

STAHL UND EISEN

ZEITSCHRIFT FÜR DAS DEUTSCHE EISENHÜTTENWESEN

Herausgegeben vom Verein Deutscher Eisenhüttenleute

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

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

HEFT 41

12. OKTOBER 1939

59. JAHRGANG

Wärmetechnik und Betriebswirtschaft hüttenmännischer Aufbereitungsanlagen. I. Schacht- und Drehrohröfen, Sinteranlagen.

Von Kurt Guthmann in Düsseldorf.

[Bericht Nr. 188 des Hochofenausschusses und Mitteilung Nr. 274 der Wärmestelle des Vereins Deutscher Eisenhüttenleute*.]

(Notwendigkeit der Aufbereitung und Anreicherung eisenarmer karbonatischer, feuchter und feinkörniger Erze. Wärmetechnik, Betriebswirtschaft und heutiger Stand der Röst- und Sinterverfahren: Schacht-Erzröstöfen für Streufeder- und Gasbeheizung, Röst- und Sinter-Drehrohröfen, Brikettierung. Sinterstoffe und Sinterbedingungen. Saugzugsintering: Rundes und gerades Lurgi-Band (Dwight-Lloyd), Greenawald- und GHH-AIB-Pfanne. Ofenüberwachung, Meßwesen.)

Mit der starken Verhüttung inländischer Eisenerze hat die Roherz-Vorbereitung, also Aufbereitungs- und Anreicherungsverfahren, erhöhte Bedeutung erlangt. Im Gegensatz zu den meist sehr festen, stückigen und überdies noch hocheisenhaltigen Auslandserzen ist ein großer Teil unserer Inlandeisenerze mulmig und zerfällt schon auf dem Wege von der Grube zur Hütte, beim Lagern oder durch Luftfeuchtigkeit zu einem lehmigen oder erdigen Feinerz. Während der Anteil an Feinerz unter 5 mm bei den bekannten Auslandserzen zwischen 10 und 20 % liegt, steigt er beim Wascherz auf 50 % und bei Mulm und Konzentrat auf 100 %. Die überaus hohen Kohlensäure- und Nässegehalte anderer Inlandserze verlangen, um den Hochofen bei ihrer Verhüttung weitgehend zu entlasten, eine möglichst vollständige Austreibung dieser Bestandteile durch Röstung. Leider zerfällt aber bei dieser Aufbereitung ein beträchtlicher Teil des Röstgutes zu Staub oder zu einer im Hochofen nicht mehr verhüttbaren Korngröße.

Ein dritter Teil der Inlandserze verlangt bei Eisengehalten von weniger als 25 % und einem meist mit dem Eisen außerordentlich fein vermengten hohen Gehalt an toniger und vor allem auch kieselsäurehaltiger Gangart ein Anreichern, da diese Bestandteile die Verhüttung belasten und große Kalkmengen erfordern. Die Anreicherung erfolgt entweder auf naßmechanischem oder wärmetechnischem Wege durch Trocknung oder Röstung mit nachfolgender magnetischer Trennung und Anreicherung in eisenreiches „Konzentrat“ und eisenarme „Berge“, in denen die Kieselsäure bis auf 65 % und höher angereichert werden kann. Auch diese Konzentrate sind aber wieder Feingut, oft sogar staubförmig, wenn auch mit angereichertem Eisengehalt bis über 40 %.

Eine Verhüttung dieser großen Mengen von feinem Roh-erz, Röstfein, naßmechanisch aufbereiteten Schläm- men und röstmagnetischen Konzentraten im Hochofen ist allein nicht möglich, da diese im Hochofen zu dicht liegen oder wieder herausgeblasen würden. Ihre Formgebung, d. h. Stückig- machung durch Sintern, zusammen mit geeigneten, im Hüttenbetrieb in beträchtlicher Menge anfallenden Abfall-

stoffen, wie hocheisenhaltigem Gichtstaub, Walzsinter usw., ist daher eine wichtige Aufgabe geworden. Die Konzentrate sind meist mit geringem Brennstoffverbrauch sinterfähig, besonders wenn sie mit Feinroherz gemischt werden, für das sie geradezu ein Bindemittel bedeuten.

Rösten und Sintern von Erzen sowie das Brennen von Kalkstein, der als gebrannter Kalk im Hochofen in zunehmendem Maße zur Senkung des Koksverbrauches und zur Leistungssteigerung Verwendung finden wird, sind wärmetechnische Vorgänge, die beachtliche Aufgaben stellen, besonders wenn man an die großen zusätzlich hierfür erforderlichen Brennstoffmengen denkt. Kann man diesen Mehrbedarf an Brennstoffen durch minderwertige oder auch geeignete Abfallbrennstoffe decken, so werden der Wirtschaft bedeutende Mengen wertvoller Rohstoffe erhalten.

Die Fortschritte der Wärmetechnik vornehmlich bei den Vorgängen der Verbrennung, Wärmeübertragung und Wärmeleitung haben sich an erster Stelle auch in einer Vervollkommnung dieser Aufbereitungsanlagen, besonders der Schacht- und Drehrohröfen, und der unmittelbaren Beherrschung der Ofenvorgänge ausgewirkt und damit manche Verfahren erst technisch und wirtschaftlich durchführbar gemacht.

Röstung.

