingt, die Staubabscheidung und den Wasserverbrauch des Kühlers zu verbessern. Die Versuche haben ergeben, daß die in der Gewährleistung angegebene Wassermenge für den Einspritzkühler nicht erforderlich ist, sondern daß auch bei wesentlich herabgesetzter Wassermenge eine genügende Reinigungs- und Kühlwirkung erreicht wird. Hierdurch ist eine Ersparnis an Anlage- und Betriebskosten für die Pump- und Kläranlage möglich. Die Vorschaltung einer Heißstufe, die bei geringerem Wasserbedarf eine bessere Entstaubung ergibt, wird erörtert. Bei dem Desintegrator wurden die Einflüsse des Staubgehaltes, des Abscheidegrades, der Einspritzwassermenge und der Belastung untersucht. Dabei ergab sich, daß der Leerlauf und die Drucksteigerung einen so hohen Anteil am Kraftbedarf des Desintegrators haben, daß demgegenüber die Aenderung der Wassermenge kaum eine Rolle spielt. In unmittelbarem Zusammenhang mit den Betriebs- und Anlagekosten der Naßreinigung steht die Klärung des Schlammwassers. Nicht nur der Feststoffgehalt des zu klärenden Wassers beeinflußt den Klärbetrieb, sondern auch die Körnung der Schwebestoffe und die Temperatur des Schlammwassers.

³⁾ Vgl. Guthmann, K.: Stahl u. Eisen 61 (1941) S. 865/70 u. 883/91 (Hochofenaussch. 201 u. Wärmestelle 297).

Untersuchungen über Rißerscheinungen an einer geschweißten Brücke.

Von Horst Busch und Wilhelm Reulecke in Oberhausen-Sterkrade.

Mitteilung aus der Werkstoffstelle (Forschungsabteilung) der Gutehoffnungshütte Oberhausen A.-G., Werk Sterkrade.

[Bericht Nr. 572 des Werkstoffausschusses des Vereins Deutscher Eisenhüttenleute im NSBDT.*)]

(Untersuchung von Proben aus der geschweißten Brücke bei Hérenthals-Oolen auf chemische Zusammensetzung, Härte, Streckgrenze, Zugfestigkeit, Bruchdehnung, Einschnürung, Kerbschlagzähigkeit, Alterungsneigung, Gefüge, Schweißnahtbeschaffenheit, Schweißempfindlichkeit, Aufhärtung und Verhalten beim Aufschweißbiegeversuch. Folgerungen für die Ursache des Auftretens verformungsloser Risse an der Brücke.)

Die Schäden an den Brücken bei Hasselt, Hérenthals-Oolen und Kaulille.

In mehreren Veröffentlichungen^{1) bis 6)} ist über den Hergang des Unfalls an der elektrisch geschweißten Albert-Kanal-Brücke (Vierendeele-Konstruktion) bei Hasselt und über die wahrscheinlichen Ursachen dieses Schadens berichtet worden. Einen für den Schadensfall ausschlaggebenden Grund hat man noch nicht mit Bestimmtheit angeben können; jedoch wird in den Berichten auf folgende wichtige Beobachtungen hingewiesen: 1. Die Mehrzahl der Brüche ging von der Verbindung der Vertikalen mit dem Untergurt aus (Bild 1); der Anfangsbruch ist in der Schweißnaht

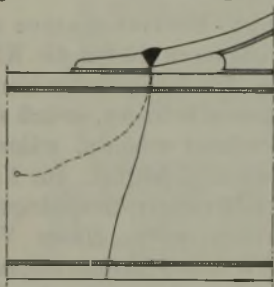


Bild 1.

Verlauf der meisten Brüche in der eingestürzten Brücke bei Hasselt.

Zahlentafel 4. Daten für drei geschweißte Brücken am Albert-Kanal.

Brücke bei	Bauzeit	Spannweite des mittleren Ueberbaues m	Gewicht t	Ausbildung des Untergurtes	Einsturz oder Risse am
Hasselt	1935/36	47,52	646	Kastenprofil aus zwei geschweißten I-Trägern ein geschweißter I-Träger	14. März 1938 8.20 bis 8.26 h
Hérenthals-Oolen	1936/37	61	595		19. Januar 1940 2.30 h
Kaulille	1934/35	48,75	180	gewalzter Breitflanschträger	25. Januar 1940 7.30 h

entstanden, welche die gebogene Lamelle mit dem Ansatzstück am Oberflansch des Untergurtes verbindet. An dieser Verbindungsstelle hat man bei vier anderen Brücken ähnlicher Ausführung nach Aufsagen der gebogenen Lamelle Spannungskonzentrationen gemessen, die bei weitem die Streckgrenze überschritten⁷⁾. 2. Die äußere Formgebung der Rahmenknoten und die Art ihres Anschlusses an die Gurte können wesentlich zum Entstehen von Spannungsspitzen beitragen⁸⁾. 3. Ungeeignete Anordnung der Schweißnähte hätten ebenfalls das Auftreten erheblicher Spannungsspitzen begünstigt⁹⁾. 4. An den Bruchstellen waren zahlreiche feine Risse vorhanden¹⁾. 5. Risse und Fehler (z. B. mangelhafte Wurzelverschweißung) sind in den

Schweißnähten gefunden worden⁶⁾. 6. Der Werkstoff hatte gute, d. h. bedingungsgemäße Eigenschaften bei üblichen und auch verschärften Prüfverfahren^{5) 8)}.

Nach dem Einsturz der Brücke bei Hasselt sind noch zwei weitere Brücken, nämlich die bei Hérenthals-Oolen und bei Kaulille, schadhaft geworden. In Zahlentafel 1 werden einige Daten für die drei Bauwerke vergleichsweise angegeben. Die ersten Risse traten auch bei den Brücken bei Hérenthals-Oolen und Kaulille im Untergurt, und zwar bei niedriger Außentemperatur (etwa -20°) mit lautem Knall ein. Ueber den Umfang und Hergang dieser Schäden ist ausführlich berichtet worden¹⁰⁾. Es wird dazu mitgeteilt, daß die ersten und späteren Risse von Schweißnahtenden

ausgehen oder dort auslaufen, jedoch nicht — wie bei Hasselt — an der Verbindungsstelle zwischen Rahmenpfosten und Oberflansch des Untergurtes; vielmehr wird angegeben, daß bei Hérenthals-Oolen der erste Riß wahrscheinlich an der Stelle I (Bild 2) im Unterflansch des Untergurtes auftrat, an welcher die Versteifung des Rahmenpfostens 4 an den Flansch angeschweißt ist. Bei Kaulille soll nach Zeugenaussagen der erste Anriß vom Oberflansch des Untergurtes etwa in der Mitte zwischen der ersten und der zweiten Vertikalen ausgehen; da hier die Bruchflächen im Oberflansch und in einem kleinen Teil des Steges gerostet schienen, wird vermutet, daß dort der Riß und Bruch seinen Ursprung hat. Man muß beim Vergleich der Unterschiede im Auftreten der ersten Risse bei Hérenthals-Oolen bzw. Kaulille und Hasselt berücksichtigen, daß die gebogenen Lamellen der erstgenannten Brücken nach dem Unfall bei Hasselt aufgesägt worden sind⁶⁾. Damit glaubte man die Ursache, die nach den ersten Untersuchungen bei Hasselt den Einsturz vermutlich ausgelöst hatte, beseitigt zu haben. Um so auffallender ist es nun, daß bei Hérenthals-Oolen und Kaulille trotzdem Risse aufgetreten sind; sie verlaufen aber an anderen Stellen und sind anscheinend durch andere Ursachen bedingt gewesen.

Die Brücke bei Hérenthals-Oolen, die nach den am 19. Januar 1940 festgestellten Schäden für den Verkehr gesperrt werden mußte, ist vor dem Einmarsch der deutschen Truppen am 10. Mai 1940 von den Belgiern gesprengt worden; dabei gelangten die ursprünglichen Bruchstellen unter Wasser und waren somit vorläufig einer Untersuchung ent-

*) Im Auszug vorgetragen am 15. Januar 1941 im Unterausschuß für Schweißbarkeit des Vereins Deutscher Eisenhüttenleute im NSBDT. und am 28. Februar 1941 im Deutschen Ausschuß für Stahlbau in Weimar. — Sonderabdrucke sind vom Verlag Stahleisen m. b. H., Düsseldorf, Postschließfach 664, zu beziehen.

1) Rösch, H.: Stahl u. Eisen 58 (1938) S. 807/09.

2) François, E.: Oss. Métall. 7 (1938) S. 201/07.

3) de Marneffe, A.: Oss. Métall. 7 (1938) S. 284/87; vgl. Stahl u. Eisen 58 (1938) S. 807/09, Berichtigung S. 980 und 1094.

4) Oss. Métall. 7 (1938) S. 336/39; vgl. Elektroschweißg. 9 (1938) S. 173/75.

5) Oss. Métall. 8 (1939) S. 101/02 u. 151/55.

6) Meslier, R.: Rev. Soud. autog. 31 (1939) S. 616.

7) Bierett, G.: Techn. Zbl. prakt. Metallbearb. 49 (1939) Nr. 9/10, S. 386/90.

8) Reeve, L.: Quart. Trans. Inst. Weld. 3 (1940), S. 3/13; vgl. Albers, K.: Elektroschweißg. 12 (1941), S. 12/14.

9) Campus, F.: Oss. Métall. 9 (1940) S. 125/42 u. 181/89; vgl. Z. VDI 84 (1940) S. 1012/14.

10) Oss. Métall. 9 (1940) S. 89/92.

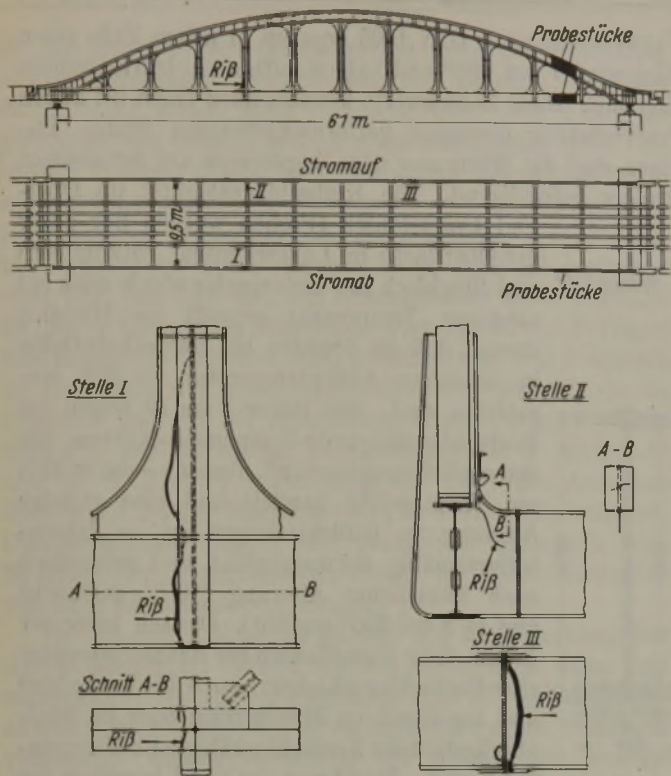


Bild 2. Schadhafte Stellen der Brücke bei Hérentals-Oolen und Entnahmestelle der Proben für vorliegende Untersuchung.

zogen. Die Brückenbauabteilung der Gutehoffnungshütte Oberhausen A.-G., Werk Sterkrade, die in der Nähe des Albert-Kanals gesprengte Eisenbahnbrücken instand setzte, hat auf Veranlassung der Deutschen Reichsbahn eine größere Menge Versuchswerkstoff, von dem ein Teil in diesen Ausführungen behandelt wird, aus der Brücke Hérentals-Oolen geborgen. Bei der Sprengung und beim Absturz der Brücke sind eine Reihe weiterer Risse aufgetreten, die weitab von der Sprengstelle lagen und in deren Umgebung keinerlei Verformungen der Konstruktion erkennbar waren; dies ist ein auffallender Gegensatz zu dem Aussehen gesprengter Nietkonstruktionen von Brücken. Bild 3 zeigt z. B. einen Riß im Untergurt, der eine große Ähnlichkeit mit den bei der Hasselt-Brücke (Bild 1) beobachteten hat, jedoch mit dem Unterschied, daß er nicht von der Schweißnaht zwischen gebogener Lamelle und dem Ansatzstück am Oberflansch des Untergurtes ausgeht, sondern von dem Ende einer Kehlnaht, welche das zwischen gebogener Lamelle, Rahmenpfosten und Untergurt liegende Knotenblech mit dem Oberflansch des Untergurtes verbindet. Man erkennt in Bild 3 auch deutlich den Sägeschnitt in der gebogenen Lamelle.

Untersuchung von Ausschnitten aus der Brücke bei Hérentals-Oolen.

Aus dem Unter- und Obergurt der Brücke Hérentals-Oolen wurde je ein Ausschnitt untersucht (Bild 2). Ueber Art und Lage der bei der Untersuchung des Untergurstückes verwendeten Proben unterrichtet Bild 4.

Alle in den Probekörpern vorhandenen Einzelteile und Schweißnähte wurden chemisch untersucht (Zahlentafel 2). Die Analysen — vor allem die Stickstoffgehalte — deuten auf unberuhigt vergossenen Thomasstahl hin; nur für das Anschlußstück hat man unberuhigten Siemens-Martin-Stahl verwandt. Bei den Schweißgutzusammensetzungen fällt der hohe Phosphorgehalt auf, welcher den in den Vorläufigen technischen Lieferbedingungen der Deutschen Reichsbahn für Schweißdraht¹¹⁾ höchst zulässigen Wert von 0,04 % bei gewöhnlichen und von 0,03 % bei hochwertigen Mantelelektroden beträchtlich übersteigt; der Schwefelgehalt liegt an der oberen zugelassenen Grenze. Die mitgeteilte chemische Zusammensetzung der Einzelteile und des Schweißgutes in der Hasselt-Brücke⁸⁾ deckt sich mit unseren Werten.

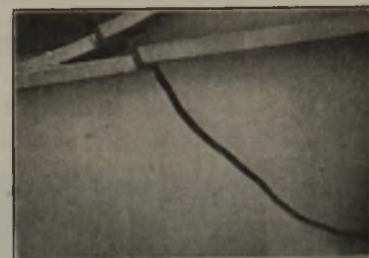


Bild 3. Verformungsloser Riß im Untergurt der Brücke bei Hérentals-Oolen nach dem Sprengen.

¹¹⁾ Drucksache 91 927 vom Juli 1938.

Zahlentafel 2. Chemische Zusammensetzung von Teilen der Brücke Hérentals-Oolen.

Brückenteil		% O	% Si	% Mn	% P	% S	% Cr	% Cu	% Mo	% N ₂
Obergurt	Oberflansch	0,13	Spur	0,94	0,066	0,038	0,04	0,02	0,05	0,016
	Unterflansch	0,12	Spur	0,89	0,079	0,048	0,04	0,02	0,04	0,019
	Stegblech	0,13	Spur	0,50	0,057	0,027	0,02	0,02	0,06	0,014
	Innere Aussteifung	0,11	Spur	0,47	0,054	0,026	0,03	0,02	0,05	0,017
	Seitliche Aussteifung	0,16	Spur	0,56	0,050	0,046	0,06	0,07	0,06	0,014
	Kehlnaht an der Aussteifung	0,11	0,01	0,57	0,051	0,030	0,04	0,06	0,04	0,017
Untergurt	Halsnaht	0,10	0,01	0,49	0,049	0,032	0,03	0,07	0,05	0,025
	Oberflansch	0,16	Spur	0,44	0,038	0,031	0,03	0,08	0,05	0,011
	Unterflansch	0,17	Spur	0,50	0,053	0,036	0,01	0,08	0,05	0,013
	Stegblech	0,13	0,01	0,51	0,048	0,025	0,02	0,02	0,04	0,013
	Gebogene Lamelle	0,18	0,05	0,53	0,044	0,028	0,02	0,07	n. b.	0,010
	Anschlußstück	0,18	Spur	0,46	0,059	0,050	0,05	0,08	0,06	0,007
Halsnaht	0,10	Spur	0,43	0,050	0,031	0,05	0,08	0,03	0,030	
Stumpfnah	0,09	0,01	0,48	0,048	0,028	0,04	0,07	0,03	0,027	

Zahlentafel 3. Festigkeitseigenschaften von Werkstücken der Brücke Hérentals-Oolen. (Mittelwerte aus je zwei Versuchen.)