Die Röstöfen¹⁾ sind auf Grund jahrelanger Betriebs- erfahrungen und Ueberlieferungen ausgebildet, weisen aber durchaus nicht einheitliche Profile und Abmessungen auf. Im Gegensatz zu anderen Gebieten der Wärmewirtschaft sind bisher in der Wärmetechnik der Röstung²⁾ und vor

¹⁾ Guthmann, K.: Stahl u. Eisen 58 (1938) S. 1305/17 (Hochofenaussch. 178 u. Wärmestelle 262); Oberhoffer, P., und A. Weyel: Stahl u. Eisen 42 (1922) S. 1673/77; Weyel, A.: Stahl u. Eisen 48 (1928) S. 14/15 (Erzaussch. 18); Balzola, J.: J. Iron Steel Inst. 118 (1928) S. 15/55; vgl. Stahl u. Eisen 48 (1928) S. 1834/35; Göpfert, G.: Stahl u. Eisen 47 (1927) S. 969/70; Richter, L. A.: Arch. Eisenhüttenw. 1 (1927/28) S. 725/27; Wilhelmi, A.: Mitt. Forsch.-Anst. Gutehoffn. 6 (1938) S. 233/49; Stahl u. Eisen 59 (1939) S. 501/11 (Hochofenaussch. 182).

²⁾ Stahl u. Eisen 48 (1928) S. 1750; Vogel, E.: Stahl u. Eisen 51 (1931) S. 1504/05; Blum, W., und H. Gleichmann: Stahl u. Eisen 52 (1932) S. 582/87; Gleichmann, H.: Stahl u. Eisen 57 (1937) S. 289/96 (Erzaussch. 39); Sengfelder, G.: Stahl u. Eisen 57 (1937) S. 732/35 (Erzaussch. 40); Luyken, W.: Stahl u. Eisen 57 (1937) S. 805/13 (Erzaussch. 41); Techn. Bl., Düsseldorf., 25 (1935) Nr. 26, S. 469/71.

*) Vorgetragen auf der 19. Jahresversammlung der Energie- und Betriebswirtschaftsstelle (Wärmestelle Düsseldorf) am 27. Januar 1939. — Sonderabdrucke sind vom Verlag Stahleisen m. b. H., Düsseldorf, Postschließfach 664, zu beziehen.

allein der des Kalkbrennens nur wenige Verbesserungen durchgeführt und bekannt geworden. Die Röstung erfolgte bisher wohl ausschließlich in Schachtofen. Inzwischen ist aber auch der Drehrohrföfen zu einer wärme- und betriebs-technisch einwandfrei arbeitenden Großanlage entwickelt worden³⁾. Die Beschaffenheit der Erze ist von wesentlichem Einfluß bei der Röstung und damit auch in gewissem Sinne

Sinterung zuzuführen. Die Leistung eines Schachtofens, sei es für Erzröstung, Zement-, Dolomit- oder Kalksteinbrennen, ist also im wesentlichen von der Luftzufuhr abhängig. Der unregelmäßige Ofengang, die Abhängigkeit von den Witterungsverhältnissen, das Wandern der Röstzone im Ofen und die wärmetechnisch äußerst ungünstige Bauart des Ofens mit natürlichem Zug sind die Ursache, daß Brennstoffverbrauch und Röstkosten auf einer heute untragbaren Höhe liegen. Durch Verminderung der Strahlungs- und Wandverluste⁴⁾ von 20 % beim Ofen ohne künstlichen Zug auf 8% beim Druckluftofen, durch Anordnung einer Isolierschicht von Schlackenwolle oder Kieselgur sowie eines Blechmantels an Stelle der einfachen Mauerung, durch Senkung der Abgasverluste von 33 auf 20,5 %, durch Erniedrigung der Abgastemperatur von 150 auf 75° und durch Senkung der Temperatur des ausge-tragenen Röstgutes von 250 auf 150° sinken die Gesamtverluste von 80 auf 47,5 %. Das bedeutet praktisch eine im Betrieb erreichte Koksersparnis von 85 %, so daß der Anteil der Brennstoffwärme von 27 auf 4 % sinkt.

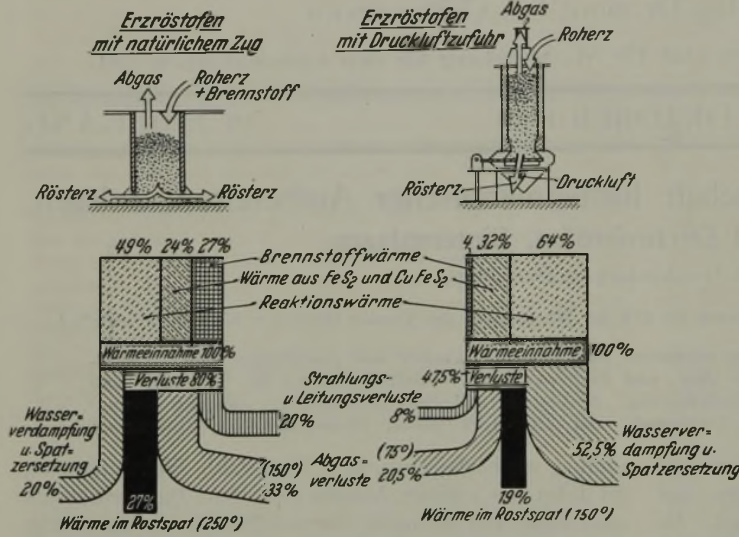


Bild 1. Schacht-Erzröstofen mit Streufeuerbeheizung.

auf die Wahl eines Schacht- oder eines Drehrohrföfens. Karbonatische, besonders stückige Erze werden zweckmäßig im Schachtofen geröstet. Bei der Notwendigkeit einer magnetischen Anreicherung sehr eisenarmer Roherze geht man meist zum Rösterdrehrohrföfen über, da in diesem die erforderlichen Reduktions- und Oxydationszonen gut beherrscht werden können. Bei der Schachtofenröstung ist allerdings eine Aussonderung des feinen Roherzes unter 5 mm aus der Beschickung notwendig, da sonst ungleichmäßige Röstung, örtliche Ueberhitzungen, Sinter- und Schmolzbildung infolge Ofenstörungen unvermeidlich sind. Auch diese abgeseibten Feinroherze müssen durch Sinterung stückig gemacht werden.

Der Drehrohrföfen ist wärmetechnisch gegenüber dem Schachtofen grundsätzlich benachteiligt. Dies ist darin begründet, daß beim feststehenden Schachtofen das zu röstende Gut in dichter Packung liegt, so daß es durch die aufsteigenden heißen Abgase gut vorgewärmt werden kann. Durch geschickte Ausnutzung der Kühlzone im unteren Teil des Ofenschachtes wird außerdem die Verbrennungsluft hoch vorgewärmt. Bild 1 zeigt in der Gegenüberstellung der Wärmebilanzen⁴⁾ zwei Schacht-Erzröstöfen für Spateisenstein mit Streufeuerbeheizung die außerordentlichen Vorteile eines wärmetechnisch einwandfrei gebauten neuzeitlichen Ofens. Bei dem Ofen älterer Bauart wird die Verbrennungsluft durch den natürlichen Auftrieb durch das Röstgut mit dem beigemischten Brennstoff gezogen und der Ofen unter leichtem Feuer gehalten. Da dieser natürliche Zug von höchstens 60 mm WS nicht von außen beeinflußt werden kann, haben diese niedrigen Ofen mit offener Gicht und Sohle den Nachteil sehr geringer Durchsatzleistung. Durch Anwendung von Druckluft oder Saugzug wird die Leistung infolge der günstigeren Verbrennungsverhältnisse über das Doppelte gesteigert. Eine Erhöhung des Feinerzanteils würde die entgegengesetzte Wirkung, also Leistungsverminderung, infolge Vergrößerung des Durchflußwiderstandes hervorrufen. Feinerze sind daher ebenfalls der

Beim Streufeuer-Schachtofen ist jedoch die Führung und Beherrschung des Feuers und damit die Einhaltung der richtigen Röst- oder Brenntemperatur im Ofen recht schwierig. Ein weiterer Nachteil des Streufeuerofens ist daher, daß durch ungleichmäßige Temperaturverteilung im Ofen ein Teil des Röst- oder Brenngutes zu hoch erhitzt wird und Schmolz bildet, während andere Teile noch ungenügend gebrannt sind. Aus diesen und anderen Ueberlegungen entstand der gasbeheizte Schachtofen (Bild 2), bei dem im unteren Schachtteil das Röstgut, der gebrannte Kalk oder Dolomit durch die aufsteigende Verbrennungsluft gekühlt wird, während die hochvorgewärmte Luft sich mit dem im mittleren Ofenteil eintretenden Heizgas mischt.

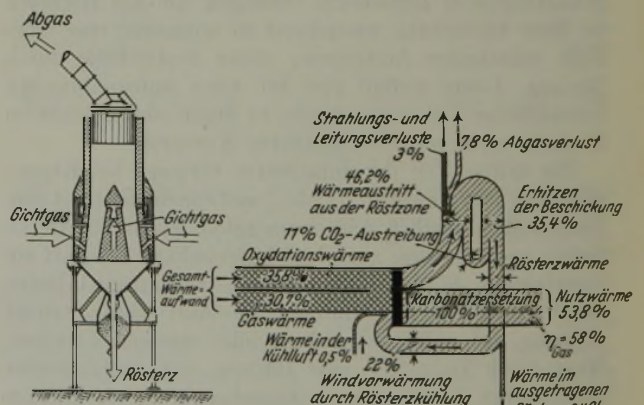


Bild 2. Gichtgasbeheizter Erz-Schachtröstofen nach Apold-Fleißner.

Welche günstigen wärmetechnischen Verhältnisse sich dadurch ergeben, zeigt die Wärmebilanz eines mit Gichtgas beheizten Apold-Fleißner-Ofens zur Röstung von Spateisenstein⁵⁾: Von dem erforderlichen Gesamtwärmebedarf sind 30,7 % durch den Brennstoff zu decken, 35,8 % bringt in diesem Fall die Oxydationswärme und 22 % werden allein durch die Windvorwärmung infolge Kühlung des Röstertes im unteren Ofenschacht eingebracht. Insgesamt beträgt die in die Röstzone eingebrachte Wärmemenge 89 %

³⁾ Debuch, C. P.: Mitt. Arbeitsber. Metallges. 1932, Nr. 7, S. 3/14; Stahl u. Eisen demnächst.

⁴⁾ Plotzki, E.: Arch. Eisenhüttenw. 11 (1937/38) S. 263/72 (Erzaussch. 42).

⁵⁾ Branhofer, R.: Stahl u. Eisen 47 (1927) S. 2061/67 (Erzaussch. 17).

des Wärmebedarfs. Der Rest ist die fühlbare Wärme der ausgetriebenen Kohlensäure, die in die Vorwärmzone zurückgeführt wird. Die Strahlungs- und Wandverluste sind mit 3%, die Abgasverluste mit 7,8% sehr gering. Die Zersetzung der Karbonate als eigentliche Nutzwärme erfordert 53,8%; zieht man hiervon die Oxydationswärme ab, so ergibt sich für die eingebrachte Brennstoff-, d. h. Gaswärme der hohe Wirkungsgrad von rd. 58%. Wird das Gas ebenfalls vorgewärmt, z. B. bei Zuführung durch einen in der Kühlzone des Ofens stehenden Innenkern (vgl. Bild 2, links), so erfolgt eine weitere Steigerung der Verbrennungstemperatur, d. h. die zuzuführende Gasmenge kann verringert werden, so daß die Abgasmenge und damit die Abgasverluste und der Stromverbrauch des Saugzug-Gebläses sinken.