Brückenteil		Blechedicke	Brinellhärte	Streckgrenze	Zugfestigkeit	Bruchdehnung (L = 5 d)	Einschnürung
		mm	H 10/3000/30	kg/mm ²	kg/mm ²	%	%
Obergurt	Oberer I-Träger	Flansch 1	30	141	26,4	41,6	35,1
		Flansch 2					
	Unterer I-Träger	Flansch 1	30	141	26,6	44,4	33,8
		Flansch 2					
Untergurt	Stegblech	längs	15	157	25,8	43,2	35,8
		quer					
	Innere Aussteifung		18	107	24,2	41,3	32,3
		Seitliche Aussteifung					
Untergurt	Oberflansch		45	103	21,1	40,2	36,5
		Unterflansch					
	Stegblech		18	123	24,3	44,0	35,0
		Schweiße, Stumpfnah					

Proben für Zugversuche, Härte- und Kerbschlaguntersuchungen sind ebenfalls aus allen Einzelteilen, die in den zur Verfügung gestellten Probekörpern vorkamen, entnommen worden. Von den Schweißnähten war nur die Stumpfnah zwischen der gebogenen Lamelle und dem Ansatzstück am Oberflansch des Untergurtes für die Entnahme

Faltversuche nach DIN 1605 ergaben in jedem Falle einen Biegewinkel von 180° und hatten mithin ein befriedigendes Ergebnis. Diese Zahlenwerte kennzeichnen einen bei diesen Prüfverfahren durchaus verformungsfähigen Stahl. Dagegen sind die Werte aus dem Zugversuch am Schweißgut weniger befriedigend. Die Kerbschlagzähigkeit im Ober-

und Unterflansch (Proben wurden nur unter der Oberfläche in Längsrichtung entnommen) und Stegblech des Untergurtes wurde auch bei niedriger Temperatur geprüft im Hinblick darauf, daß die Schäden bei Hérenthals-Oolen in niedriger Außentemperatur (−20°) eingetreten sind. Die Bilder 5 bis 10 zeigen die Kerbschlagzähigkeits-Temperatur-Kurven für den Anlieferungszustand, ferner — da es sich um Thomasstahl handelt und eine etwaige Alterung zu berücksichtigen ist — laboratoriumsmäßig normalgeglüht und schließlich nach künstlicher Alterung (10 % gestaucht und 1/2 h bei 250° gegläht). Danach hatte der 45 mm dicke Unterflansch bei Raumtemperatur eine Kerbschlagzähigkeit von 3 bis 7 mkg/cm² und lag damit im Streubereich oder im Steilabfallgebiet der Kerbschlagzähigkeits-Temperatur-Kurve. Bei 0° war der Stahl bereits in der Tieflage zwischen 2 und 3,5 mkg/cm² und bei −20° ohne jede Streuung bei etwa 1,8 mkg/cm² in der Tieflage. Der ebenso dicke Ober-

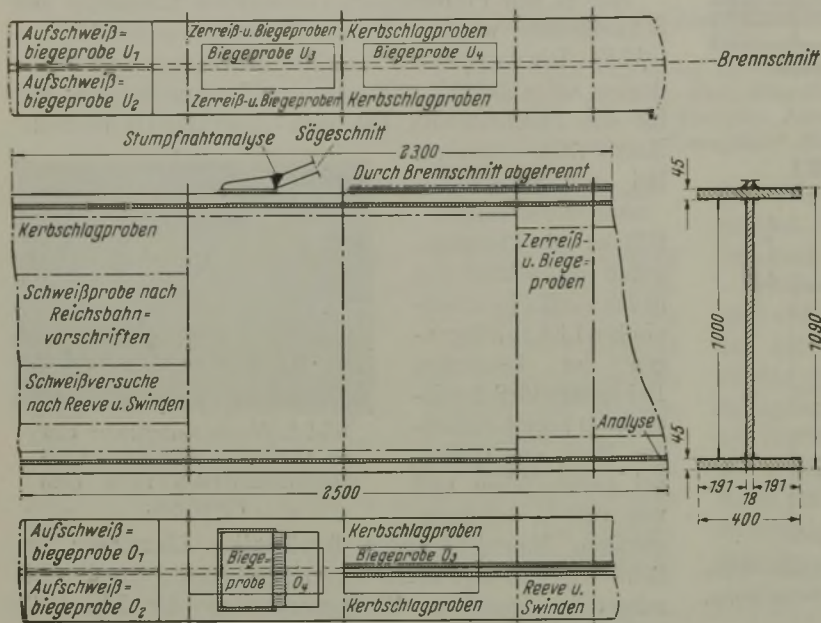
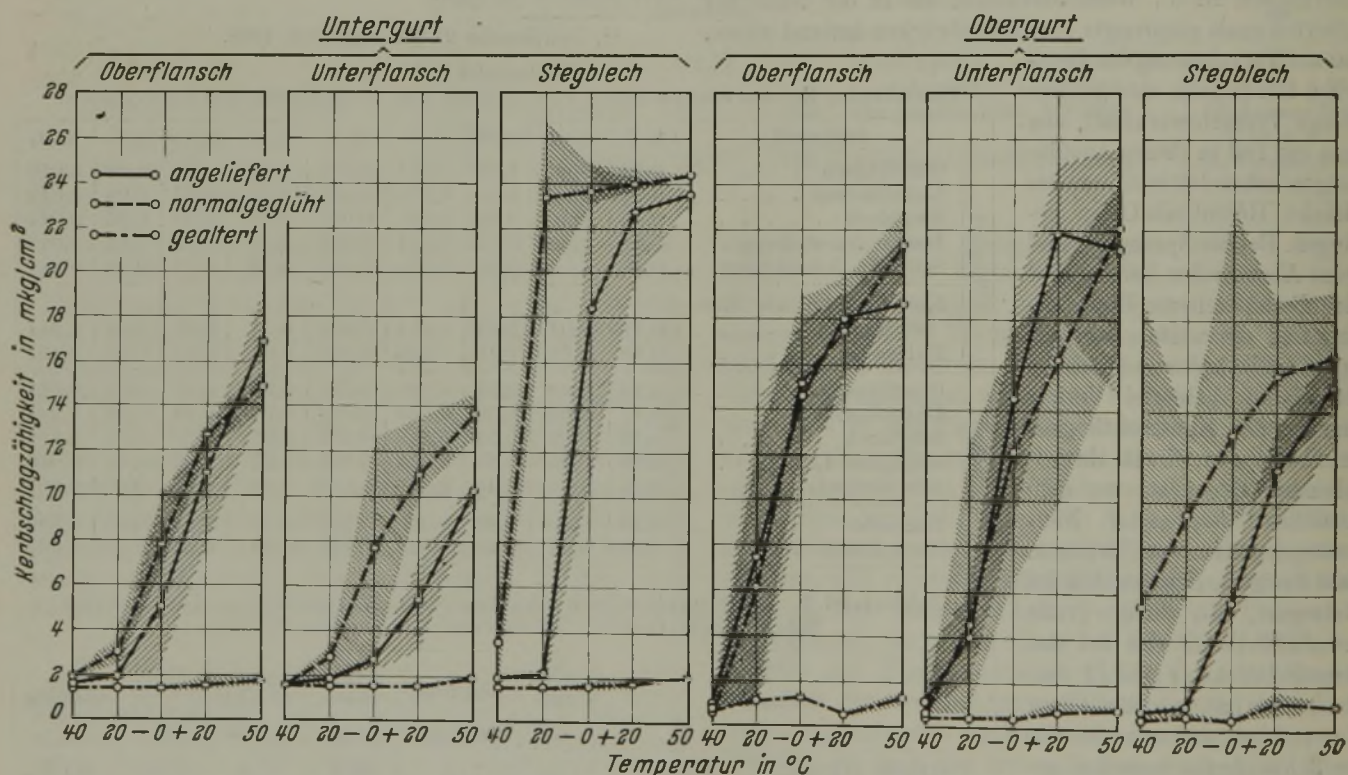


Bild 4. Probenentnahme aus dem Untergurtstück.



Bilder 5 bis 10. Abhängigkeit der Kerbschlagzähigkeit von der Temperatur bei Teilen aus der Brücke bei Hérenthals-Oolen. (DVM-Kerbschlagprobe von 55 × 10 × 10 mm³ mit 3 mm tiefem Rundkerb von 2 mm Dmr. Die Schraffur bei den Kurven gibt den Streubereich der Kerbschlagzähigkeitswerte von 3 bis 4 Kerbschlagproben an.)

eines ZerreiBstabes ausreichend. Die durch den Zugversuch ermittelten Festigkeitseigenschaften (Zahlentafel 3) der gewalzten Werkstoffe erfüllen die Bedingungen des nach DIN 1611 genormten Stahles St 37 und liegen außer der Zugfestigkeit des Oberflansches im Untergurt — mit einigen unbedeutenden Ausnahmen — auch zwischen der für die geschweißten Albert-Kanal-Brücken geforderten Zugfestigkeit von 42 bis 50 kg/mm². Besonders hervorzuheben sind die guten Werte für die Bruchdehnung und Einschnürung.

flansch hatte bei Raumtemperatur etwas höhere Kerbschlagzähigkeitswerte, sonst aber ist der Verlauf der Kerbschlagzähigkeits-Temperatur-Kurve ähnlich.

Die Gefügeausbildung bei den gewalzten Werkstoffen entsprach dem Herstellungsverfahren. Makroskopisch konnten auf dem Baumann-Abzug oder nach der Heyn-Aetzung beträchtliche Seigerungskonzentrationen in den I-Trägern des Obergurtes festgestellt werden. Aus der mikroskopischen Untersuchung entnehmen wir, daß die Einzelteile, vor allem

die mit den größeren Querschnitten, nach dem Abwalzen nicht normalgeglüht worden sind; das ist auch bei Stahl St 37 weder üblich noch vorgeschrieben. Die Sekundärkorngröße war normal, jedoch erwartungsgemäß nicht einheitlich in einem Querschnitt. Die größte Korngröße haben wir im Oberflansch des Untergurtes mit durchschnittlich über $2000 \mu^2$ gemessen; der entsprechende Unterflansch hatte eindeutig eine Korngröße unter $2000 \mu^2$ (zwischen etwa 1250 und $1500 \mu^2$), das Anschlußstück hatte ungefähr die gleiche Korngröße, während die Flanschteile der I-Träger eine Korngröße von etwa $1000 \mu^2$ aufwiesen. Das Stegblech im Untergurt war grobkörniger (900 bis $1300 \mu^2$) als im Obergurt und als die Aussteifungen im Obergurt (unter $1000 \mu^2$). Die „arteigene“ Korngröße nach H. W. McQuaid und E. W. Ehn¹²⁾ wurde nach der Tafel der American Society for Testing Materials (ASTM. E 19—33) beurteilt. Durchschnittlich hatten alle genannten Einzelteile eine McQuaid-Ehn-Korngröße von etwa 3, in Querschnittsmitte war sie 2 bis 3 Einheiten kleiner.

Da bei der Brücke in Hasselt die Untersuchung der Schweißnähte⁶⁾ Mängel ergeben hatte, z. B. Risse und mangelhafte Wurzelverschweißung, sind alle Schweißnähte an den Probestücken, soweit sie nicht für andere Prüfungen verbraucht wurden, sorgfältig auf Fehler und sonstige Mängel abgesucht worden. Die Halsnähte waren, wie Querschlitze zeigten, in zwei Lagen geschweißt, dabei die erste mit einer dünneren Elektrode als die zweite; der Einbrand war normal und ausreichend, im Uebergang und angrenzenden Grundwerkstoff wurden keine Risse gefunden, im Schweißgut hingegen manchmal ein kleiner Anriß. Die Wurzeln der Halsnähte waren sauber, d. h. schlacken- und porenfrei, jedoch beobachteten wir Unregelmäßigkeiten an Stellen, an denen offensichtlich ein Elektrodenwechsel stattgefunden hatte (Bild 11); dort befanden sich in der

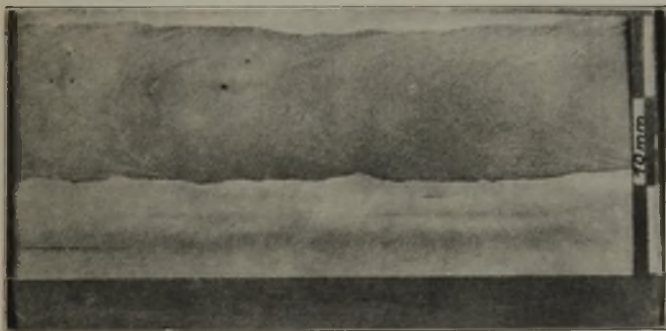


Bild 11. Kehl- und Halsnahtschweiße aus dem Oberflansch des Untergurtes. (Aetzung nach A. Fry. Natürliche Größe.)

Schweiße Poren und gelegentlich ein kleiner Riß. Ueerraschend ist zudem hier das Auftreten von Kraftwirkungslinien, wenn man die gleichen Stücke nach A. Fry ätzt (Bild 11). In der Stumpfnah zwischen der gebogenen Lamelle und dem Ansatzstück am Oberflansch des Untergurtes wurden wie bei der Brücke Hasselt⁸⁾ Poren und mangelhafte Verschweißung in der Wurzel gefunden. Dies ist bei der ungünstigen konstruktiven Ausbildung — ordnungsgemäßes Gegenschweißen war nicht möglich — auch unvermeidlich gewesen. Es fiel aber besonders auf, daß das Ansatzstück nur an den Flanken und einer Stirnseite mit dem Oberflansch verschweißt war (Bild 12); die Seite, an der sich die Stumpfnahverbindung mit der gebogenen Lamelle befindet, war mit dem Gurt nicht verschweißt. Wir halten dies für einen schwerwiegenden konstruktiven Fehler, auf den bei den Berichten über entsprechende Untersuchungen an der Hasselt-Brücke noch nicht hinge-

wiesen worden ist; denn die an dieser empfindlichen Stelle ohnehin schon herrschende Spannungsspitze⁹⁾ wird dadurch auf die Enden der Flankennähte konzentriert. In diesen befanden sich auch, wie man nach Abhobeln und

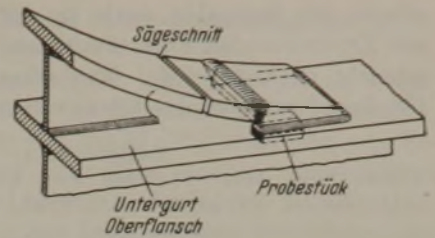


Bild 12. Durchführung der Schweißung bei der Verbindung von gebogener Lamelle, Ansatzstück und Oberflansch des Untergurtes.

Aetzen eines Längsschliffes beobachten konnte (Bild 13), von der Ecke ausgehend im Schweißgut Risse, die mit größer werdendem Abstand von dieser Ecke kleiner wurden und schließlich verschwanden. Wahrscheinlich ist dieser

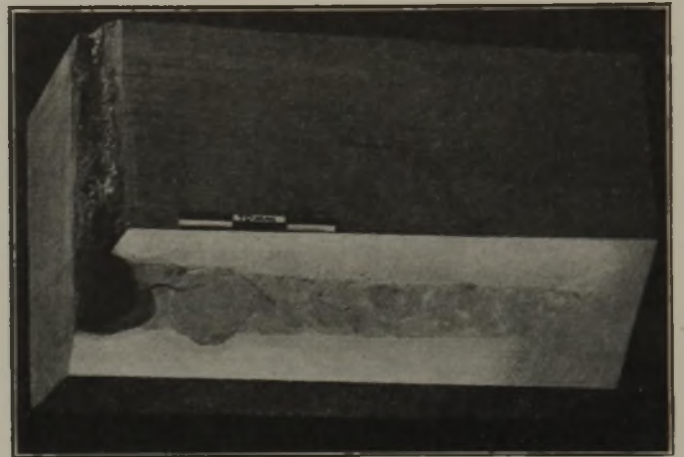


Bild 13. Längsschliff durch die Flankennaht am Ansatzstück (siehe Probestück in Bild 12).

Bruch im Schweißnahtende der Flankennaht schon im Bauwerk im Laufe der Betriebszeit eingetreten und allmählich größer geworden bis zu dem Zeitpunkt, an dem die gebogene Lamelle durchgesägt worden ist. Vielleicht ist hierin auch die eigentliche Ursache für den Einsturz der Hasselt-Brücke mit zu suchen. Wir halten es jedenfalls für ausgeschlossen, daß die Brücke bei Hasselt von der Stumpfnah zwischen gebogener Lamelle und Ansatzstück ausgehen (Bild 1), da diese ja mit dem Oberflansch gar nicht in unmittelbarer Verbindung stand. Für die Schäden bei Hérenthals-Oolen und Kaulille sind diese zuletzt geschilderten Mängel wahrscheinlich ohne Bedeutung, da die ersten Risse bei diesen Brücken an anderen Stellen aufgetreten sind.

Die Prüfung der Schweißempfindlichkeit nach T. Swinden und L. Reeve¹³⁾ an Proben aus 45 mm dicken Flanschen und 18 mm dicken Stegblechen ergab selbst bei Beurteilungsstufe 6 keine Anrisse. Mithin ist zu folgern, daß der bei der Brücke Hérenthals-Oolen verschweißte Stahl nicht zu Anrissen neigt, d. h. nicht „schweißempfindlich“ ist. Schweißproben nach den Reichsbahnvorschriften¹¹⁾ hatten bis 52 kg/mm^2 Zugfestigkeit bei guter Verformbarkeit [50 % Bruchdehnung ($L = 5 d$) der Schweiße und 40 % Einschnürung]. Die Biegeproben ergaben ausnahmslos 180° . Die Kerbschlagzähigkeit der Schweiße lag bei $11,7$ bis $12,2 \text{ mkg/cm}^2$.

Die Härtebarkeit des Stahles ist in Bild 14 mit der von Stahl St 52 und St 37 verglichen. Desgleichen wurde die mit dem Rollkur-Gerät¹⁴⁾ geprüfte Aufhärtung an den Ueber-

¹³⁾ Quart. Trans. Inst. Weld. 1 (1938) S. 7/24. Siehe auch Buchholtz, H., und P. Bettzieche: Stahl u. Eisen 60 (1940) S. 1145/51 (Werkstoffaussch. 517).

¹⁴⁾ Hauttmann, H.: Mitt. Forsch.-Anst. Gutehoffn. 7 (1939) S. 41/47.

¹²⁾ Trans. Amer. Inst. min. metallurg. Engrs. 67 (1922) S. 341/91; vgl. Stahl u. Eisen 56 (1936) S. 1113.

gängen der Halsnähte sowie an der Einlagenschweißung mit Ergebnissen an Stahl St 37 und St 52 in Beziehung gebracht (Zahlentafel 4). Man erkennt, daß bei 125 bis 138 Brinelleinheiten des Grundwerkstoffes die Aufhärtung

Zahlentafel 4.

Aufhärtung des Stahles der Brücke Hérenthals-Oolen im Vergleich mit Stahl St 52 und St 37.

Versuchsstück	Blechdicke mm	Rollhärte in Brinelleinheiten		
		Werkstoff	Uebergang	Schweiße
Unterflansch mit Halsnaht	45	138	147	141
Unterflansch mit Einlagenschweißung . .	45	138	176	165
Oberflansch mit Halsnaht	45	125	133	142
Oberflansch mit Einlagenschweißung . .	45	129	179	179
St 37 ¹⁾ mit Einlagenschweißung	20 bis 50	99 bis 124	205 bis 265	n. b.
St 52 ¹⁾ mit Einlagenschweißung	20 bis 50	142 bis 171	290 bis 410	n. b.

¹⁾ Nach Zusammenstellung 23 aus O. Graf: Ber. Dtsch. Aussch. Stahlbau 1940, Nr. 11, S. 87.

mit 133 oder 147 Brinelleinheiten sehr gering ist; auch bei der Einlagenschweißung kommt der belgische Stahl nur auf höchstens 180 Brinelleinheiten. Die vergleichsweise angegebenen Härtehöchstwerte bei Stahl St 37 und St 52 mit Einlagenschweißungen und auch Bild 14 geben an, daß der belgische Stahl unempfindlicher gegen Aufhärtung ist als der Stahl St 52 und etwa dem St 37 gleichzusetzen ist.

Aus den beiden 45 mm dicken Lamellen des Untergurtes wurden Proben für einige Aufschweißbiegeversuche entnommen und dabei nicht nur die den Vorschriften¹⁵⁾ entsprechende Einlagenschweißung geprüft, sondern auch Probekörper gebogen, welche in der Längsmittle im Bauwerk aufgeschweißten Halsnähte enthielten in der Länge, wie sie bei den Aufschweißbiegeproben gefordert wird. Ein Teil dieser Proben ist außerdem vor der Prüfung bei 650° spannungsfrei gegläht worden. Schließlich wurde noch eine Biegeprobe in den Abmessungen der Aufschweißbiegeprobe so entnommen, daß der Oberflansch nach Abarbeiten der seitlichen Flankennähte etwa an der Stelle auf Biegung beansprucht wurde, von welcher nach Bild 1 bei Hasselt die hauptsächlichsten Brüche und bei der gesprengten Brücke von Hérenthals-Oolen ein verformungsloser Anriß ausgingen (Bild 3). Wir haben gleichzeitig eine St-37- und

¹⁵⁾ Kühnel, R.: Stahl u. Eisen 60 (1940) S. 381/90 u. 405/12 (Werkstoffaussch. 496). Kommerell, O.: Erläuterungen zu den Vorschriften für geschweißte Stahlbauten, Teil I, 5. Aufl. Berlin 1940. Vorläufige technische Lieferbedingungen der Deutschen Reichsbahn für Formstahl, Stabstahl, Breitflachstahl, Schraubenstahl, Nietstahl u. dgl. Drucksache 91 802 vom März 1940.

St-52-Probe mitgeprüft. Der St 37 war ein unberuhigter Siemens-Martin-Stahl; der St 52 lag in Analyse und Festigkeitseigenschaften an der oberen Grenze der Vorschriften und erwies sich beim Verschweißen in der Werkstatt als schweißempfindlich; ebenso war nach dem Prüfverfahren

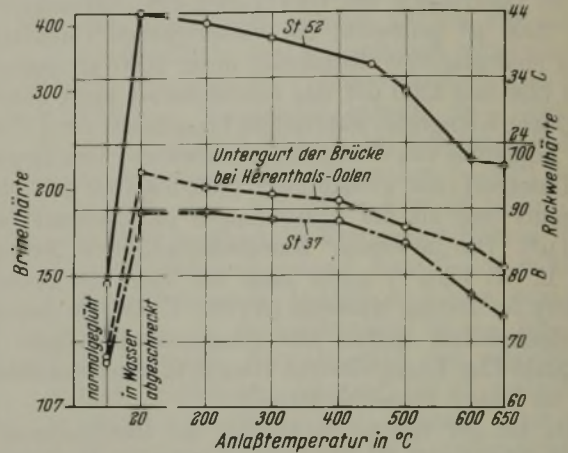


Bild 14. Abhängigkeit der Härte von der Anlaßtemperatur bei abgeschreckten Proben von 20 × 20 × 10 mm³ aus dem Untergurt der Brücke und zum Vergleich aus Stahl St 37 und St 52. (Anlaßzeit 4 h.)

von Swinden und Reeve¹³⁾ bei der Beobachtungsstufe 2 bis 3 die Kehlnaht aus dem Grundwerkstoff herausgerissen. Zahlentafel 5 enthält das Ergebnis der Aufschweißbiegeversuche. Der belgische Thomasstahl für die 45 mm dicken Lamellen im Untergurt hat dabei den heute gültigen Vorschriften¹⁶⁾ nicht genügt, d. h. bei kleinen Biegewinkeln trat ein verformungsloser Trennbruch ein, für den ein einziger

Zahlentafel 5. Ergebnis von Aufschweißbiegeversuchen bei 20° an Teilen der Brücke Hérenthals-Oolen und Proben von Stahl St 37 und St 52.

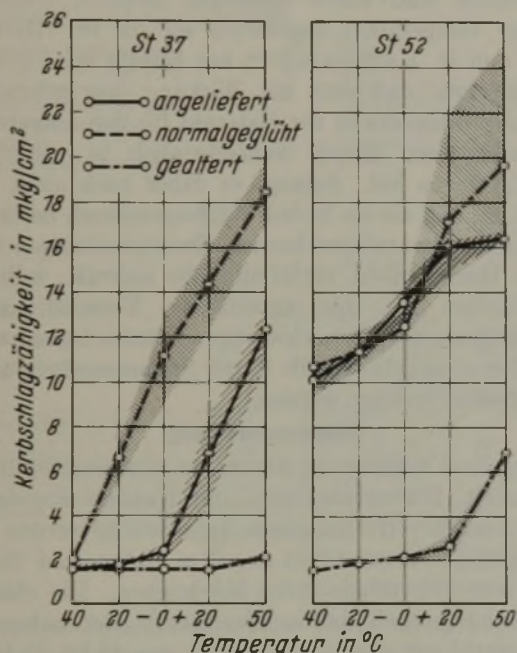
Versuchsstück	Blechdicke mm	Glühbehandlung ⁵⁾	Biegewinkel in Grad	Bruchart ⁶⁾	Querrisse in der Schweiße nach dem Biegen	Kerbschlagzähigkeit ⁷⁾ in mkg/cm ²	
						Graf-Probe	DVM-Probe
Unterflansch mit Halsnaht	45	U	41	T	keine	2,3 (3,0)	8,1 (5,2)
		S	70	T	keine	2,9 (2,9)	3,4 (4,3)
Unterflansch mit Einlagenschweißung ³⁾	45	U	17	T ⁸⁾	keine	4,6 (3,5)	5,9 (6,0)
		S	103	N ⁸⁾	viel	2,9 (3,0)	4,1 (4,4)
Oberflansch mit Halsnaht	45	U	28	T	keine	3,8 (3,2)	11,3 (6,1)
		U	80	N	wurde ohne Schweißbraupe gebogen		
Oberflansch mit Einlagenschweißung ³⁾	45	U	14	T	keine	4,1 (3,6)	9,2 (8,2)
		S	100	N	viel	3,2 (3,3)	5,7 (5,1)
St 37 ¹⁾	35	U	64	T	viel	4,6 (4,1)	8,4 (7,8)
		S	120	N	viel	4,0 (3,7)	8,3 (7,5)
St 52 ²⁾	35	U	29; 26	T	keine	8,9 (7,0)	14,0 (13,1)
		S	120; 141	N	einer	4,8 (5,3)	8,5 (8,5)

¹⁾ Stahl mit 0,14 % C, 0,41 % Mn, 0,036 % P, 0,042 % S und 0,006 % N₂. — ²⁾ Stahl mit 0,20 % C, 0,61 % Si, 1,48 % Mn, 0,035 % P, 0,026 % S, 0,04 % Cr, 0,10 % Cu, 0,08 % Mo und 0,008 % N₂. — ³⁾ Vorschrift: Verformungsbruch mit mindestens 35° Biegewinkel. — ⁴⁾ Vorschrift: Verformungsbruch mit mindestens 45° Biegewinkel. — ⁵⁾ U = ungeglüht, S = bei 650° spannungsfrei gegläht. — ⁶⁾ T = Trennungsbruch, N = nicht gebrochen. — ⁷⁾ Die Zahlen ohne Klammern gelten für eine Kerblage parallel, die eingeklammerten Zahlen für eine Kerblage senkrecht zur Oberfläche. — ⁸⁾ Prüftemperatur 0°.

Anriß ausreichte. Nach Spannungsfreiglühen haben sich ausreichende Biegewinkel bei den Einlagenschweißungen ohne Aufbrechen der Biegeproben erzielen lassen, obwohl sich in der Schweißbraupe nach und nach viele Anrisse einstellten. Lediglich die eine spannungsfreigelegte Probe mit der Halsnahtschweiße (aus Unterflansch) ist verformungslos gebrochen, wenn auch erst nach dem verhältnismäßig hohen Biegewinkel von 70°. Der Stahl selbst ohne Schweißbraupe hat nicht nur bei den Abmessungen für den Biegeversuch nach DIN 1605, sondern auch — wie die eine

Probe aus dem Oberflansch des Untergurtes beweist — in den Abmessungen der Aufschweißbiegeprobe sich einwandfrei ohne jeden Anriß biegen lassen.

Gemäß der Anregung, bei Aufschweißbiegeproben mit den Biegewinkeln zugleich die Kerbschlagzähigkeit festzustellen¹⁶⁾, wurden auch Probenformen nach O. Graf¹⁷⁾ (Proben von $50 \times 10 \times 10$ mm³ mit schlitzförmigem Scharfkerb von 0,3 mm Breite und 3 mm Tiefe) und DVM geschlagen und gefunden, daß bei der Prüfung in Raumtemperatur eine Beziehung zwischen Biegewinkel und Kerbschlagzähigkeit nicht besteht (Zahlentafel 5). Den Grund hierfür erblicken wir in erster Linie in der verschiedenen Lage der Steilabfälle (Streugebiete) der Kerbschlagzähigkeits-Temperatur-Kurven (Bilder 5 bis 7, 15 und 16); da die Kerbschlagzähigkeit bei Raumtemperatur häufig im Steilabfall der Kurve liegt, weist sie hier besonders starke Streuungen auf. W. Eilender¹⁸⁾ hat zum Fest-



Bilder 15 und 16. Abhängigkeit der Kerbschlagzähigkeit von Stahl St 37 und St 52 von der Temperatur. (DVM-Kerbschlagproben. Versuchsdurchführung wie bei den Bildern 5 bis 10.)

stellen der Eignung eines Stahles für geschweißte Bauwerke die Prüfung auf Alterungskerbschlagzähigkeit vorgeschlagen. Nach seinen Angaben hat der im Aufschweißbiegeversuch befriedigende, ordnungsgemäß normalgeglühte Feinkornstahl St 52 im gealterten Zustand eine bessere Kerbschlagzähigkeit als der ungeglühte oder normalgeglühte Grobkornstahl. Unter diesem Gesichtspunkt betrachtet haben die bei Hérenthals-Oolen für die Flansche des Untergurtes verwendeten Stähle sowohl im Aufschweißbiegeversuch versagt (Zahlentafel 5) als auch sehr geringe Alterungskerbschlagzähigkeit (Bilder 5 bis 7); das gleiche gilt für die vergleichsweise mitgeprüften St-37- und St-52-Proben (Zahlentafel 5 sowie Bilder 15 und 16). Man sollte aber auch bei solchen Vergleichsversuchen nicht allein die Alterungskerbschlagzähigkeit bei Raumtemperatur heranziehen, sondern die Änderung der Kerbschlagzähigkeit mit der Temperatur, weil nur diese eine genügende und eindeutige Kennzeichnung des Stahles ermöglicht.

¹⁶⁾ Wasmuht, R., und C. Salzmann: Stahl u. Eisen 60 (1940) S. 453/56.

¹⁷⁾ Ber. Dtsch. Aussch. für Stahlbau 1940, Nr. 11.

¹⁸⁾ Erörterungsbeitrag von W. Eilender und H. Arend zu Werner, O.: Arch. Eisenhüttenw. 15 (1941/42) S. 219/34 (Werkstoffaussch. 561).

Folgerungen aus den Untersuchungsergebnissen für die Ursache der Risse.

Faßt man das Ergebnis der Untersuchungen an Probe­stücken aus der Brücke bei Hérenthals-Oolen zusammen, dann ist zunächst für den Stahl die Feststellung von Bedeutung, daß es sich um einen weichen, unberuhigten Thomasstahl handelt, welcher in der bei den Lamellen verwendeten Dicke nach den heute gültigen Vorschriften der Deutschen Reichsbahn¹⁹⁾ in geschweißten Brücken nicht mehr verwendet werden darf. Den beim Zugversuch gestellten Anforderungen hat der verschweißte Stahl vollaufgenügt; jedoch ist seine Zähigkeit im Kerbschlagversuch, besonders bei niederen Temperaturen (0 und -20°) mangelhaft gewesen, und gerade dieser Kennwert scheint bei Stählen in geschweißten Brücken bedeutsam zu sein; hierauf ist bei den festeren Stählen schon früher hingewiesen worden²⁰⁾.

Sehr schwerwiegend bei der Beurteilung über die Ursachen der Schäden an den geschweißten Albert-Kanal-Brücken scheint uns die fehlerhafte Konstruktion beim Uebergang vom Rahmenpfosten zum Untergurt zu sein. Sie ist ohne Rücksicht auf die praktische Schweißausführung vorgenommen worden, abgesehen davon, daß nach de Marneffe³⁾ und Campus⁹⁾ schon in ungeschweißten Bauteilen dieser Art Spannungsspitzen auftreten. Allerdings hat dieser Umstand nur für den Fall der Brücke in Hasselt eine übergeordnete Bedeutung; für die Schäden bei Hérenthals-Oolen und Kaulille dagegen sind andere Gründe als maßgebend anzusehen, weil die gebogene Lamelle vor dem Auftreten der Schäden durchgesägt war und die fehlerhafte Verbindung danach nicht mehr unter Spannung stand. Die Risse traten bei Hérenthals-Oolen und Kaulille auch an anderen Stellen auf als bei Hasselt. Wir müssen es aber dahingestellt sein lassen, ob nach dem Durchsägen der gebogenen Lamelle in der Gesamtkonstruktion nicht solche Spannungsverlagerungen entstanden sind, daß dadurch die später eingetretenen Anrisse in ihrem Entstehen wiederum begünstigt wurden.

Sehr aufschlußreich sind die Versuche gewesen, welche sich mit der „Schweißbarkeit“ des Stahles befaßten. Bei den Schweißnähten der aus dem Bauwerk entnommenen Proben sind weder im Uebergang noch im Grundwerkstoff Risse gefunden worden, noch nach der scharfen Schweißempfindlichkeitsprüfung von Swinden und Reeve. Auch die Aufhärtung in den Halsnähten und selbst bei Probe-schweißen mit nur einer Lage auf den 45 mm dicken Lamellen ist bedeutungslos gewesen. Somit darf man schließen, daß der für das Brückenbauwerk Hérenthals-Oolen verschweißte Stahl schweißunempfindlich und in dieser Beziehung für die aufgetretenen Schäden nicht verantwortlich gewesen ist. Dagegen haben die Aufschweißbiegeversuche, welche zur Zeit der Erstellung des Bauwerkes noch nicht bekannt oder in den einschlägigen Vorschriften noch nicht gefordert war, mit Sicherheit bewiesen, daß der verwendete Stahl im mehrachsigen Spannungszustand nur sehr kleine Biegewinkel erreicht und daher nach heutiger Anschauung für ein geschweißtes Bauwerk ungeeignet ist. Damit haben die vorliegenden Untersuchungen erneut klar gezeigt, wie wenig der Aufschweißbiegeversuch die Schweißempfindlichkeit kennzeichnet, sondern nur technologisch etwas über das Verhalten eines Stahles im mehrachsigen Spannungszustand

¹⁹⁾ Vorläufige technische Lieferbedingungen für Formstahl, Stabstahl, Breitflachstahl, Schraubenstahl, Nietstahl u. dgl. Drucksache 91 802 vom März 1940.

²⁰⁾ Wasmuht, R.: Stahl u. Eisen 59 (1939) S. 209/12 (Werkstoffaussch. 456), Klöppel, K.: Stahlbau-Kalender 1940, S. 402.

aussagt²¹⁾. Wir heben dies besonders hervor, weil bereits in einem Lehr- und Nachschlagebuch²²⁾ jüngeren Datums der Aufschweißbiegeversuch zur Prüfung der Schweißempfindlichkeit von Baustählen angeführt wird.

Die Ergebnisse zeigen aber auch weiterhin, daß die von G. Bierett⁷⁾²³⁾ verschiedentlich geäußerte Ansicht, „die befriedigende Lösung der stofflichen Frage bezüglich der Nahtzone (Naht, Uebergangszone, wärmebeeinflusste Zone) bedeute gleichzeitig auch die befriedigende Lösung der Spannungsfrage insofern, als eine genügende Zähigkeit der Nahtzonen die Gefährdung durch Schweißspannungen und auch durch ungünstige mehrachsige Spannungen beseitigt“, zum mindesten bei den weichen Stählen von der Art des St 37 nicht zutrifft; denn im geschilderten Untersuchungsfalle ist die Nahtzone bei der geringen Aufhärtung genügend zäh gewesen, und allein nur der durch die aufgebrachten Schweißen hervorgerufene mehrachsige Spannungszustand hat sowohl bei den Einlagenschweißungen als auch bei den „Halsnahtproben“ den verformungslosen Trennbruch schon bei geringen Biegewinkeln verursacht. Das gute Ergebnis mit den spannungsfreigelegten Proben beweist darüber hinaus im Einklang mit K. Klöppel²⁴⁾ den übergeordneten Einfluß des mehrachsigen Spannungszustandes auf das Entstehen verformungsloser Trennbrüche. Für die Verwendbarkeit weicher Stähle ohne Aufhärtungsneigung in geschweißten Bauwerken ist diese Feststellung wichtig.