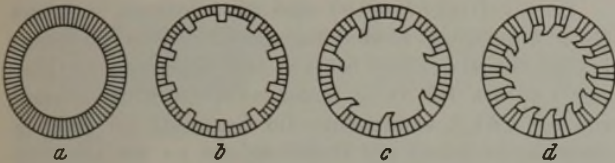


Bild 3. Drehrohröfen mit und ohne Wender-Einbauten (Ofenquerschnitte).

Sehr wesentlich ist weiter beim Schachtofen, daß nur der ununterbrochene Betrieb mit zwangsläufiger Luftzufuhr und selbsttätigem Rostaustrag die für die wirtschaftlichste Ausnutzung erforderliche hohe Ofenleistung, Brennstoff- und Lohnersparnis bringen kann. Eine regelmäßige Begichtung führt zur Gleichmäßigkeit der Röst- oder Brennzone; auch geht bei mechanischem Austrag die gesamte Beschickungssäule fast geschlossen herunter; sie wird in ständiger, gleichmäßiger Bewegung gehalten und dadurch am etwaigen Zusammensintern verhindert und Ansatzbildung vermieden.

Auch der Drehrohröfen ist inzwischen zur Röstung herangezogen worden. Der Drehrohröfen (Bild 3 a) ist an sich wärmewirtschaftlich besonders benachteiligt, da Röstgut und Flammgase nur wenig in Berührung und damit nur schlecht zum Wärmeaustausch kommen, so daß dadurch die Wärmeausnutzung ungünstig wird und die Abgase meist mit hoher Temperatur unausgenutzt den Ofen verlassen. Einen beträchtlichen Vorteil bietet deshalb der auch in Metallhütten und anderen Industrien schon vielfach verwendete Drehrohröfen mit Mitnehmern oder „Wendern“ (Bilder 3 b bis d), die das Brenngut bis zum Scheitel mitnehmen, so daß der ganze Querschnitt des Ofens durch eine Art Erzvorhang geschlossen ist und sich damit dem Grundgedanken des Schachtofens in gewissem Sinne nähert. Man könnte einen solchen Ofen im Gegensatz zum „glatten“ Drehrohröfen (Bild 3 a) als „Kontakt“-Drehrohröfen bezeichnen. Es ist weiter erklärlich, daß durch Vergrößerung der Rauchgasmenge eine bessere Wärmeausnutzung erfolgt, so daß der Uebergang von der Starkgasbeheizung zum heizwertarmen Gas wesentliche Vorteile bringt. Die Verwendung von Gichtgas beim Drehrohröfen ist also als besonders günstig zu bezeichnen. Bei großen Rauchgasgeschwindigkeiten wird aber aus der mechanischen Aufgabe eine thermische, nämlich der Wärmeleitung und Wärmeübertragung. Aus diesem

Grunde dürfte es vielleicht auch zweckmäßig sein, als Kennzahl für die Leistung des Drehofens nicht allein den Ofenraum, sondern daneben auch die Rauchgasgeschwindigkeit im Ofen zu wählen. Bild 4 zeigt zwei Betriebsarten des Erz-Röstdrehofens, einmal (Verfahren A) erfolgt die Gasbeheizung am Austragende des Reduktionsofens. Dementsprechend liegen auch hier die höchsten Temperaturen von 500 bis 720°. Sie nehmen nach der Roherz Aufgabe hin ab, das Erz wird also durch die Abgase gut vorgewärmt. Das heiße Rösterz, das beim Verfahren A an der Stelle höchster Ofentemperatur austritt, wird in einer darunter liegenden Kühltrommel abgekühlt.

Das im Kaiser-Wilhelm-Institut für Eisenforschung entwickelte Verfahren zur magnetischen Röstung von Rot- und Brauneisenerzen⁶⁾ wendet das Verfahren A an. Oxydische, schwach magnetische Eisenerze werden bei 550 bis 850° im Reduktionsofen einer teilweisen Reduktion und einer, mit der Kühlung im angesaugten Luftstrom verbundenen Wiederoxydation unterhalb 550° in der Kühltrommel unterworfen, wobei sich das stark magnetische braune Eisenoxyd bildet. Eisenkarbonate werden dagegen bei neutraler Ofenatmosphäre zersetzt und unter Luftabschluß im kohlenstoffhaltigen Abgasstrom gekühlt, wobei Eisenoxyduloxyd entsteht⁶⁾. Das stark magnetische Röstgut wird der magnetischen Aufbereitung zugeführt.

Beim Verfahren B sind beide Vorgänge in einer einzigen Ofentrommel dadurch zusammengefaßt, daß die Höchst-