Als Ursache für das Auftreten der verformungslosen Risse an der Brücke bei Hérenthals-Oolen möchten wir mithin das Zusammenwirken der folgenden drei Umstände anführen: 1. durch Schweißspannungen bedingter mehrachsiger Spannungszustand bei ungünstiger Anordnung der Schweißnähte, 2. niedrige Außentemperatur und 3. bei niedrigen Temperaturen ungenügend kerbzäher Stahl und gleichzeitig im mehrachsigen Spannungszustand zu Trennbrüchen neigender Stahl. Der ersten Ursache kann gegebenenfalls beim Legen der Schweißraupen und vor allem durch bessere konstruktive Gestaltung entgegengearbeitet werden. Trotzdem wird es bei der Verwickeltheit dieser Frage nie möglich sein, die Spannungsfrage in einer geschweißten Brücke sicher zu beherrschen. Nur durch zweckmäßiges Spannungsfreilegen können alle Spannungen mit Sicherheit auf ein erträgliches Maß vermindert werden. Die zweite Ursache ist naturgegeben und immer in Kauf zu nehmen. Der dritten Ursache kann man entgegenwirken durch Verschweißen von Stählen, welche nicht nur schweißunempfindlich, sondern auch bei niedrigen Temperaturen genügend kerbzäh und im mehrachsigen Spannungszustand verformbar sind. Hier ist die Lösung durch die Erfahrungen mit alterungsunempfindlichen, mit Aluminium beruhigten Stählen bei Tieftemperaturbehältern und für die festeren Baustähle durch die Ergebnisse von R. Wasmuht²⁰⁾ an normalgeglühtem Feinkornstahl und von H. Hauttmann²⁵⁾ an besonders erschmolzenem Thomasstahl angedeutet. Ob die Beseitigung nur einer der unter 1 und 3 genannten Ursachen in Zukunft ähnliche Schadensfälle mit Sicherheit unterbindet, muß vorläufig dahingestellt bleiben. Zur Zeit wird bei den festeren Stählen noch bezweifelt²⁶⁾, daß die

Beseitigung der unter 3 genannten Ursache verformungslose Trennbrüche im geschweißten Bauwerk sicher verhütet.

Die mitgeteilten Ergebnisse und Schlußfolgerungen gelten nur für den weichen unberuhigten Thomasstahl im elektrisch geschweißten Bauwerk bei Hérenthals-Oolen, und es ist auch nicht ohne weiteres möglich, hieraus Rückschlüsse auf die Schwierigkeiten zu ziehen, welche bei geschweißten Brücken aus Stahl St 52 bekanntgeworden sind¹⁵⁾²⁷⁾; denn dieser festere Stahl neigt bekanntlich — im Gegensatz zu dem beschriebenen belgischen Baustahl und der normalen St-37-Güte — zu Aufhärtungen oder gegebenenfalls auch Anrissen in einer von der Schweißwärme beeinflussten Zone. Der Fall der Zoo-Brücke ist mit den Rissen bei Hérenthals-Oolen überhaupt nicht zu vergleichen, weil dort schon beim Schweißen oder vor Inbetriebnahme des Bauwerkes Anrisse im Grundwerkstoff gefunden worden sind. Die Schäden bei der Brücke Rüdersdorf jedoch sind unter ähnlichen äußeren Umständen (niedrige Temperatur) eingetreten wie die bei Hérenthals-Oolen, und O. Kommerell¹⁵⁾ hat bereits die Vermutung ausgesprochen, daß dort die Wirkung des mehrachsigen Spannungszustandes in der Halsnaht für den aufgetretenen verformungslosen Bruch wahrscheinlich in erster Linie mit beigetragen hat. Solange es daher noch nicht sicher gestellt ist, daß ein im Aufschweißbiegeversuch befriedigender Stahl unter entsprechenden Beanspruchungen im gesamten Bauteil nicht verformungslos aufreißt, sollten die Möglichkeiten für eine zuverlässige Verminderung der Schweißspannungen in hochwertigen elektrisch geschweißten Bauteilen — gegebenenfalls durch Spannungsfreilegen — gleicherweise verfolgt werden.

Zusammenfassung.

Nach einer Schilderung der an den geschweißten Brücken bei Hasselt, Hérenthals-Oolen und Kaulille eingetretenen Schäden durch verformungslose Trennbrüche werden Untersuchungen an Ausschnitten aus dem Unter- und Obergurt der Brücke Hérenthals-Oolen beschrieben. Die chemische Untersuchung ergab, daß in allen Einzelheiten unberuhigter Thomasstahl mit einer Zugfestigkeit von 40 bis 45 kg/mm² mit Mantelelektroden verschweißt worden ist. Die Kerbschlagzähigkeit der Proben war bei einer Prüftemperatur von — 20° in den meisten Fällen gering. Sämtliche Stähle waren alterungsanfällig, jedoch waren die Werkstoffe im Bauwerk selbst nicht gealtert. Der Stahl in den Untergurten war nach T. Swinden und L. Reeve nicht schweißempfindlich. In den Halsnähten fanden sich gelegentlich kleine Risse im Schweißgut und Poren an Stellen des Elektrodenwechsels; an diesen Stellen waren auch Kraftwirkungslinien in der Schweißung der zuvor abgeschmolzenen Elektrode zu sehen. Die Aufhärtung beim Uebergang von der Schweißung zum Grundwerkstoff war unbedeutend. Auf eine fehlerhafte konstruktive Ausbildung an der Verbindungsstelle von Ansatzstück, gebogener Lamelle und Untergurt wird hingewiesen. Hier war die Wurzel in der Stumpfnah un sauber und die Flankennaht an der einen Ecke seit langem angerissen. Beim Aufschweißbiegeversuch erfüllten die 45 mm dicken Flansche des Untergurtes nicht die Bedingungen. Spannungsfreigelegte Proben ließen sich dagegen weitgehend verformen.

Vermutlich wurden die Risse bei Hérenthals-Oolen durch das Zusammenwirken folgender Umstände verursacht: 1. mehrachsige Schweißspannungen bei ungünstiger Anordnung der Schweißnähte, 2. niedrige Außentemperatur und 3. niedrige Kerbschlagzähigkeit des Stahles bei — 20°, der gleichzeitig zu Trennbrüchen im mehrachsigen Spannungszustand neigt.

²⁷⁾ U. a. Schaper, G.: Bautechn. 16 (1938) S. 649/55.

²¹⁾ Houdremont, E., K. Schönrock und H.-J. Wiester: Stahl u. Eisen 59 (1939) S. 1244/48 u. 1268/73.

²²⁾ Schweißtechn. i. Stahlbau 1 (1939) S. 151/60.

²³⁾ Elektroschweißg. 9 (1938) S. 147/49.

²⁴⁾ Stahlbau-Kalender 1940, S. 406.

²⁵⁾ Hauttmann, H.: Stahl u. Eisen 61 (1941) S. 129/36 u. 164/70 (Werkstoffaussch. 532); Mitt. Forsch.-Anst. Gutehoffn., Nürnberg, 9 (1941) Nr. 1, S. 1/15.

²⁶⁾ Grosse, W.: Stahl u. Eisen 60 (1940) S. 441/53 (Werkstoffaussch. 499) u. 543/50; Stahlbau-Kalender 1940, S. 383 u. 401.

Umschau.

Anlagen der Sharon Steel Corporation in Sharon, Pa.

Die Sharon Steel Corporation hat nach der Beschreibung von T. J. Ess¹⁾ eine jährliche Leistung von etwa 157 000 t Roh-eisen, 508 000 t Rohblöcke und 362 000 t warmgewalzte Erzeugnisse.

Anlage in Lowelville.

Der Hochofen mit 4,10 m Gestell- und Gichtdurchmesser, 5,79 m Kohlensackdurchmesser und 24,69 m Gesamthöhe verarbeitet eigene und fremde Erze mit Koks, der von auswärts bezogen wird. Der doppelte Gichtaufzug und die Gichtglocke werden mit Dampf betrieben. Fünf Gebläse mit einer Leistung von je 1132 m³/min bei 0,95 atü Druck liefern den Wind, für dessen Erhitzung fünf Winderhitzer zur Verfügung stehen. Der Ofen erzeugt 457 t Stahlroheisen je Tag mit einem Koksatz von 780 kg/t Roheisen, jedoch genügt diese Erzeugung nicht bei vollem Betrieb des Stahlwerkes. Das gereinigte Gichtgas wird in den Winderhitzern und im Kesselhaus verwendet. Das flüssige Roheisen geht in 40-t-Pfannen zum Stahlwerk, außerdem ist eine Masselgießmaschine vorhanden.

- | | | | | |
|---|---|-----------------|--------------------|----------------------------------|
| a = Vierwalzen-Fertigstraße
(381 x 813 x 610 mm) | f = Haspel | m = Zundergrube | o = Walzendreherei | q = Schere (am Ofen-
ausgang) |
| b = 457-mm-Vorwalzwerk | g = Schere | n = Druckpumpe | p = Wimpler | |
| c ₁₋₃ = 305-mm-Stauchgerüste | h = stehende Treibrollen | | | |
| c ₄ = 406-mm-Stauchgerüst | i = Knüppel-Ladegestell mit
Schleppern | | | |
| d = Grobfilter | k = Ofeneinsatzförderer | | | |
| e = Uebersetzungsgetriebe | l = Aschengrube | | | |

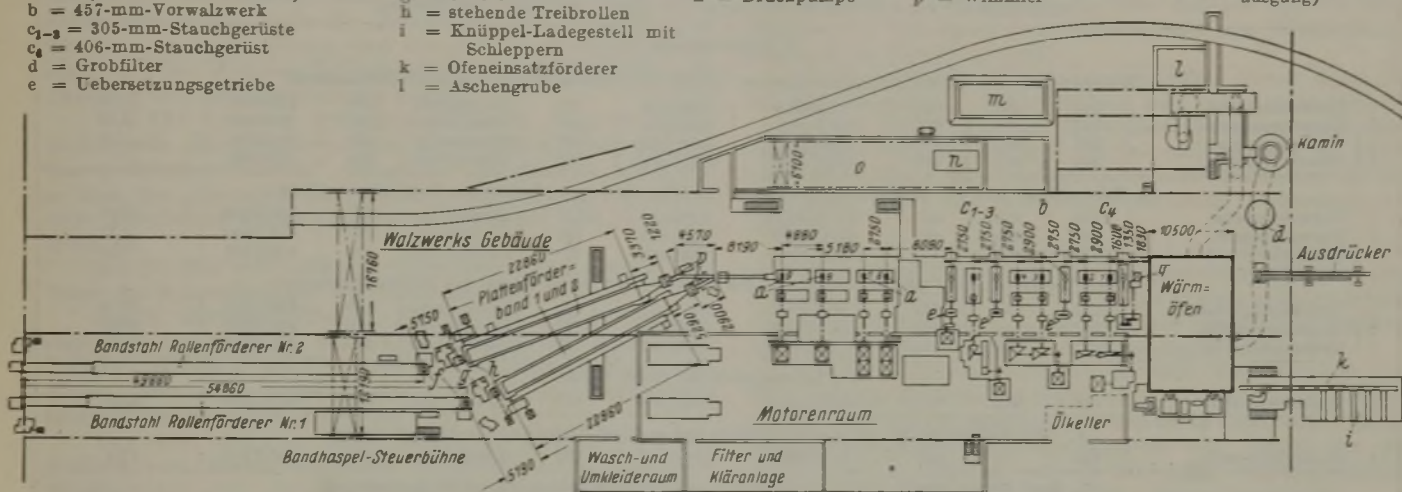


Bild 1. Lageplan der kontinuierlichen Bandblechstraße der Sharon Steel Corporation.

Im Stahlwerk stehen sechs 150-t-Siemens-Martin-Ofen mit schräger Rückwand, 20,2 m Gesamtofenlänge und 4,3 m Breite, Wärmeschutzschichten unterhalb der Einsetzbühne sowie an den Brennerseiten und Außenmauern. Als Brennstoff dient Heizöl, das mit überhitztem Dampf zerstäubt wird; der Verbrauch je t Stahl beträgt etwa 123 l. Der Einsatz besteht aus 22,5 % flüssigem Roheisen, 14 % kaltem Roheisen und 63,5 % Schrott sowie 8 % gebranntem Kalk. Die mittlere Schmelzzeit beträgt 11,3 h; dies entspricht einer Leistung von 13,5 t/h. Erzeugt werden niedriggekohlter unberuhigter Stahl, hochgekohlter Stahl, hochsilizierter Stahl und Stähle nach SAE-Bedingungen. Zwei Einsetzkrane für Schrottmulden, ein 60-t-Roh-eisenkran und zwei 150-t-Gießkrane sind vorhanden. Der Stahl wird in Kokillen für Blöcke von 533/584 mm² und 584/635 mm² gegossen, die vorher in Teer getaucht werden. Etwa 28 % der Blöcke werden mit verlorenem Kopf gegossen. Ein Lichtbogenofen mit 4,30 m Dmr. für Schmelzen von 20 bis 22 t und mit drei Elektroden von 356 mm Dmr. erzeugt verschiedene Arten von nichtrostendem Stahl.

Das von fünf selbsttätig arbeitenden und vier von Hand gestochten Gaserzeugern gelieferte Gas beheizt sechs Gruppen von Regenerativ-Tieföfen zu je vier Gruben; in fünf Reihen sind Gruben von 3,05 m Länge x 1,83 m Breite und in der sechsten Reihe solche von gleicher Breite bei 4,88 m Länge angeordnet. Außerdem ist noch eine mit Naturgas beheizte Anwärm- oder Warmhaltegrube zum langsamen Vorwärmen für 24 Blöcke aus wärmeempfindlichem Sonderstahl vorhanden.

Die Blöcke gelangen auf einem Förderwagen zum Zweiwalzen-Umkehr-Blockwalzwerk mit Walzen von 864 mm Dmr., das von einem 3500-PS-Gleichstrommotor von 700 V angetrieben wird. Die geschopften Blöcke kommen dann zu einer kontinuierlichen Platinen- und Knüppelstraße, die aus zwei Stauch- und fünf Streckgerüsten mit Walzen von 533 mm Dmr. besteht. Ein 2200-V-Drehstrommotor von 4000 PS

treibt die Streckgerüste durch Uebersetzungsgetriebe und Langwelle an, während jedes 457er Stauchgerüst durch einen 250-PS-230-V-Gleichstrommotor angetrieben wird. Hinter der Straße ist eine fliegende Dampfschere angeordnet. Die Straße erzeugt Platinen von 5,7 mm Dicke an aufwärts und in Breiten bis zu 508 mm; Knüppel 44 und 51 mm □; Flachstahl von 51 bis 102 mm Dicke und bis zu 559 mm Breite. Alles Halbzeug geht zu den Werken in Sharon und zur Niles Rolling Mill Co.¹⁾

Mit Ausnahme eines 100-kW-Gleichstromerzeugers bei der Hochofenanlage wird aller Strom von 22 000 V von auswärts bezogen und im Werk selbst auf 2200 V herabgespannt. Zwei Kesselhäuser liefern den Dampf für die Gebläsemaschinen, die Gaserzeuger, die fliegende Schere, zur Oelzerstäubung usw. Betriebswasser wird dem Mahoningfluß durch vier elektrisch angetriebene Schleuderpumpen entnommen.

Anlagen in Sharon.

Sie bestehen hauptsächlich aus vier Bandstahl-Warmwalzwerken mit einer Leistung von 362 000 t im Jahr und einer Kaltwalzwerksanlage, deren Ausnutzungsmöglichkeit bei etwa 54 400 t im Jahr begrenzt ist. Die Warmwalzwerke er-

zeugen Streifen von 9,5 mm bis 559 mm Breite in Dicken bis zu 9,5 mm, die Kaltwalzwerke Bänder von 6,3 bis 559 mm Breite in Dicken bis zu 6,4 mm, verarbeiten ferner verzinkte, verzinn- und verbleite Bänder, Bänder zum Ueberziehen mit Email sowie Bänder aus nichtrostendem Stahl. Etwa 70 % der Erzeugnisse werden als Bunde versandt, der Rest in geschnittenen Längen.

Die schon früher beschriebene²⁾ kontinuierliche Bandblechstraße nach Bild 1 wurde im Jahre 1932 umgebaut. In *Zahlentafel 1* sind die Hauptangaben der Straße sowie der Kaltwalzwerke zusammengestellt. Die Bandblechstraße erzeugt Bandbleche von 95 bis 571 mm Breite in Dicken bis zu 0,9 mm. Die Brammen sind 51 bis 102 mm dick, 102 bis 558 mm breit und bis 9,14 m lang. Der kontinuierliche Ofen für seitliches Einsetzen und seitliches Ausziehen ist 9,14 m breit und 14,33 m lang und wird mit Gas aus einem selbsttätig arbeitenden Gaserzeuger gefeuert. Beim Austritt aus dem Ofen kann die Bramme durch eine Schere nach Bedarf geteilt werden. Die Stauchgerüste haben geschlossene Gleitlager. Das erste Vorwalzgerüst hat Bronzelager mit Weißmetalleinlage, während Oelfilm- oder Preßstofflager an den übrigen Vorwalzgerüsten verwendet werden. Die Vierwalzen-Fertiggerüste haben Rollenlager sowohl an den Arbeits- als auch an den Stützwalzen. Bemerkenswert ist, daß keine angetriebenen Rollgänge zwischen den Gerüsten vorhanden sind und das Walzgut nur durch Führungen verschiedenster Bauarten von Gerüst zu Gerüst geleitet wird. Zwischen den Fertiggerüsten sind drei Schlingenspanner angeordnet. Hinter dem letzten Fertiggerüst wird das Walzgut um 90° hochkant aufgerichtet und durch eine Weiche auf einem Förderband einem der beiden Wimpler zugeführt, sodann zu den Haspeln geleitet und schließlich auf einem der beiden Förderbänder als Bund zur Versandhalle geschafft.

Von den drei anderen Bandstahl-Warmwalzstraßen erzeugt die im Strang gebaute Straße mit fünf Drei-

1) Iron Age 136 (1935) No. 7, S. 26/28, 98 u. 100.

2) Stahl u. Eisen 49 (1929) S. 1457.

1) Iron Steel Engr. 18 (1941) Nr. 4, S. 61/71.

Zahlentafel 1. Angaben über die Warm- und Kaltwalzwerke.

1. Bandblechstraße.

Nr.	Walzgerüst	Arbeitswalzen-Dmr. mm	Stützwalzen-Dmr. mm	Ballenlänge mm	Drehzahl der Walzen min	Umfangsgeschwindigkeit m/s	Motorenstärke PS	Stromart	Spannung V	Motordrehzahl min	Übersetzungsverhältnis
1	1. Stauchgerüst mit senkrechten Walzen	406	—	—	—	—	250	Gleichstrom	600	240/800	—
2	1. Vorgerüst mit 2 Walzen	495	—	610	6,41/19,23	0,165/0,497	100 4500	Gleichstrom	600	250/1062 150/450	23,35
3	2. Vorgerüst mit 2 Walzen	444	—	610	12,845/38,537	0,299/0,89					11,63
4	2. Stauchgerüst mit senkrechten Walzen	305	—	—	—	—					—
5	3. Vorgerüst mit 2 Walzen	451	—	610	22,327/66,985	0,52/1,58	Der 4500-PS-Motor treibt die Gerüste durch Längswelle und Kegelradübersetzung an	Gleichstrom	600	250/1062	6,71
6	4. Vorgerüst mit 2 Walzen	457	—	610	36,245/108,73	0,86/2,6					4,13
7	3. Stauchgerüst mit senkrechten Walzen	305	—	—	—	—					—
8	5. Vorgerüst mit 2 Walzen	470	—	610	54,875/164,61	1,34/4,04	100	Gleichstrom	600	250/1062	2,74
9	4. Stauchgerüst mit senkrechten Walzen	305	—	—	—	—	100	Gleichstrom	600	250/1062	unmittelbar angetrieben
10	1. Fertiggerüst mit vier Walzen	387	813	610	103,5/253	2,03/5,13	1000	Gleichstrom	600	103,5/253	
11	2. Fertiggerüst mit vier Walzen	387	813	610	137/326	2,69/6,6	1000	Gleichstrom	600	137/326	
12	3. Fertiggerüst mit vier Walzen	387	813	610	213/500	4,3/10,16	1250	Gleichstrom	600	213/500	
13	4. Fertiggerüst mit vier Walzen	387	813	610	312/625	6,32/12,64	1250	Gleichstrom	600	312,5/625	

Den Gleichstrom für die Vor-, Stauch- und Fertiggerüste liefern zwei Umformersätze, von denen jeder aus zwei 2300-kW-Maschinen für 600 V und einem Antriebsmotor von 5600 PS für Drehstrom von 2200 V und 514 U/min besteht.

2. Kaltwalzwerke.

I. Kaltwalzwerk mit vier hintereinanderstehenden Gerüsten und einem Haspel mit 50-PS-Motorantrieb											
1	Vierwalzengerüst	267	533	660	22,2/66,6	0,34/1,06	200	Gleichstrom	230	300/900	13,72
2	Vierwalzengerüst	267	533	660	32,3/96,9	0,45/1,35	200	Gleichstrom	230	300/900	9,29
3	Vierwalzengerüst	267	533	660	40,3/120,9	0,56/1,69	200	Gleichstrom	230	300/900	7,59
4	Vierwalzengerüst	267	533	660	45,4/136,2	0,63/1,905	200	Gleichstrom	230	300/900	6,7
II. Kaltwalzwerk mit vier hintereinanderstehenden Gerüsten und einem Haspel mit 35-PS-Motorantrieb											
1	Vierwalzengerüst	216	419	457	31,75/95,25	0,39/1,00	150	Gleichstrom	230	400/1200	12,64
2	Vierwalzengerüst	216	419	457	49,4/148,2	0,56/1,68	150	Gleichstrom	230	400/1200	8,11
3	Vierwalzengerüst	216	419	457	56,1/168,3	0,63/1,905	150	Gleichstrom	230	400/1200	7,15
III. Kaltwalzwerk mit drei hintereinanderstehenden Gerüsten und einem Haspel mit 20-PS-Motorantrieb											
1	Zweiwalzengerüst	267	—	254	26,7/80,1	0,37/1,11	75	Gleichstrom	230	400/1200	15,06
2	Zweiwalzengerüst	267	—	254	38,1/114,3	0,53/1,60	75	Gleichstrom	230	400/1200	10,6
3	Zweiwalzengerüst	267	—	254	43,3/129,9	0,60/1,81	75	Gleichstrom	230	400/1200	9,2
IV. Kaltwalzwerk mit einem Gerüst											
1	Vierwalzengerüst	216	419	660	56,1/168,3	0,63/1,905	150	Gleichstrom	230	400/1200	7,15
V. Zwei Kaltwalzwerke mit je einem Gerüst und je einem Haspel mit 35-PS-Motorantrieb											
1	Zweiwalzengerüst	330	—	457	35,4/106,2	0,63/1,905	100	Gleichstrom	230	400/1200	11,5
VI. Zwei Kaltwalzwerke mit je einem Gerüst und je einem Haspel mit 20-PS-Motorantrieb											
1	Zweiwalzengerüst	267	—	457	43,3/130	0,63/1,905	75	Gleichstrom	230	400/1200	9,21
VII. Zwei Kaltwalzwerke mit je einem Gerüst und je einem Haspel mit 20-PS-Motorantrieb											
1	Zweiwalzengerüst	216	—	254	53/159	0,63/1,905	75	Gleichstrom	230	400/1200	7,6
VIII. Kaltwalzwerk mit einem Gerüst und einem Haspel mit 35-PS-Motorantrieb											
1	Zweiwalzengerüst	457	—	660	18,6/56,8	0,45/1,37	150	Gleichstrom	230	400/1200	21,5
IX. Umkehrkaltwalzwerk mit einem Gerüst und zwei Haspeln mit je einem 100-PS-Motorantrieb											
1	Vierwalzengerüst	241	559	305	90/270	1,13/3,4	300	Gleichstrom	230	400/1200	4,45
X. Umkehrkaltwalzwerk mit einem Gerüst und zwei Haspeln mit je einem 300-PS-Motorantrieb für 600 V sowie einem Zughaspel mit einem 200-PS-Motorantrieb											
1	Vierwalzengerüst	248 oder 355	838	736	175/350	2,26/4,53 oder 3,25/6,50	1250	Gleichstrom	600	175/350	unmittelbar angetrieben

Den Gleichstrom für die Walzwerke I bis IX liefern zwei Umformersätze, von denen einer aus zwei 1000-kW-Maschinen für 250 V und einem Antriebsmotor von 2800 PS für Drehstrom von 2200 V und 720 U/min, der andere aus einer 500-kW-Maschine für 250 V und einem Antriebsmotor von 1100 PS für Drehstrom von 2200 V und 514 U/min besteht.

Den Gleichstrom für das Walzwerk X liefert ein Umformersatz, bestehend aus einer 1250-kW-Hauptmaschine, einer 250-kW-Maschine für die Haspel, einer 100-kW-Zusatzmaschine, einer 50-kW-Erregermaschine und einem Antriebsmotor von 2000 PS für Drehstrom von 2200 V.

walzengerüsten mit Walzen von 203 mm Dmr. und einem Poliergerüst Bandstahl von 9,5 bis 25,4 mm Breite und 0,7 bis 4,8 mm Dicke; die halbkontinuierliche 228er Straße mit vier hintereinander angeordneten 305er Vorgerüsten und vier Stranggerüsten sowie einem Poliergerüst mit 228 mm Walzendurchmesser fertigt Bandstahl von 17,5 bis 44,4 mm Breite in Dicken von 0,8 bis 6,3 mm, die halbkontinuierliche 254er Straße mit vier 305er Vorgerüsten und vier Stranggerüsten sowie einem Poliergerüst mit 254 mm Walzendurchmesser erzeugt Bandstahl von 36,5 bis 121 mm Breite in Dicken von 0,95 bis 6,3 mm.

Den Strom für die Gleichstrom-Antriebs- und -Hilfsmotoren liefern drei Doppelumformersätze, bestehend aus je zwei 1000-kW-Stromerzeugern für 250 V, angetrieben durch einen 2800-kVA-Synchronmotor für 2200 V und 720 U/min, sowie ein Satz, bestehend aus zwei 750-kW-Stromerzeugern für 250 V, angetrieben durch einen 2000-kVA-Synchronmotor für 2200 V und 720 U/min.

In der Beizelei sind vier Durchlaufbeizen vorhanden, davon eine für 16 nebeneinanderliegende Bänder sowie eine Beize für

satzweisen Einsatz. Zum Glühen des Walzgutes dienen vier kohlenbeheizte Doppelkammeröfen, je zwei versetzbare runde und rechtwinklige mit Naturgas beheizte Glühhauben mit acht Untersätzen und drei runde elektrische beheizte Glühhauben mit zehn Untersätzen.

Mit Ausnahme des Kaltwalzens sind alle Einrichtungen zur Fertigstellung von Bändern aus nichtrostendem Stahl in einem Gebäude untergebracht, wie zwei Durchlaufglühöfen für je acht Bänder, drei Durchlaufbeizen, davon eine für acht Bänder, die andere für sechs Bänder, während die dritte eine geringere Breite hat; auch sind Vorrichtungen zum Polieren usw. vorgesehen.

Der gesamte elektrische Strom wird von auswärts als Drehstrom von 66 000 V bezogen und im Werk auf 2200 V herabgespannt.

Den Dampf liefern drei Kessel, das Gas für die Wärmöfen der drei kleineren Bandstahlstraßen vier selbsttätige Gaserzeuger. Das Betriebswasser wird dem Shenangofluß durch vier Schleuderpumpen entnommen, während für das Trinkwasser vier Brunnen vorhanden sind.

Vorschau auf die eisenhüttenmännischen Gedenktage des Jahres 1942.

Wie in den vergangenen Jahren¹⁾ geben wir auch für das Jahr 1942 nachstehend eine Vorschau auf die Gedenktage des Eisenhüttenwesens und der verwandten Gebiete, die der Pflege der geschichtlichen Ueberlieferung dienen soll. Die Vorschau erhebt keinen Anspruch auf Vollständigkeit und berücksichtigt nur solche Geschehnisse, die vom Jahre 1942 an gerechnet in einem durch 25 teilbaren Jahre zu verzeichnen gewesen sind und mindestens 50 Jahre zurückliegen. Aus dem Leben einzelner Männer sind erstmalig der 50. Todestag und der 100. Geburtstag erwähnt worden. Anregungen zum Ausbau dieser Vorschau werden gern entgegengenommen.

Vor 300 Jahren, am 8. Januar 1642, starb der Vater der neuzeitlichen Naturwissenschaften, der erste große Experimentator, Galileo Galilei.

Vor 200 Jahren, 1742, schlug Anders Celsius in Upsala die heute für wissenschaftliche Zwecke allgemein gebräuchliche hundertteilige Thermometerskala vor. Er setzte den Siedepunkt des Wassers auf 0° und den Gefrierpunkt auf 100° fest. 1743 wurde die Skala von Carl Linné umgekehrt.

Am 9. Dezember 1742 wurde in Stralsund Karl Wilhelm von Scheele geboren. Er war einer der größten Chemiker überhaupt und Entdecker des Chlors, Mangans, Bariums, Molybdäns, Wolframs und neben Priestley des Sauerstoffs. Daneben gelang ihm noch die Herstellung des Phosphors aus Knochen; er zeigte ferner, daß Graphit aus Kohlenstoff besteht, daß das Roheisen Kohlenstoff enthält, und endlich, daß Phosphor das Eisen kaltbrüchig macht.

Vor 125 Jahren, 1817, ließ Wilhelm August Lampadius sein „Handwörterbuch der Hüttenkunde in theoretischer und praktischer Hinsicht“ erscheinen. Im gleichen Jahre gab er auch den „Grundriß der Elektrochemie“ heraus, der als die erste Darstellung dieses Gebietes in deutscher Sprache anzusehen ist.

Am 21. Mai 1817 erblickte Nikolaus Riggenbach, der Vater der Zahnradbahnen, das Licht der Welt.

Am 16. Oktober 1817 wurde Victor Eggertz geboren, der einmal als Lehrer an der Bergschule zu Falun eine segensreiche Tätigkeit entfaltete und zum andern die analytische Chemie des Eisens durch seine Verfahren der Schwefel- und Kohlenstoffbestimmung stark befruchtet hat.

Vor 100 Jahren, 1842, stellte der Mediziner Julius Robert von Mayer den ersten Hauptsatz der mechanischen Wärmetheorie auf: „In allen Fällen, wo durch Arbeit Wärme entsteht, wird eine der erzeugten Arbeit proportionale Wärmemenge verbraucht, und umgekehrt kann durch Verbrauch einer ebenso großen Arbeit dieselbe Wärmemenge erzeugt werden.“

Die „Berg- und hüttenmännische Zeitung“ begann 1842 zu erscheinen. Sie genoß in den ersten Jahrzehnten ihres Bestehens in Fachkreisen großes Ansehen. Ihr Begründer und erster Herausgeber war der um die Mitte des vergangenen Jahrhunderts bekannte berg- und hüttenmännische Schriftsteller Carl Hartmann.

Am 13. April 1842 starb Wilhelm August Lampadius, der bekannte Lehrer der Chemie und Hüttenkunde an der Freiburger Akademie, der Verfasser zahlreicher Lehr- und Handbücher und einer der fruchtbarsten Fachschriftsteller seiner Zeit.

Am 6. Dezember 1842 wurde in Köln der Vertrag zwischen Jakob Mayer und Eduard Kühne zur Errichtung einer Gußstahlhütte geschlossen, aus der dann Mitte der 1850er Jahre der Bochumer Verein entstand.

100. Geburtstag folgender Männer: Ernst Voss (12. Januar 1842), der im Jahre 1876 mit Hermann Blohm die Schiffsverf von Blohm & Voss gründete.

Ernst Körting (12. Februar 1842), dessen Name mit der Entwicklung der Dampfstrahlpumpe, des Wärmespeichers in Dampfanlagen, der Gasmaschine und des Gaserzeugers verbunden ist.

F. Middendorf (20. März 1842), der nach langjähriger Tätigkeit als Schiffbauer im Jahre 1890 als technischer Direktor an die Spitze der Klassifikationsgesellschaft Germanischer Lloyd trat. Ihm ist der Ausbau dieser Gesellschaft und ihre Anerkennung neben den beiden ausländischen Klassifikationsgesellschaften, dem englischen Lloyds Register of Shipping und dem französischen Bureau Veritas, zu danken. Er ist auch der Vater der von der Seeberufsgenossenschaft herausgegebenen Schott-Vorschriften.

Rudolf Bredt (17. April 1842), der Vater des deutschen Kranbaues.

August Thyssen (17. Mai 1842), der „Führer der deutschen Eisenindustrie zur Großwirtschaft“.

Eduard Böcking (24. Mai 1842), der als Sproß einer alten eisenhüttenmännischen Familie im Jahre 1875 eine eigene Kommanditgesellschaft in Mülheim am Rhein begründete und Ende der 1870er Jahre seine erste Drahtstraße baute, bei der die Vor- und Fertigstraßen statt durch Zahnräder durch Hanfseile angetrieben wurden. Im Jahre 1896 errichtete er ein kontinuierliches Drahtwalzwerk und gab dadurch den Anstoß zu einer wesentlich gesteigerten Erzeugungsmöglichkeit.

Hugo von Noot (29. Mai 1842), der sich einmal als Bahnbrecher in der steirischen Eisenindustrie Verdienste erworben und zum anderen später als Leiter der Krainischen Industriegesellschaft die Anlagen dieses Unternehmens in hervorragender Weise ausgebaut hat.

Gustav Hartmann (10. Juni 1842), der später die von seinem Vater Richard Hartmann gegründete „Sächsische Maschinenfabrik“ leitete, der aber auch als Vorsitzender des Aufsichtsrates der Aktiengesellschaft Lauchhammer mit Josef Hallbauer die Reorganisation des Werkes in den 1880er Jahren durchführte und der von Friedrich Alfred Krupp zum Testamentsvollstrecker eingesetzt worden war und im Jahre 1903 zum 1. Vorsitzenden des Aufsichtsrates der Firma Fried. Krupp, A.-G., in Essen gewählt wurde.

Otto Wiethaus (29. Juli 1842), dem die Westfälische Drahtindustrie die Ausgestaltung ihrer Anlagen und vor allen Dingen den Uebergang vom Schweißstahl zum Flußstahl als Rohstoff für Draht verdankt.

Julius Pohlig (17. November 1842), dessen Name mit der Entwicklung der Drahtseilbahnen aufs engste verbunden ist.

Josef Hallbauer (23. November 1842), der nach einer vielseitigen Ingenieur Tätigkeit im In- und Ausland im Jahre 1884 die Leitung der Lauchhammerwerke übernahm, sie vor dem Ruin rettete und zu einem neuzeitlichen Großbetrieb ausbaute.

Adolf Greiner (7. Dezember 1842), der seine Kräfte über ein halbes Jahrhundert lang der Société Cockerill in Séraing widmete, und dem die Entwicklung des Werkes seit den 1860er Jahren zu danken ist. U. a. ist der Name Greiners mit der Verwendung der Hochofengase in Gasmaschinen verbunden.

Vor 75 Jahren, am 17. Januar 1867, legte Werner von Siemens der Berliner Akademie der Wissenschaften eine Arbeit „Ueber die Umwandlung von Arbeitskraft in elektrischen Strom ohne Anwendung permanenter Magnete“ vor. Damit war das Dynamoprinzip entdeckt und die Erzeugung von elektrischem Strom höherer Spannung und großer Menge ermöglicht.