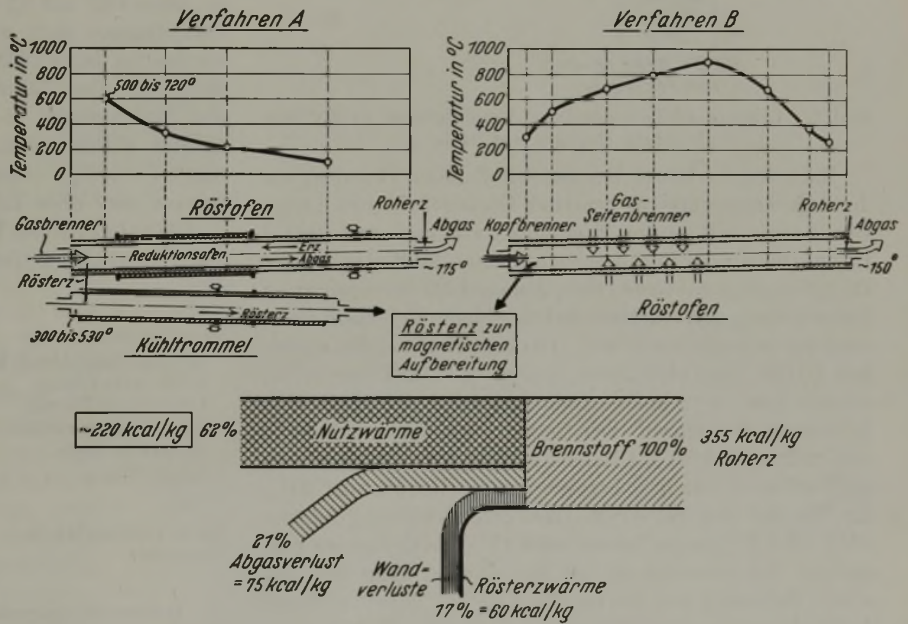


Bild 4. Drehrohr-Erzröstofen mit Gasbeheizung.

temperatur durch Anordnung zahlreicher mit dem Ofen sich drehender Seitenbrenner mit getrennter Gas- und Luftzuführung auf der Ofentrommel selbst⁷⁾ etwa in die Mitte des Ofens gelegt wurde. Auf diese Weise kann man die höchsten Temperaturzonen im Ofen beliebig verlegen und Luft und Gas entsprechend der gewünschten oxydierenden oder reduzierenden Wirkung in den Ofen bringen. Liegen die Höchsttemperaturen etwa in der Mitte des Ofens, so wird das Roherz durch die austretenden Abgase gut vorgewärmt, da Abgasaustritt und Roherzzulauf an einer Stelle erfolgen. Eine

⁶⁾ Luyken, W.: Stahl u. Eisen 57 (1937) S. 805/13 (Erzaussch. 41); Dtsch. Bergwerksztg. 40 (1939) Nr. 149 v. 30. Juni, S. 1; Luyken, W., und G. Kremer: Mitt. K.-Wilh.-Inst. Eisenforsch. 20 (1938) S. 293/302; vgl. Stahl u. Eisen 59 (1939) S. 342/43.

⁷⁾ Graff, A.: Stahl u. Eisen 59 (1939) S. 961/68 (Erzaussch. 43).

überschlägliche Wärmebilanz (vgl. Bild 4, unten) zeigt, daß heute auch der Drehofen wärmetechnisch durchaus günstig arbeitet. Von der zugeführten Gasmenge (355 kcal je kg Roherz) werden etwa 220 kcal/kg, d. h. rd. 62 %, nutzbar verwendet, während Abgasverluste mit etwa 21 %, Wandverluste und Rösterwärme mit zusammen 17 % einzusetzen sind. Bei diesen Wärmebilanzangaben handelt es sich um die Ergebnisse von Untersuchungen an Versuchsanlagen, bei denen naturgemäß oft weit ungünstigere Verhältnisse vorliegen als bei Großbetriebsanlagen.

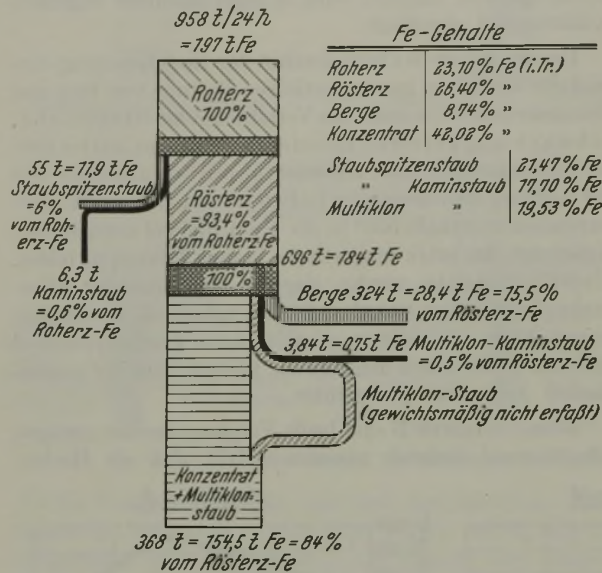


Bild 5. Eisen-Stoffbilanz des Lurgi-Drehrohrofens in Zollhaus Blumberg (bezogen auf 24 h).

Nach dem Verfahren B arbeitet in Zollhaus Blumberg ein durch Koksgeneratorgas beheizter Großdrehofen der Lurgi-Gesellschaft mit einem Tagesdurchsatz von etwa 950 t Dogger-Roherz⁷⁾. Bild 5 zeigt die Eisen-Stoffbilanz dieser Drehofenanlage auf Grund einer Anfang 1939 durchgeführten Untersuchung der Wärmestelle Düsseldorf. Bei einem Heizwert des Generatorgases von 1100 kcal/Nm³ wurden stündlich 10 000 Nm³ verbraucht, wovon 46 % auf den Stirnbrenner und 54 % auf die mit dem Ofen sich drehenden Seitenbrenner entfielen. Der Gesamtwärmeverbrauch ergab sich zu 268 000 kcal je t Roherz entsprechend einem Brennstoffverbrauch von 4 % bezogen auf das Roherz oder 10 % für Röstlerz, was bei einem Gaserzeugerwirkungsgrad von 69 % rd. 5,8 % beim Roherz oder 15 % beim Röstlerz entspricht. Bei Verwendung von Hochofengas kann man mit einem Verbrauch von 360 bis 450 Nm³ je t Roherz rechnen. Auf Kohle umgerechnet entspricht dies infolge Fortfalles des Gaserzeugerwirkungsgrades einem Brennstoffverbrauch von rd. 5 % bezogen auf das Roherz. Die reinen Brennstoffkosten würden demnach bei Gichtgasbeheizung etwa 1 RM je t Roherz betragen. Für die an die Röstung anschließende magnetische Starkfeldscheidung des Röstlerzes in Konzentrat und Berge rechnet G. Sengfelder⁸⁾ mit etwa 0,5 kWh je t Durchsatz.