Am 20. Februar 1867 versuchte Fritz W. Lürmann, Oberingenieur der Georgsmarienhütte bei Osnabrück, erstmalig die Anwendung einer Schlackenform beim Hochofenbetrieb. Nach ihrer Bewährung wurde Anfang Oktober des gleichen Jahres bei der Neuzustellung eines Hochofens der Vorherd beseitigt und statt seiner eine Schlackenform eingebaut. Dieser Hochofen machte eine Hüttenreise von 12 Jahren.

Am 9. Dezember 1867 starb in Sömmerda Nicolaus von Dreyse, der Erfinder des Zündnadelgewehrs.

Vor 50 Jahren, 1892, errichtete Karl Wittgenstein auf der Rudolfshütte in Teplitz das erste kontinuierliche Blechwalzwerk, das von Alfred Trappen auf der Märkischen Maschinenbauanstalt in Wetter gebaut wurde.

Todestag folgender Männer: Louis Schwartzkopf (7. März 1892), der Begründer und Leiter einer Maschinenfabrik und Gießerei, die sich durch ihre Pioniertätigkeit auf dem Gebiete des allgemeinen Maschinenbaues und später auch des Lokomotivbaues große Verdienste erworben hat.

Victor von Bojanowski (29. März 1892), Präsident des Kaiserlichen Patentamtes, der Urheber des Patentgesetzes vom 7. April 1891.

Werner von Siemens (6. Dezember 1892), „ein Gelehrter und ein Techniker zugleich, hat er, der ersten einer, mit erfindungsreichem Geist den elektrischen Strom der Menschheit dienstbar gemacht“.

Archiv für das Eisenhüttenwesen.

Kathodisches Beizen bei Gegenwart von Sparbeizstoffen.

Beim Beizen von Werkstücken aus Eisen oder Stahlliegierungen mit Schwefelsäure oder Salzsäure ist es nach Untersuchungen von Willi Machu und Oskar Ungersböck¹⁾ möglich, in Anwesenheit von sehr kleinen Mengen organischer Sparbeizstoffe bei gleichzeitiger Behandlung als Kathode mit sehr geringen Stromdichten die Metallauflösung fast ganz zu ver-

¹⁾ Vgl. Stahl u. Eisen 60 (1940) S. 31; 61 (1941) S. 297/99.

¹⁾ Arch. Eisenhüttenw. 15 (1941/42) S. 301/06.

hindern. Die erforderliche Sparbeizmenge beträgt nur $\frac{1}{10}$ bis $\frac{1}{20}$ der beim chemischen Beizen unter Zusatz von Sparbeizstoffen erforderlichen Konzentration, während die Stromdichten nur $\frac{1}{100}$ bis $\frac{1}{1000}$ der beim kathodischen Beizen erforderlichen Stromdichten betragen. Das chemisch-elektrolytische Beizverfahren bietet auch praktische Vorteile, nämlich die Erzielung einer gleichmäßigeren, glänzenderen und glatteren Oberfläche ohne tiefere Aetzgruben oder größere und unregelmäßige Risse oder Sprünge in der Metalloberfläche, die Ersparung eines großen Teiles des Sparbeizstoffes und von elektrischem Strom, die leichte Abgabe des nur in geringen Mengen aufgenommenen Wasserstoffes beim bloßen Liegenlassen im Wasser sowie die Möglichkeit, die Beizwirkung durch Regelung der Stromdichte in beliebiger Weise einstellen zu können.

Die Versprödung von hochlegierten Chromstählen im Temperaturgebiet um 500°.

Bei der zunehmenden Verwendung von hochlegierten Chromstählen an Stelle von austenitischen Chrom-Nickel-Stählen ist die Kenntnis der bisher noch nicht geklärten Ursache und der Bedingungen für das Auftreten der bei chromreichen Stählen bereits seit längerer Zeit bekannten Versprödungserscheinung nach längerem Glühen im Temperaturgebiet um 500° von Bedeutung.

Zur Untersuchung dieser Versprödungserscheinungen wurden von Gerhard Bandel und Walter Tofaute¹⁾ im Hochfrequenzofen Versuchsgüsse von 20 bis 50 kg aus Stählen oder Legierungen mit 9 bis 70 % Cr ohne und mit Zusatz von Kohlenstoff, Nickel, Mangan, Molybdän, Silizium, Aluminium, Titan und Phosphor erschmolzen und nach Ausschmiedung und Glühbehandlung auf Streckgrenze, Zugfestigkeit, Bruchdehnung, Einschnürung, Kerbschlagzähigkeit, Härte, Biegeverhalten, Warmzugfestigkeit, Dauerstandfestigkeit, Gefüge, Gitterparameter, Korrosionsbeständigkeit, magnetische Sättigung, Koerzitivkraft, elektrischen Widerstand und spezifisches Gewicht geprüft. Hierbei wurde eingehend der Einfluß der Glühzeit, Glühzeit, Wärmebehandlung, der Proben vor der Glühung im Temperaturgebiet um 500° und der verschiedenen Zusatzelemente auf die Versprödung erfaßt.

Ueber die Ursache der Versprödung läßt sich nach den Versuchsergebnissen folgendes aussagen. Eine Karbid- oder Nitridausscheidung ist unwahrscheinlich. Die Versprödung wird auch nicht durch Ausscheidung der spröden intermetallischen Verbindung FeCr, die beim Glühen bei höherer Temperatur (600 bis 800°) erfolgt, hervorgerufen. Die Ausscheidung einer anderen Eisen-Chrom-Phase, etwa Fe₂Cr oder FeCr₂, ist ebenfalls unwahrscheinlich. Dagegen bietet die Annahme von Ausscheidungen einer phosphorhaltigen Phase, etwa eines Chromphosphids, gewisse Erklärungsmöglichkeiten. Eine gute Deutung der Ursache der Versprödung im Temperaturgebiet um 500° bringt die Annahme, daß die Versprödung, ähnlich wie die Kalt-aushärtung des Duralumins, auf Spannungszuständen beruht, die durch Komplexbildung hervorgerufen werden, die jedoch nicht bis zur FeCr-Ausscheidung in Form einer kristallisierten neuen Phase führen.

Das Zustandsschaubild Eisen-Nickel-Aluminium.

Die bisherigen Arbeiten von W. Köster²⁾, S. Kiuti³⁾, A. J. Bradley und A. Taylor⁴⁾ über den Aufbau des technisch für Dauermagnetlegierungen wichtigen Teilsystems Fe-FeAl-NiAl-Ni mit Aluminiumgehalten unterhalb rd. 32 Gewichtsprozent im System Eisen-Nickel-Aluminium ergaben noch kein klares Bild über die wirklichen Gleichgewichtsverhältnisse. Das Zustandsschaubild wurde deshalb von Walter Dannöhl⁵⁾ auf Grund der vorliegenden Schrifttumsangaben neu bearbeitet. Im System Eisen-Nickel-Aluminium tritt bei hohen Temperaturen eine Vierphasenumsetzung ein. Der Verlauf der Gleichgewichte und Löslichkeitsgrenzen im festen Zustande wird abgeleitet und durch eine Reihe von Schnitten belegt. Das neue Zustandsschaubild stimmt mit den Meßergebnissen sämtlicher früherer Bearbeiter überein.

¹⁾ Arch. Eisenhüttenw. 15 (1941/42) S. 307/20 (Werkstoff-aussch. 569).

²⁾ Arch. Eisenhüttenw. 7 (1933/34) S. 257/62 (Werkstoff-aussch. 232); Stahl u. Eisen 53 (1933) S. 849/56 (Werkstoff-aussch. 225).

³⁾ Rep. Aeron. Res. Inst., Tokio, 12 (1937) S. 179; 13 (1938) S. 555/81; vgl. Chem. Zbl. 110 (1939) I, S. 2565.

⁴⁾ Nature, London 140 (1937) S. 1012/13; vgl. Chem. Zbl. 169 (1938) I, S. 2686; Proc. roy. Soc., Lond., Ser. A, 166 (1938) S. 353/75; vgl. Chem. Zbl. 109 (1938) II, S. 2078.

⁵⁾ Arch. Eisenhüttenw. 15 (1941/42) S. 321/30 (Werkstoff-aussch. 570).

Der Preßnutbiegeversuch.

Zur Prüfung eines Werkstoffes auf Formänderungsfähigkeit bei örtlicher Versprödung wird von Hubert Hauttmann¹⁾ ein Biegeversuch mit einer Probe vorgeschlagen, in die auf der Zugseite eine halbkreis- oder korbbojenförmige Nut kalt eingedrückt wird. Da bei diesem Preßnutbiegeversuch das örtliche Störungsfeld anstatt durch Auflegen einer Schweißraupe durch Kalteinpressen einer Nut erzeugt wird, sind die Versuchsbedingungen eindeutiger und die Wiederholbarkeit besser gewährleistet als beim Aufschweißbiegeversuch. Durch Aenderung der Nutform läßt sich die „Schärfe“ des Versuches in einfacher Weise abstimmen. Eine Uebereinstimmung mit den Ergebnissen des Aufschweißbiegeversuches läßt sich mit gealterten Preßnutbiegeproben bei Anwendung einer halbkreisförmigen Nut von 5 mm Halbmesser, die in Querrichtung einen Meißelkerb von 1 mm Tiefe mit einem Kerbwinkel von 45° erhält, herbeiführen. Wie der Aufschweißbiegeversuch ist auch der Nutpreßbiegeversuch für den Praktiker sehr anschaulich. Er zeigt überzeugend die Gefahren, die bei der Verarbeitung von Stahl aus einem Störungsfeld durch örtliche Kaltverformungen, wie sie in der Praxis am Scherenschnitt, beim Aufdornen von Nietlöchern, beim Richten und Biegen auftreten, erwachsen können. Sein Ergebnis kennzeichnet die Stähle, die bei der Verarbeitung besonderer Sorgfalt bedürfen. Der Preßnutbiegeversuch ist aber ebenso wie der Aufschweißbiegeversuch keine „wirklichkeitsgetreue“ Prüfmethode. Eine Uebereinstimmung mit Ergebnissen des Kerbschlagversuches ist nicht immer zu beobachten. Wenn man unterstellt, daß die Bedingungen des Preßnutbiegeversuches die maßgeblichen Einflußgrößen der Gebrauchsbewährung besser treffen als der Kerbschlagversuch, muß man Zweifel an der Zuverlässigkeit des Kerbschlagversuches für die Beurteilung von Kesselstählen und Baustählen bekommen.

Leistungssteigerung in einer Glüherei durch Zeitvorgabe und Prämie.

Nach einer Kennzeichnung der Unterschiede zwischen Einzelakkord, Gruppenakkord und Prämie wird von Hans Stevens und Hans Euler²⁾ dargelegt, warum die Festsetzung von leistungsabhängigen Prämien als Mittel zur Leistungssteigerung in Glühereibetrieben schwierig ist. Anschließend wird die Ermittlung der Vorgabezeit in einer Glüherei behandelt, wobei die im Betrieb anfallenden Unterlagen für die schaubildlich-rechnerische Auswertung verwendet werden.

Durch eine einfache Ausgleichsrechnung wird der Einfluß der Schwankungen an Erzeugung innerhalb der einzelnen Sortengruppen ausgeschaltet und der proportionale Zeitbedarf je Sortengruppe ermittelt. Es zeigt sich jedoch, daß von einem gewissen Beschäftigungsgrad an der Zeitbedarf überproportional steigt; Ursache und Größe hiervon werden ebenfalls behandelt und festgestellt. Nachdem der für jede Sortengruppe benötigte mengenproportionale Zeitannteil je Tonne festliegt, kann der proportionale Gesamtzeitbedarf für jede beliebige Zusammensetzung von Sortengruppen ermittelt werden. Zu dieser mengenproportionalen Gesamtzeit tritt dann der vorgenannte überproportionale Zeitzuschlag hinzu; die Summe aus beiden ergibt die gesamt vorzugebende Soll-Zeit.

Die vorgegebene Soll-Zeit dient in Verbindung mit der wirklich verbrauchten Ist-Zeit zur Errechnung eines Prämien-satzes, der als Zuschlag auf den festen Stundenlohn den Verdienst ergibt. Rechnungsbeispiele erläutern den Gang der Arbeit.

¹⁾ Arch. Eisenhüttenw. 15 (1941/42) S. 331/38 (Werkstoff-aussch. 571).

²⁾ Arch. Eisenhüttenw. 15 (1941/42) S. 339/45 (Betriebsw.-Aussch. 189).

Patentbericht.

Deutsche Patentanmeldungen¹⁾.

(Patentblatt Nr. 3 vom 15. Januar 1942.)

Kl. 4 g, Gr. 44/50, R 106 874. Autogener Schlitzbrenner, insbesondere zum Oberflächenhärten. Erf.: Dr.-Ing. Georg Stutzinger, Düsseldorf. Anm.: Rheinmetall-Borsig, A.-G., Berlin.

Kl. 7 a, Gr. 22/03, K 136 169. Fertigerüst zum gleichzeitigen Auswalzen mehrerer von der Walzenstraße kommender Walzadern. Fried. Krupp Grusonwerk, A.-G., Magdeburg-Buckau.

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

Kl. 18 c, Gr. 6/10, Sch 113 937. Verfahren zum Vergüten von Stahldraht. Erf.: Dr.-Ing. Wilhelm Pohl und Dipl.-Ing. Ernst Schmidt, Hersfeld. Anm.: Benno Schilde, Maschinenbau-A.-G., Hersfeld (Bez. Kassel).

Kl. 18 c, Gr. 8/90, G 99 326. Ofen zur örtlichen Erhitzung von Werkstücken mit ständiger Zuführung von brennbaren Schutzgasen. Fritz Grohmann, Nürnberg.

Kl. 18 c, Gr. 9/01, S 141 703. Sanddichtung, insbesondere für Herdwagen. Erf.: Otto Steuer, Berlin-Rahnsdorf. Anm.: Friedrich Siemens K.-G., Berlin.

Kl. 18 c, Gr. 11/10, S 143 828. Selbsttätige Temperaturregelung bei Wärmöfen. Erf.: Arthur Sprenger, Berlin-Halensee. Anm.: Friedrich Siemens K.-G., Berlin.

Kl. 40 a, Gr. 2/30, H 154 333; Zus. z. Pat. 687 358. Vorrichtung zum Sintern von pulverförmigen oder feinkörnigen Erzen oder ähnlichen Ausgangsstoffen. Erf.: Anders Holmberg, Stockholm. Anm.: Gutehoffnungshütte Oberhausen, A.-G., Oberhausen (Rhld.).

Kl. 40 b, Gr. 14, K 156 326; Zus. z. Anm. K 141 416. Die Verwendung von Nickel-Eisen-Legierungen für magnetisch beanspruchte Gegenstände. Erf.: Dr. phil. Hermann Fahlenbrach, Essen-Steele. Anm.: Fried. Krupp A.-G., Essen.

Kl. 40 d, Gr. 1/10, S 142 790. Verfahren zur Vermeidung der Grobkristallisation an metallischen Werkstücken. Erf.: Dr. rer. nat. Guido Müller, Berlin. Anm.: Siemens & Halske A.-G., Berlin-Siemensstadt.

Deutsche Gebrauchsmuster-Eintragungen.

(Patentblatt Nr. 3 vom 15. Januar 1942.)

Kl. 47 b, Nr. 1 512 783. Lager mit Kunstharzpreßstoff-Lagerschale, insonderheit für bewegliche Lagerstellen. Hoesch A.-G., Dortmund.

Deutsche Reichspatente.

Kl. 80 b, Gr. 9₀₂, Nr. 706 686, vom 25. Dezember 1938; ausgegeben am 3. Juni 1941. Deutsche Eisenwerke, A.-G., in Mülheim, Ruhr. (Erfinder: Friedrich Jahn in Gelsenkirchen.) *Verfahren zum Herstellen von Isolierkörpern aus zusammengesinterteter Mineralwolle, besonders Schlackenwolle.*

Die beim Verblasen eines flüssigen Schmelzgutes sich bildende Wolle wird unmittelbar in eine feuerfest ausgekleidete oder wärme geschützte Kammer, die auch noch gegebenenfalls geheizt werden kann, geführt, und dadurch werden die einzelnen noch teilweise in bildsamem Zustand befindlichen Fasern zum Zusammenkleben gebracht.

Kl. 80 b, Gr. 9₀₂, Nr. 706 733, vom 12. Januar 1940; ausgegeben am 4. Juni 1941. Zusatz zum Patent 702 384 [vgl. Stahl u. Eisen 61 (1941) S. 721]. Deutsche Eisenwerke, A.-G., in Mülheim, Ruhr. (Erfinder: Dr.-Ing. Johannes Eicke in Gelsenkirchen.) *Verfahren zur Herstellung von Werkstoffen und Werkstücken aus künstlicher Mineralwolle, besonders Schlackenwolle.*

Das Gemisch aus dem hydraulischen Bindemittel, wie besonders Zement, und der Abbindeflüssigkeit wird vor seiner Zusammensetzung zu der in Form einzelner loser Klümpchen oder Bällchen befindlichen Schlackenwolle mit Treibmitteln oder Gel bildenden Stoffen versetzt.

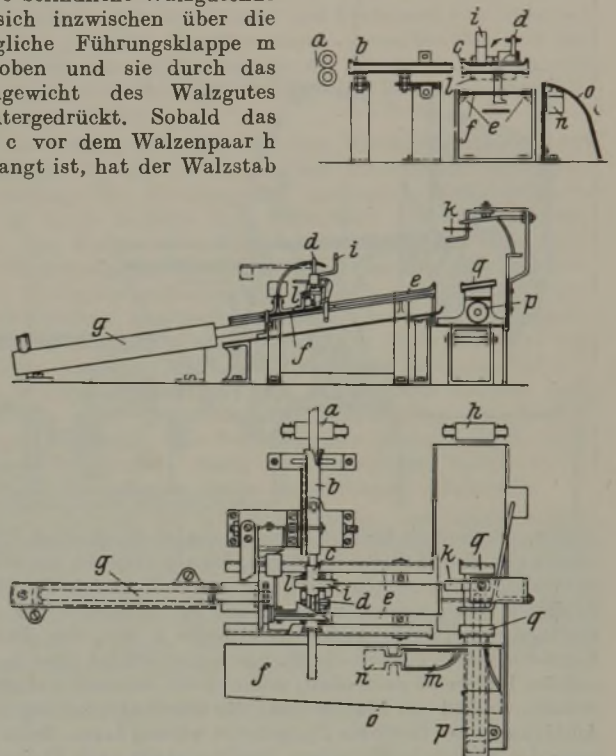
Kl. 40 d, Gr. 1₀₀, Nr. 709 952, vom 9. Dezember 1931; ausgegeben am 30. August 1941. Heraeus-Vacuumschmelze, A.-G., und Dr. Wilhelm Rohn in Hanau. *Verfahren zur Herstellung von Werkzeugen aus harten Pulvern.*

Eine gepulverte Mischung aus Karbiden, Boriden, Siliziden, Titaniden schwer schmelzender Metalle, wie Wolfram, Molybdän oder Tantal, und durch Ausscheidungshärtung vergütbaren titanhaltigen Schwermetallegerungen mit einem Schmelzpunkt über 1000° als Hilfsmetall wird gesintert und das fertige Werkstück durch Abschrecken von hoher Temperatur (etwa 1000°) und Anlassen bei einer niedrigeren Temperatur (etwa 500 bis 700°) thermisch vergütet.

Kl. 7 a, Gr. 13, Nr. 709 976, vom 20. März 1937; ausgegeben am 1. September 1941. Eduard Behr in Laband, Oberschlesien. *Einrichtung zum Umführen, Kanten und Einführen des Walzgutes an Walzenstraßen.*

Der aus dem Gerüst a austretende Stabanfang gelangt nach Durchlaufen eines Treibrollenpaares in das Einlaufrohr b mit aufklappbarem Oberteil und dann in das Führungsrohr c. Durch eine z. B. durch das Treibrollenpaar beeinflusste Steuerung wird das Einlaufrohrborteil aufgeklappt und durch die

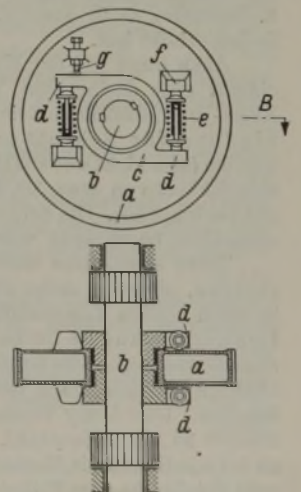
Klemmbacke d das Walzgut so festgehalten, daß es mit seinem hinteren Ende, das für den weiteren Verlauf ein vorderes Ende wird, ein gewisses Stück über das Rohr c hinausragt. Nunmehr wird das in U-förmigen Führungen e verschiebbar gelagerte plattenförmige Gestell f mit dem Rohr c durch den Zylinder g seitlich zu Gerüst h so gleichgerichtet zu sich selbst Verfahren, daß das vordere Walzgutende das aufgeklappte Rohr b verlassen kann und seine Achse während der ganzen Dauer der Umführung oder Verschiebung stets die gleiche oder nahezu gleiche Lage zu den Gerüsten erhält. Bei dieser Verschiebung wird das Rohr c und damit auch das Walzgut dadurch gekantet, daß ein Arm i am Rohr c durch einen Anschlag k am Gestell gedreht wird, wobei sich das Rohr c um das Scharnier l dreht. Das hinter dem Rohr c befindliche Walzgutende hat sich inzwischen über die bewegliche Führungsklappe m geschoben und sie durch das Eigengewicht des Walzgutes heruntergedrückt. Sobald das Rohr c vor dem Walzenpaar h angelangt ist, hat der Walzstab



die Klappe m überlaufen, die durch das Gewicht n wieder hochgedrückt worden ist und nun zur seitlichen Führung des Stabes dient, zusammen mit dem trichterförmigen Teil des Gestells o; dieses ist auf der den Walzgerüsten abgekehrten Seite der Verschiebevorrichtung als haubenförmige Schutzwand ausgebildet, gegen die sich das hintere Ende des Walzstabes abstützt und an ihr längs gleitet. Nach dem Kanten verschiebt der Zylinder p das plattenförmige Gestell f mit dem Rohr c und dem Walzgut dem Walzenpaar h zu, wobei am Kolbenstangenende zur Aufnahme des Gestells f zwei U-förmige Führungsstücke q vorgesehen sind. Sobald das Walzenpaar den Stab erfaßt hat, löst sich die Klemmbacke d selbsttätig.

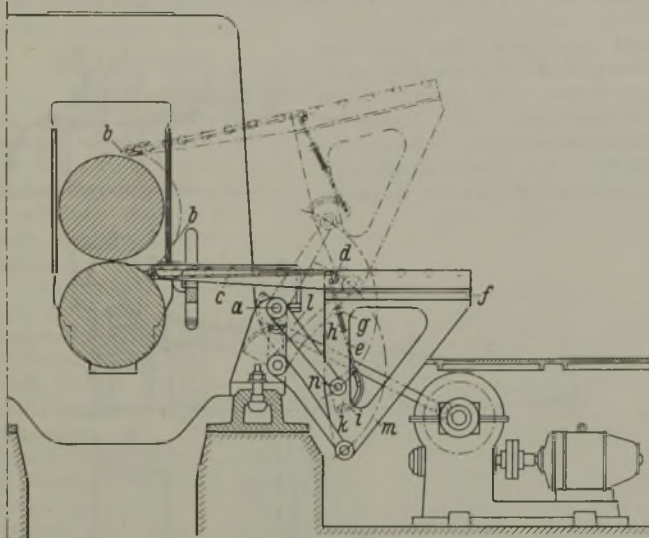
Kl. 7 a, Gr. 25, Nr. 709 977, vom 12. Januar 1938; ausgegeben am 1. September 1941. Schloemann, A.-G., in Düsseldorf. (Erfinder: Karl Neumann in Düsseldorf.) *Verschiebevorrichtung für das Walzgut von Walzwerken.*

In den Antrieb der aus gegeneinander beweglichen Verschiebeleisten bestehenden Verschiebevorrichtung ist eine stoßabfangende Federung vorgesehen, indem ein Getrieberad a des Antriebes als Federkupplung ausgebildet ist. Sie besteht aus einem auf die Getrieberadwelle b aufgekeilten Ring c mit U-förmigem Querschnitt, in den frei drehbar das Zahnrad a eingesetzt ist. Dieses wird durch die Anschläge d mitgenommen, die unter Zwischenschaltung von Federn e das Rad am Vorsprung f angreifen. Mit der Schraube g kann die Federspannung geregelt werden.



Kl. 7 a, Gr. 27⁰⁴, Nr. 709 978, vom 10. Februar 1938; aus- gegeben am 1. September 1941. Demag, A.-G., in Duisburg. (Erfinder: Helmut Roth in Duisburg.) *Walzgutüberhebetsch, besonders für Fein- und Mittelblechwalzwerke.*

An den Tragarmen a sind für die auf dem Hebetisch liegenden Platinen als Doppelhebel ausgebildete Daumen b vorgesehen; an diesen greifen Stangen c an, die über drehbar an den Tragarmen gelagerte Winkelhebel d von einer Schubstange e bewegt werden. Diese wird in einer an dem Tischrahmen f befestigten Traverse g geführt und durch eine sich gegen die Traverse abstützende Feder h in der Ruhelage in einer solchen Stellung gehalten, daß die Daumen b über die Tischebene vor-

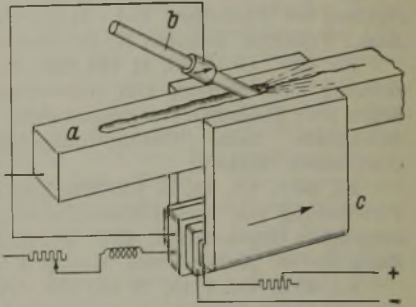


stehen. Das untere Ende der Stange e wird durch einen Kurvenschlitz i in einer Scheibe k geführt, die auf dem mit den Hebeln l festverbundenen und in Ansätzen m des Rahmens f drehbaren Zapfen n fest angeordnet ist. Kurz vor Erreichen der oberen Endlage des Tisches wirkt die Scheibe k mit dem Ende des Kurvenschlitzes i gegen die Stange e und bewegt diese in bezug auf den Rahmen f nach oben, wodurch die Daumen b eingezogen werden, so daß die Platine über die Oberwalze hinweg auf die Anstichseite des Gerüsts übergeleitet werden kann. Beim Rückgang des Tisches in die untere Endlage stellt nach Freigabe der

Stange e die Feder h die ursprüngliche Lage der Daumen b selbsttätig wieder her.

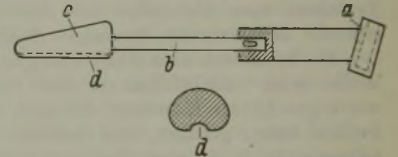
Kl. 31 c, Gr. 15⁰³, Nr. 709 987, vom 17. August 1939; aus- gegeben am 1. September 1941. Amerikanische Priorität vom 17. August 1938. Allgemeine Elektrizitäts-Gesellschaft in Berlin. (Erfinder: Richard F. Weyer in Scotia, V. St. A.) *Verfahren und Vorrichtung zum Beseitigen von Oberflächenrissen auf Halbzeugen.*

Die Oberfläche des Halbzeuges a wird entlang einem Riß fortlaufend durch einen elektrischen Lichtbogen geschmolzen. Dabei wird die Elektrode b von links nach rechts geführt, wobei sie einen spitzen Winkel mit dem bereits geschmolzenen Teil des Werkstückes bildet. Hierdurch wird ein stark konzentriertes magnetisches Feld an der Rückseite der Elektrode erzeugt, so daß das geschmolzene Metall nach vorn geblasen wird und eine glatte Nut entsteht. Die elektromagnetische Blaswirkung kann durch die Anordnung eines Magneten c gesteigert werden. Um die Relativbewegung von Elektrode und Magnet zum Werkstück sowie die Entfernung der Elektrode vom Werkstück zu regeln, sind entsprechende Mittel vorgesehen.



Kl. 18 b, Gr. 14⁰⁷, Nr. 710 051, vom 18. Oktober 1939; ausgegeben am 2. September 1941. Dortmund-Hoerder Hüttenverein, A.-G., in Dortmund. (Erfinder: Dipl.-Ing. Karl Voßnacke in Dortmund.) *Vorrichtung zum Zurückhalten der Schlacke beim Abstich von Siemens-Martin-Oefen.*

Das Abstichloch des Ofens kann durch eine am Ausleger a des Beschickungskranes befestigte und von diesem betätigte Stange b beliebig verschlossen werden; die Stange hat an ihrem vorderen Ende einen in das Abstichloch eindringenden, sich verjüngenden Stopper c, der an seiner Unterseite eine Rinne d zum Abfließen des Stahles hat.



Wirtschaftliche Rundschau.

Die amerikanische Eisen- und Stahlindustrie nach der japanischen Kriegserklärung.

Wenn sich die Geschichte den Witz leistete, daß das englische Zinnkartell ausgerechnet zum 8. Dezember 1941 die Aufhebung der Zölle auf Zinnerze aus Malaya beschloß, so hat Mr. Henderson vom Office of Price Administration and Civilian Supply (OPACS) nicht nachstehen wollen und hat am 3. Dezember, aber auch zum 8. (in trüber Vorahnung) bestimmt, daß die Einfuhr von Schrott aus Hawaii nicht der Preisaufsicht unterworfen ist, sondern nach dem 8. Dezember zu beliebigen Preisen erfolgen könne. Es wurde festgestellt, daß etwa 50 000 t Schrott in Hawaii liegen. Inzwischen haben die Japaner am 8. Dezember dafür gesorgt, daß sich diese Menge um ein Vielfaches erhöht hat.

Auch sonst hat der Krieg mancherlei geändert. Lassen wir einmal eine Reihe von Ereignissen aus der amerikanischen Eisen- und Stahlindustrie an uns vorüberziehen. Die Preisbindung für Schrott aus allen Einfuhrquellen ist freigegeben worden (also nicht nur aus Hawaii). Man rechnet mit einer Einfuhrmöglichkeit von etwa 300 000 t im Jahre 1942 gleich etwa 1 % des Verbrauches. Die Schrottzuteilung an Kanada ist auf 12 000 t monatlich beschränkt worden.

Trotz strengstem Streikverbot ereignen sich weiter Teilstreiks, die zwar meist nicht mehr als 48 Stunden dauern und in allen Fällen Lohnerhöhungen bezwecken. Eine allgemeine Lohnerhöhung ist im Gange. Spitzenlöhne von 70 bis 72 c je Stunde werden bereits bewilligt. Die Preisaufsicht bei Stahl, obgleich offiziell noch bestehend, ist endgültig zusammengebrochen. Das Army Ordnance Department kaufte am 21. Dezember 38 227 t Baustahl, davon 10 265 t für Kasernenbauten zu 5,1 c je lb und die Marine 5368 t Grobbleche zu 5,4 c je lb, während Feinbleche zum Teil schon 6,3 c erzielen. Die Baustahlzuteilung wurde auf 31 000 t je Woche für das erste Vierteljahr 1942 begrenzt (im November 1941 betrug der Durchschnitt 48 000 t).

Die Roheisenerzeugung dürfte im Januar 1942 weiter absinken. Die Alan Wood Iron Co. blies einen Hochofen am 13. Dezember aus und die Republic Steel Corp., die bereits am 22. November 2 Oefen ausgeblasen hatte, weitere 2 am 11. und 18. Dezember. Carnegie blies am 14. und Youngstown am 19. 12. je einen Hochofen aus. Der einzige Ausbauplan, der derzeit verwirklicht wird, ist derjenige der Inland Steel Co. in Indiana Harbour, wo das Elektrostahlwerk mit 24 000 t Jahresleistung etwa im März 1942 anlaufen wird. Alle anderen Aus- und Neubauten sind auf Anordnung des Office of Production Management (OPM) einstweilen zurückgestellt worden. W. A. Hauck, neuernannter Leiter des OPM für die Abteilung Eisen und Stahl, hat zum 3. Januar 1942 eine Stahltagung zusammenberufen, bei der die Erweiterungsarbeiten zwangsweise verteilt werden. Das OPM hat jetzt die alleinige Aufsicht, alle anderen Zentralbehörden sind wieder ausgeschieden, das Supply Priority and Allocation Board (SPAB) prüft lediglich die Maßnahmen des OPM. Es hat folgende Einzelheiten auf der Stahlvertretertagung am 20. Dezember 1941 bekanntgegeben: Der Munitionsbedarf beträgt im ersten Vierteljahr 1942 monatlich 240 000 t. Der Preis für Munitionsstahl (Rohstahl) durfte von 54 auf 59,50 \$ je t erhöht werden mit Prämienzuschlägen bis 7 \$. Wie das OPM gleichzeitig mitteilt, steht diese Menge an Sonderrohstahl für Munitionserzeugung aber nicht voll zur Verfügung, zumal da rd. 40 000 t monatlich an Munitionsrohstahl nach England verschifft werden. Die Navy and Maritime Commission hat am 21. Dezember das Recht bekommen, monatlich bis zu 80 000 t Baustahl, Bleche usw. zu „beschlagnahmen“, d. h. aus der laufenden Erzeugung in Vordringlichkeit vor allen anderen Lieferungen herauszunehmen. Die Marine fährt im übrigen fort zu hamstern und hat in Charleston ein Lager von etwa 200 000 t Stahl angelegt, die auf Versteigerungen zu sehr hohen Preisen aufgekauft worden sind.

Die Kohlenvorräte waren Ende 1941 besonders niedrig. Die Carnegie Illinois Steel Co. in Clairton hatte am 15. Dezember nur für 6 Tage Kohlenvorräte und die Youngstown Steel Co. nur für 8 Tage.

Die Ausfuhrmengen für England sind in der Sitzung des OPM und der British Buying Commission vom 19. Dezember für das erste Vierteljahr 1942 um insgesamt 35 000 t erhöht worden, da England jetzt zwar erheblich weniger Waffen, Munition, Flugzeuge usw. bekommen wird, aber auf Eisen und Stahl unbedingt angewiesen ist. Die Menge wurde auf ungefähr 840 000 t einschließlich Schrott für diesen Zeitraum festgelegt. Dagegen ist die Ausfuhr nach Neuseeland und Australien und dem übrigen Fernen Osten völlig eingestellt und alle Verträge sind aufgehoben worden. Der Weißblechbezug Südamerikas von rd. 216 000 t für das Jahr 1942 wurde einstweilen um 60 % gekürzt; die Lieferverträge mit Portugal und Spanien wurden aufgehoben, mit Südafrika um 80 % gekürzt. Bei den übrigen Stahlausfuhrverträgen wurde einstweilen eine Einschränkung von 50 % des Durchschnittsbezuges in den ersten 9 Monaten 1941 verordnet.

Die Leistungsausnutzung der Stahlindustrie war in der dritten Dezemberwoche wie folgt: Youngstown 95 %, Detroit 101,5 %, Birmingham 95 %, Philadelphia 89 %, Cleveland 98,5 %, Buffalo 90 %, Wheeling 95 %, Southern Ohio River 100 %, Western 93 %, St. Louis 109 %, Eastern 105 %, Chicago 99,5 %. Damit war die Gesamtleistung etwa einen Punkt niedriger als im Novemberdurchschnitt.