Sinterung.

Die Stückigmachung der Feinerze, Konzentrate usw. erfolgt heute fast ausschließlich durch Sintern. Die mechanische, altgeübte Brikettierung⁹⁾ unter Zusatz von Bindemitteln wird nur noch vereinzelt ausgeübt, zumal da der Eisengehalt wegen der Bindemittel meist sogar niedriger

wird. Günstiger liegen anscheinend die Verhältnisse bei der neuerdings durchgeführten Brikettierung von Dogger-Feinerze ohne Zusätze zum Zweck der reduzierenden Röstung dieser Briketts im Drehrohrofen.

Von den in den letzten 20 Jahren vorgeschlagenen zahlreichen Sinterverfahren^{9) 10)} konnten sich nur einige wenige erfolgreich durchsetzen. So haben sich in Deutschland z. B. die Kanalöfen von G. Gröndal^{9) 11)}, in denen Erzriegel durch Gasbeheizung gesintert werden, nicht einführen können. Die Sinterung in gußeisernen Konvertern nach Huntington-Heberlein oder Savelsberg^{9) 10)} wird heute nur noch in einer Anlage, das „West“-Verfahren, bei dem mit Feinerz beschickte Wagen in einem Ofen gesintert werden, überhaupt nicht mehr ausgeübt.

Sinter-Drehöfen^{9) 10)} sind nur vereinzelt in Betrieb (1939: 6 Anlagen). Es sind Tagesleistungen von 320 t Sinter je Ofen von 60 m Länge bekannt. Bei Beheizung mit Gichtgas¹²⁾ wurden 415 Nm³/t Sinter bei einem Stromverbrauch von 8,5 kWh/t verbraucht. Im Gegensatz zur Saugzugs-sinterung ist jedoch der Drehofensinter — wie alle Drehofen-Erzeugnisse — sehr fest und feinporig und daher im Hochofen wesentlich schwerer reduzierbar als Band- oder Pfannensinter. Verhüttungsversuche mit Drehofensinter im Hochofen ergaben einen, auf Roheisen bezogen, um 15 bis 25 % höheren Koksverbrauch als Saugzugsinter.

Während 1910 rd. 700 000 t Feinerze, Abbrände und Gichtstaub brikettiert und gesintert wurden, stieg diese Zahl im Jahre 1927 auf 3,2 Mill. t, davon waren nur 18 % brikettiert, dagegen 60 % auf dem Dwight-Lloyd-Band gesintert worden; im Jahre 1939 ist diese Zahl schon auf über 10 Mill. t gestiegen. Der Jahresdurchsatz sämtlicher Erzbrikettier- und Sinteranlagen in Deutschland übersteigt (Ende 1939) 16 Mill. t Feinerze und Abbrände (~ 66 %) sowie Gichtstaub (~ 34 %). Durch den Bau neuer Saugzug-Sinteranlagen wird diese Zahl allerdings noch wesentlich erhöht.

Die auf deutschen Hüttenwerken befindlichen Brikettier- und Sinteranlagen verteilen sich für 1939 wie folgt:

	Durchsatz an Feinerzen, Abbränden und Gichtstaub %
Saugzugs-sinterung	
Lurgi-Dwight-Lloyd-Band	81,00 ¹⁾
GHH-AIB-Pfanne	1,85 ²⁾
Greenawalt-Pfanne	1,60 ²⁾
Lurgi-Tellermaschine	0,53
Heberlein-Töpfe	0,45
Lurgi-Pfanne	0,42
	85,85
Brikettieranlagen	7,15
Drehöfen	7,00
	100,00

¹⁾ Ohne Reichswerke „Hermann Göring“; ohne im Bau begriffene oder geplante Neuanlagen.

²⁾ Ohne geplante oder im Bau begriffene Neuanlagen.

Bild 6 gibt einen Ueberblick über die hauptsächlichsten Sinterstoffe, die fast alle eine Korngröße unter 5 mm haben, und ihre Korngrößenanteile. Schon aufbereitete Stoffe sind schwarz eingezeichnet. Jede Sintermischung muß ihrer Natur entsprechend anders behandelt werden^{9) 13) 14) 22)}.

¹⁰⁾ Kohlmeyer, E. J.: Metallwirtsch. 14 (1935) S. 227/31. Wendeborn, H. B.: Metall u. Erz 31 (1934) S. 1/8; 33 (1936) S. 45/52 u. 70/73. Z. VDI 79 (1935) S. 541/45.

¹¹⁾ Gröndal, G.: Stahl u. Eisen 31 (1911) S. 537/40.

¹²⁾ Paquet, J.: Stahl u. Eisen 52 (1932) S. 218/20.

¹³⁾ Endell, K.: Mitt. K.-Wilh.-Inst. Eisenforsch. 3 (1921) S. 37/43.

¹⁴⁾ Luyken, W., und L. Kraeber: Mitt. K.-Wilh.-Inst. Eisenforsch. 13 (1931) S. 247/60 (Hochofenaussch. 126); vgl. Stahl u. Eisen 52 (1932) S. 296. Rostowzew, S. T., und S. M. Mejerow: Domes 6 (1934) Nr. 11/12, S. 7/39; vgl. Stahl u. Eisen 56 (1936) S. 47/49. Harrison, P. G.: Blast Furn. 27 (1939) S. 372/74, 411, 492/93 u. 515/16.

⁸⁾ Stahl u. Eisen 57 (1937) S. 732/35 (Erzaussch. 40).

⁹⁾ Vgl. Stahl u. Eisen 46 (1926) S. 1563/64 u. 1594/95; Wagner, A.: Stahl u. Eisen 47 (1927) S. 613/26 (Hochofenaussch. 72 und Nachtrag); 51 (1931) S. 217/25 (Hochofenaussch. 117).

Der Ausgleich erfolgt durch Regelung der Feuchtigkeit und des Koksanzsatzes. Der Saugzugsinter ist grobporig und daher für die Hochofenarbeit, besonders die indirekte Reduktion, vollendet zu nennen. Da luftgekühlter Sinter im Hochofen widerstandsfähiger ist als wassergekühlter, sollte man möglichst nur Luftkühlung anwenden. Bei einem Sinterzusatz von 58 % zum Möller wurde z. B. das Eisenausbringen eines nordamerikanischen Hochofens um 30 % verbessert und der Koksverbrauch um 20 % ermäßigt. Der Sinterzusatz soll gleichzeitig eine Erhöhung der einzublasenden Windmenge und Herabsetzung der Windpressung ermöglichen. Die Windmenge wurde um 10 % auf 2200 bis 2250 Nm³/min erhöht und die Pressung um 0,1 atü auf 1,2 bis 1,3 atü herabgesetzt¹⁵⁾.

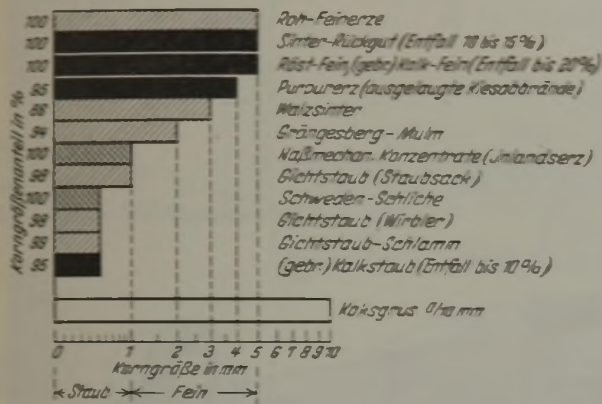


Bild 6. Korngrößenanteile der Sintermischungs-Bestandteile.

Hauptbedingung einer guten Sinterung ist die gleichmäßige Durchmischung der Rohstoffe. Wichtig ist auch die Beachtung der Veränderung der physikalischen Eigenschaften der Mischung beim Sintern: Dichte, Korngröße, Schwindung und Porigkeit^{15) 16)}. Nach Untersuchungen von S. T. Rostowzew¹⁷⁾ wird ein Viertel bis ein Drittel der Eisenerz-Kieselsäure (Kriwoi-Rog-Erz) als Eisensilikat Fe₂SiO₄ gebunden [vgl. auch K. Endell¹⁸⁾], was die hohe Reduktionsfähigkeit des Sinters, die die des Erzes übertrifft, erklärt. Die Bildung von Eisensilikat wird jedoch durch Luftkühlung des Sinters auf dem Band rückgängig gemacht, was zu vermeiden ist. Auch die Korngröße des Brennstoffes ist für den Sintervorgang wichtig. Sie soll nach Rostowzew etwa 3 mm nicht überschreiten. Bei Erzen mit 10 % SiO₂ sind Brennstoffe unter 0,5 und besonders unter 0,1 mm Korngröße unzulässig. Beginnendes Schmelzen des Erzes ist bei der Sinterung notwendig¹⁷⁾, darf aber nicht zu weit gehen. Nach W. Arbuzow¹⁹⁾ soll der Kohlenstoffgehalt in der Sintermischung durchweg über 1,5 % betragen und die Körnung des Koksgruses bei einer Erzkörnung von 0 bis 12 und 0 bis 16 mm unter 3 mm liegen. Erzkörnungen von 12 bis 30 mm dürfen höchstens ein Drittel des Einsatzes ausmachen. Der Zusatz von Gichtstaub hat bekanntlich günstigen Einfluß auf die Güte des Sinters. Eigene Untersuchungen bestätigten weiter, daß auch die Beschaffenheit des Koksgruses (Nässe, Körnung) die Höhe des Brennstoffverbrauches beim Sintern wesentlich beeinflusst, und zwar

grober Koksgrus in ungünstigem Sinne, da eine Entmischung und dadurch eine Nesterbildung mit ungesinterten Stellen auftritt und sich zahlreiche heiße Schmelzstellen bilden. Die Bandgeschwindigkeit, die zwischen 60 und 100 cm/min schwankt, muß der jeweiligen Beschaffenheit der Sintermischung angepaßt werden. Der Unterdruck in den Saugkästen unter dem Sinterband liegt im allgemeinen zwischen 500 und 600 mm WS.

Der Zusatz großer Feinerz mengen zur Sintermischung beeinflusst die Leistung ungünstig. Soll Kalkstein zugemischt werden, so darf eine Korngröße von 2 bis 3 mm nicht überschritten werden, da sonst keine Einbindung durch das Sintern erfolgt. Zu große Mengen von gebranntem Kalkstaub sind ebenfalls schädlich, da der Kalk in der feuchten Sintermischung ablöscht und die Mischung erhärtet. Zusätze von 2 bis 3 % werden jedoch nach Untersuchungen und persönlicher Mitteilung von H. B. Wendeborn als unbedenklich angesehen.