Im Oktober waren 57,8 %, im November 60,2 % und in den ersten 3 Dezemberwochen 61,8 % aller Stahlaufträge für unmittelbaren oder mittelbaren Rüstungsbedarf bestimmt, während man für Januar mit 72 bis 73 % rechnet.

Aufsehen erregte es, daß Mitte Dezember die ersten Verhaftungen wegen Betrügereien, Durchstechereien, Schiebungen usw. für die im ungeheuerlichen Maßstab im Gang befindlichen Schleichhandelsumsätze im Stahlgeschäft und für Riesenervergütungen bei Preishintergehungen und Nichtausführung von Aufträgen zu offiziellen Preisen usw. erfolgten. So wurde der OPM-Leiter der Abteilung Stahl im Bezirk Pittsburgh verhaftet unter der Beschuldigung, innerhalb vier Monaten mitgeholfen zu haben, rd. 280 000 t Stahl zu ungesetzlichen Preisen an Käufer vermittelt zu haben, wofür er mehr als 600 000 \$ Bestechungsgelder einnahm. Das ist aber nur ein Fall von Dutzenden.

Vom belgischen Kohlen- und Eisenmarkt.

Auf dem Kohlenmarkt spielt die Versorgung der Zechen mit unentbehrlichen Betriebsstoffen, vornehmlich Schmieröl und Grubenholz, eine Hauptrolle. Die Lösung dieser Frage hängt von dem regelmäßigen Arbeiten des Verkehrswesens und der Höhe der verfügbaren Mengen ab; wichtig sind auch die Maßnahmen zur stärkeren Anwerbung von Arbeitern. Zur Sicherung der Förderung sollen die in den benachbarten Ländern gesammelten Erfahrungen nutzbar gemacht werden. Im allgemeinen blieb der Markt infolge der schwankenden Förderung schwach.

Die für den Inlandsbedarf bis zum Jahresende 1941 festgesetzten Mengen an Eisen und Stahl sind bisher unverändert geblieben. Für den Handel und Verbrauch von Schrott wurden die geltenden Bestimmungen versuchsweise neu zusammengefaßt, um die Versorgung der Werke zu sichern und gleichzeitig zu verhindern, daß umfangreiche Mengen im Schleichhandel verschwinden.

In der letzten Zeit hielt sich der Beschäftigungsgrad auf der Höhe der Vormonate. Es wurden unverändert sehr zahlreiche Aufträge für Rechnung des nationalen Wiederaufbaues erteilt, in deren Folge auch öffentliche Arbeiten vergeben wurden. Die Walzwerke arbeiteten bis zur Grenze des gegenwärtig Möglichen. Die Versorgung mit Eisenerz und der Versand an Fertigerzeugnissen vollzogen sich reibungslos. Französisches Roheisen kam dagegen weniger herein. In phosphorreichem Gießereiroheisen und Hämatit für Gießereien war der Bedarf sehr dringend. Maßnahmen zu seiner Deckung sind eingeleitet worden. Für Eisen- und Stahlschrott wurden neue Höchstpreise unter besonderer Berücksichtigung der Frachtgrundlagen, Versand- und Verladekosten je nach Bahn- oder Wasserweg festgesetzt. Auch die Eisenpreise haben durch ministerielle Verordnung einige Änderungen erfahren¹⁾.

Die Vereinigung der belgischen Draht- und Nagelfabriken hat eine Herstellungsregelung beantragt, wonach für die Zeit vom 1. Januar 1942 bis 31. Dezember 1943 die vorhandenen Werke nicht über den Stand vom 26. Dezember 1938 ausgebaut werden und nicht mehr als 60 % der Leistungsfähigkeit herstellen dürfen. Neue Anlagen sollen nicht ohne Genehmigung des Wirtschaftsministers errichtet werden.

¹⁾ Vgl. Stahl u. Eisen 62 (1942) S. 20.

Vereins-Nachrichten.

Fachausschüsse.

Dienstag, den 10. Februar 1942, 10 Uhr, findet in Düsseldorf, Eisenhüttenhaus, Ludwig-Knickmann-Str. 27, die

31. Vollsitzung des Maschinenausschusses

statt mit nachstehender

Tagesordnung:

1. Das Turbogebläse im Hochofen- und Stahlwerksbetrieb. Berichterstatter: Dr.-Ing. F. Kluge, Duisburg.
2. Fortschritte in der Umstellung auf Austauschstoffe bei Einrichtungs- und Verschleißteilen auf Hüttenwerken. Berichterstatter: Johann Arens, Duisburg, Heinrich Eckenberg, Duisburg, Ewald W. Rohde, Düsseldorf.
3. Verschiedenes.

Änderungen in der Mitgliederliste.

- Arnold, Rudolf, Dipl.-Ing., Stahlwerke Röchling-Buderus A.-G., Wetzlar; Wohnung: Gießen, Seltersweg 59. 35 015
- Blume, Oscar, Dipl.-Ing., Gruppenvorstand, Obergeringenieur, Fried. Krupp A.-G., Kesselanlagen, Essen; Wohnung: Isenbergstraße 37. 20 016
- Brodeser, Heinrich, Hüttendirektor i. R., Remscheid, Bürger Str. 34. 11 025
- Dahl, Theodor, Dr.-Ing. habil., Dozent, Obergeringenieur, Hüttenverwaltung Westmark G. m. b. H. der Reichswerke „Hermann Göring“, Werk Hagendingen, Hagendingen (Westm.). 33 019
- Diergarten, Hans, Dr.-Ing. habil., Direktor, Vereinigte Kugellagerfabriken A.-G., Schweinfurt; Wohnung: Altstadtstr. 16. 29 034
- Eggers, Theodor, Dipl.-Ing., Gelsenkirchen, Uechtingstr. 5. 38 382

- Erlbruch, Erich, Ingenieur, Betriebsleiter, Walzwerke Straßburg G. m. b. H., Straßburg (Elsaß). 41 104
- Fischnich, Aloys, Dipl.-Ing., Betriebsdirektor des Georg Graf von Thurnschen Stahlwerkes Streiteben, Gutenstein (Südkärnten); Wohnung: Haus Nr. 113. 35 134
- Hölling, Wilhelm, Bergassessor a. D., Geschäftsf. Beiratsmitglied der Wirtschaftsgruppe Bergbau, Berlin W 15, Kurfürstendamm 54/55; Wohnung: Berlin-Schlachtensee, Schopenhauerstraße 23. 21 048
- Kastelliz, Rudolf, Dipl.-Ing., Leiter der Werkstoffbetriebe der Flugmotorenwerke Ostmark G. m. b. H., Marburg (a. d. Drau/Südsteiermark); Wohnung: Pettau (Südsteiermark), Bürgergasse 5. 36 203
- Krug, Hermann, Dr.-Ing., Assistent, Kaiser-Wilhelm-Institut für Eisenforschung, Düsseldorf 1, August-Thyssen-Str. 1; Wohnung: Düsseldorf-Grafenberg, Gutenbergsstr. 35. 41 084
- Küttner, Carl, Dr.-Ing., Prokurist, Mitteldeutsche Stahlwerke A.-G., Berlin W 9, Bellevuestr. 12 a; Wohnung: Berlin-Wilmersdorf, Landhausstr. 38. 28 102
- Mikl, Hans, Dipl.-Ing., Betriebsleiter, Poldihütte A.-G., Kladno (Böhmen); Wohnung: Riegerstr. 1409. 40 119
- Müschenborn, Walter, Dr.-Ing., Prokurist, Reichswerke A.-G. für Erzbergbau u. Eisenhütten „Hermann Göring“, Brüx (Sudetenland); Wohnung: Teplitz-Schönau (Sudetenland), Mozartstraße 2. 39 115
- Orghidan, Constantin, Ingenieur, Präsident, Uzinele Metallurgice Unite „Titan, Nadrag, Calan“ S. A. R., Bukarest (Rumänien), Str. Campineanu 2. 25 084
- Otto, Martin, Dipl.-Ing., Abteilungsvorstand, Kriegsmarine-Abnahme, Düsseldorf 1, Karlstr. 70; Wohnung: Düsseldorf 10, Rochusstr. 9. 18 078

Diesem Hefte liegt das Inhaltsverzeichnis zum 2. Halbjahresband 1941 bei.

Neue Mitglieder.

Passon, Josef, Hütteningenieur, Loben (Oberschles.), Rosenbergerstr. 1. 28 132

Pöhl, Walter, Ingenieur, Montageleiter, Deutsche Bergwerks- u. Hüttenbau-G. m. b. H., Watenstedt über Braunschweig; Wohnung: Wolfenbüttel, Hermann-Göring-Plan 29. 09 095

Puckler, Eward, Dr. mont., Direktor, Poldihütte A.-G., Komotau (Sudetenland); Wohnung: Gerhard-Hauptmann-Str. 12. 30 120

Radke, Hans, Dipl.-Ing., Metallurge, Qualitätsstellenleiter der Eisenwerk-Gesellschaft Maximilianshütte, Sulzbach-Rosenberg (Hütte); Wohnung: Loderhof 6½. 26 082

Ricken, Hans, Baurat, Staatl. Ingenieurschule, Duisburg; Wohnung: Lennestr. 2. 06 073

Schnabbe, Rudolf, Dipl.-Ing., Obergeringieur, Techn. Überwachungs-Verein Essen, Essen, Steubenstr. 53; Wohnung: Moltkestr. 102. 26 096

Den Tod für das Vaterland fand:

Zeidler, Dieter, Dipl.-Ing., Esbo (Finnland). * 22. 10. 1906, † 28. 10. 1941. 35 605

Gestorben

Schulze, Adolf, Fabrikbesitzer, Düsseldorf-Rath. * 16. 6. 1868, † 11. 1. 1942. 07 113

Terjung, Wilhelm, Dipl.-Ing., Dortmund. * 3. 10. 1884, † 29. 12. 1941. 24 099

Bielefeld, Erich, Dipl.-Kfm., Prokurist, Kronprinz A.-G. für Metallindustrie, Solingen-Ohligs; Wohnung: Rodenkirchen (Rhein), Nibelungenweg 14. 42 041

Geering, Otto, Dr.-Ing., Stuttgart W, Silberburgstr. 102. 42 043

Gutzeit, Walter, Wärmeingenieur, Verein. Hüttenwerke Burbach-Eich-Düdelingen A.-G., Abt. Burbacher Hütte, Saarbrücken 5; Wohnung: Hochstr. 29. 42 044

Herrmann, Kurt, Dipl.-Ing., Betriebsassistent, Poldihütte A.-G., Kladno (Böhmen); Wohnung: Hauptstr. 459. 42 045

Kartelmeyer, Wilhelm, Prokurist, Ruhrstahl A.-G., Henrichshütte, Hattingen (Ruhr); Wohnung: Blankenstein über Hattingen (Ruhr), Wilhelmstr. 45. 42 046

Klug, Erich, Ingenieur, techn. Sachverständiger, Wirtschaftsgruppe Gießerei-Industrie, Betriebswirtschaftliche Außenstelle Schlesien, Breslau 5, Salvatorplatz 8. 42 047

Matthes, Fritz, Abteilungsleiter, Horbach & Schmitz G. m. b. H., Stahllager, Berlin NW 40; Wohnung: Berlin-Zehlendorf 1, Kronprinzenallee 329. 42 048

Schubert, Rudolf, Planungsingenieur, Bismarckhütte A.-G., Bismarckhütte (Oberschles.); Wohnung: Königshütte (Oberschles.), Hardenbergstr. 10 a. 42 049

Seleskovic, Harun, cand. rer. met., Leoben (Steiermark), Brucker Straße 4. 42 050

Zimmermann, Ernst, Dr.-Ing., Baurat, Staatl. Ingenieurschule, Hagen (Westf.); Wohnung: Kaiserstr. 74. 42 051

Ernst Linnhoff †.

In der Frühe des 22. Dezember 1941 verschied nach schwerer Krankheit unser Mitglied Hüttendirektor Ernst Linnhoff, der technische Leiter des Werkes Hamm (Westf.) der Westfälischen Union, A.-G. für Eisen- und Drahtindustrie.

Am 26. Januar 1877 in Belecke im Sauerland geboren, stand Linnhoff vor der Vollendung seines 65. Lebensjahres. Er besuchte die Volksschule in Belecke, die Rektoratschule in Warstein und das Paulinum in Münster, wo er die Reifeprüfung bestand. Da seine Neigung der Industrie galt, widmete er sich von 1900 bis 1904 dem Studium an der Technischen Hochschule in Charlottenburg, an der er auch das Diplomexamen ablegte. Darauf trat Linnhoff als Betriebsingenieur in die Dienste der Westfälischen Union in Hamm, bei der er bis zum Jahre 1908 blieb. Seine Tätigkeit führte ihn durch alle Betriebsabteilungen; bei der Vielseitigkeit der dort hergestellten Erzeugnisse hatte er deshalb Gelegenheit, das Drahtgewerbe in allen seinen Zweigen kennen zu lernen und sich so die Grundlage für sein umfangreiches Wissen auf dem Gebiete des Drahtgewerbes zu schaffen. Anschließend ging er als Obergeringieur zu der Firma Felten & Guillaume Carlswerk, A.-G., Köln-Mülheim. In den zwölf Jahren, die er auf diesem Werk tätig war, konnte er seine Kenntnisse auf dem Gebiete der Drahtherstellung und -verwendung weiter vertiefen und nutzbringend anwenden.

Im Jahre 1920 folgte Linnhoff dem Rufe, in den Vorstand der Westfälischen Eisen- und Drahtwerke, Langendreer, einzutreten, um die technische Leitung dieses Werkes, das sich ausschließlich mit der Herstellung verfeinerter Drahterzeugnisse befaßte, zu übernehmen. Hier bot sich ihm die Möglichkeit, seine Pläne zu verwirklichen und den Betrieb grundlegend so zu verbessern, daß er nach kurzer Zeit mit an der Spitze der deutschen Drahtwerke marschierte. Die Aufgaben, die ihm gestellt wurden, waren nicht leicht, denn gerade in diese Zeit fiel die rechtswidrige Besetzung des Ruhrgebietes durch die Franzosen. Auch die sozialen Wirren und politischen Spannungen dieser bewegten Zeit vermochten Ernst Linnhoff nicht von seinem rechten Weg abzubringen, denn er hatte für viele Nöte den klaren Blick.

Als im Jahre 1926 auf den verschiedensten Wirtschaftsgebieten Zusammenschlüsse stattfanden und die Vereinigten Stahlwerke gegründet wurden, kehrte er zur Westfälischen Union zurück, wo er seine ersten praktischen Kenntnisse im Berufsleben erworben hatte. Er übernahm am 1. Januar 1927 die technische Leitung des Werkes Hamm der Westfälischen Union, des Unternehmens, dem er sich besonders verbunden fühlte; war doch schon sein Vater viele Jahre Leiter des Werkes Belecke, eines Sonderbetriebes der Westfälischen Union, gewesen.



Ernst Linnhoff

Linnhoff fand hier ein großes und dankbares Betätigungsfeld, galt es doch, die Betriebe durch Ausbau den gestiegenen Ansprüchen anzupassen. Mit gewohnter Tatkraft nahm er sich in der Folgezeit vor allem der Aufgaben an, die der Vierjahresplan den industriellen Unternehmungen stellte. Und wenn die betrieblichen Anlagen der Westfälischen Union die große Leistungsfähigkeit erlangt haben, über die sie heute verfügen, so ist das zuerst das Verdienst Ernst Linnhoffs. Wie richtig und zielbewußt seine Pläne gewesen waren, zeigte sich besonders nach Ausbruch des jetzigen Krieges, der an die Unternehmungen dauernd hohe Anforderungen in vielfacher Hinsicht stellt.

Wo ein großer und dringender Bedarf auftrat, war er mit schneller Hilfe stets zur Stelle.

Am Weltkriege nahm Linnhoff von Anfang bis zum Schluß — zuerst im Westen und dann im Osten — als Offizier teil. 1917/18 leitete er im Osten als Beauftragter der Wehrmacht einen wehrwirtschaftlich wichtigen Betrieb. Durch Verleihung des Eisernen Kreuzes II. Kl. und des Kriegsverdienstkreuzes I. Kl. fanden seine Leistungen eine gerechte Würdigung.

Mit Ernst Linnhoff ist seinem Werk und darüber hinaus dem deutschen Drahtgewerbe in schwerer Zeit ein Mann besonderer und bester Prägung entrissen worden. Er war Westfale im allerbesten Sinne dieses Begriffes, eine kraftvolle Persönlichkeit innerlich und äußerlich. Arbeit und Pflichterfüllung waren seines Lebens Inhalt. Viel erwartete er von denen, die er führte; niemals verlangte er, was er nicht selbst zu leisten bereit war. Gegen sich selbst war er unerbittlich. Außerliches Hervortreten schätzte Ernst Linnhoff nicht. Sein großes Können und seine ungewöhnliche Schaffenskraft setzte er zwar still, aber

leidenschaftlich für sein Unternehmen und darüber hinaus für das deutsche Drahtgewerbe ein. Für dieses wirkte er vor allem in den technischen Ausschüssen der Drahtverbände und in den Organisationen, die für die verschiedenen Sondererzeugnisse bestehen. Er gehörte dem vor einiger Zeit gebildeten Ausschuß für Drahtverarbeitung im Verein Deutscher Eisenhüttenleute an, dem er besondere Aufmerksamkeit widmete; galt es doch hier, auf dem Wege des Erfahrungsaustausches, durch Einführung neuer Arbeitsverfahren und Sparmaßnahmen die Leistungsfähigkeit der deutschen Drahtindustrie weiter zu steigern.

Ernst Linnhoff ist in den Sielen gestorben. Das große deutsche Drahtgewerbe hat einen seiner Besten verloren. Treffsicher war sein Urteil, unbestechlich seine Meinungsbildung. Sein Wirken, auch im Verein Deutscher Eisenhüttenleute, bürgt für ehrendes Gedenken an ihn.