Die einzelnen Sinterverfahren lassen sich, soweit es sich um Band- oder Pfannenanlagen handelt, zweckmäßig unter der Sammelbezeichnung „Saugzugsinterung“ zusammenfassen (Bild 7). Unter diesen Begriff würden demnach fallen: Die Kleinsintereinrichtungen in Topf- oder Pfannenform⁹⁾ für kleinere Tagesleistungen bis etwa 150 t Sinter.

Das runde Sinterband, auch „Tellermaschine“ genannt, für Tagesleistungen von 100 bis 400 t (Bild 7, I).

Die Hauptverbreitung hat das gerade Lurgi-Sinterband gefunden (Bild 7, II), das unter der amerikanischen Bezeichnung „Dwight-Lloyd-Band“ bekannt ist. Nach der außerordentlichen Entwicklungsarbeit, die auf das Sinterband in Deutschland verwendet worden ist, dürften heute die deutschen Anlagen den amerikanischen überlegen sein^{9) 10) 19)}.

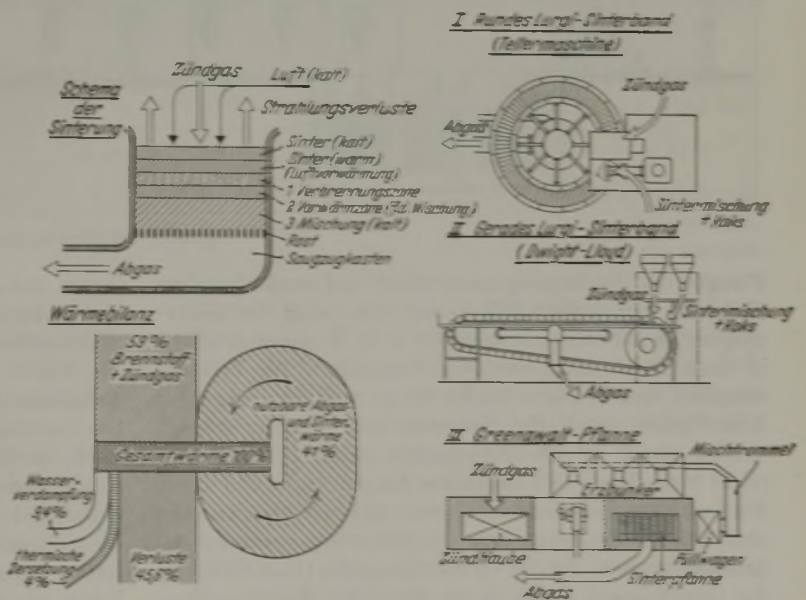


Bild 7. Saugzugsinterung für eisenhaltige feine Rohstoffe.

Die Greenawalt-Pfanne^{9) 20) 21)} (Bild 7, III) ist ebenfalls eine Saugzug-Sinteranlage, so daß diese Bezeichnung richtiger sein dürfte als Greenawalt-Verfahren. Im Gegensatz zu dem endlosen Sinterband ist bei der Greenawalt-

¹⁹⁾ Wittenberg, H.: Mitt. Arbeitsber. Metallges. 1935, Nr. 10, S. 11/16; Baake, R.: Stahl u. Eisen 51 (1931) S. 1277/83, 1314/19 (Hochofenaussh. 122); Oppenheuser, J.: Stahl u. Eisen 51 (1931) S. 1165/67; Grethe, K., und J. Stoecker: Stahl u. Eisen 55 (1935) S. 641/48 (Hochofenaussh. 146).

²⁰⁾ Cordonnier, R.: Rev. Metall., Mém., 27 (1930) S. 467/78; vgl. Stahl u. Eisen 51 (1931) S. 330.

²¹⁾ Baumgartner, E.: Stahl u. Eisen 51 (1931) S. 1047/21.

¹⁵⁾ Messerle, K. W., und B. M. Nossowitzki: Metallurg 13 (1933) S. 48/56.

¹⁶⁾ Guthmann, K.: Stahl u. Eisen 58 (1938) S. 857/65 (Wärmestelle 259).

¹⁷⁾ Teori. prakt. met. 9 (1939) Nr. 6, S. 3/9.

¹⁸⁾ Stal 8 (1938) Nr. 3, S. 1/10.

Pfanne der Sintervorgang unterbrochen: Nach Füllung der fest eingebauten, um ihre Längsachse drehbaren Pfanne mit der Sintermischung, die der rechtsstehende Füllwagen aus der Mischtrommel entnimmt und über die Pfanne bringt, fährt die Zündhaube, die im Bild über der linken Pfanne steht, über die frisch beschickte rechte Pfanne, während gleichzeitig, wie beim Band, abgesaugt wird. Nach Beendigung der Sinterung wird die Pfanne um ihre Achse gedreht, so daß der Sinter herausfällt, wobei gleichzeitig die Roststäbe selbsttätig gereinigt werden.

Bei der Saugzugsinterung ist die gleichmäßige Zündung der Sintermischungs-Oberfläche sehr wichtig, da sonst die

eisenhaltiger Fein-Rohstoffe (Bild 7) ist daher überaus günstig. Durch Zündgas und festen Brennstoff in der Sintermischung sind nach den umfangreichen Untersuchungen von Wendeborn²²⁾ von dem Gesamtwärmebedarf nur 59 % zu decken; 41 % deckt die Ausnutzung der Abgas- und Sinterwärme. Die Wärmeausgaben betragen für die Verdampfung des Wassers in der Sintermischung 9,4 %, für die thermische Zersetzung 4 %, während die Verluste 45,6 % ausmachen (Bild 7).

Bild 8 zeigt eine gerade Sinterbandanlage¹⁹⁾ im Schnitt. Die Rohstoffe werden im linken Bunker aufgegeben und gelangen durch die Misch- und Befeuchtungstrommel

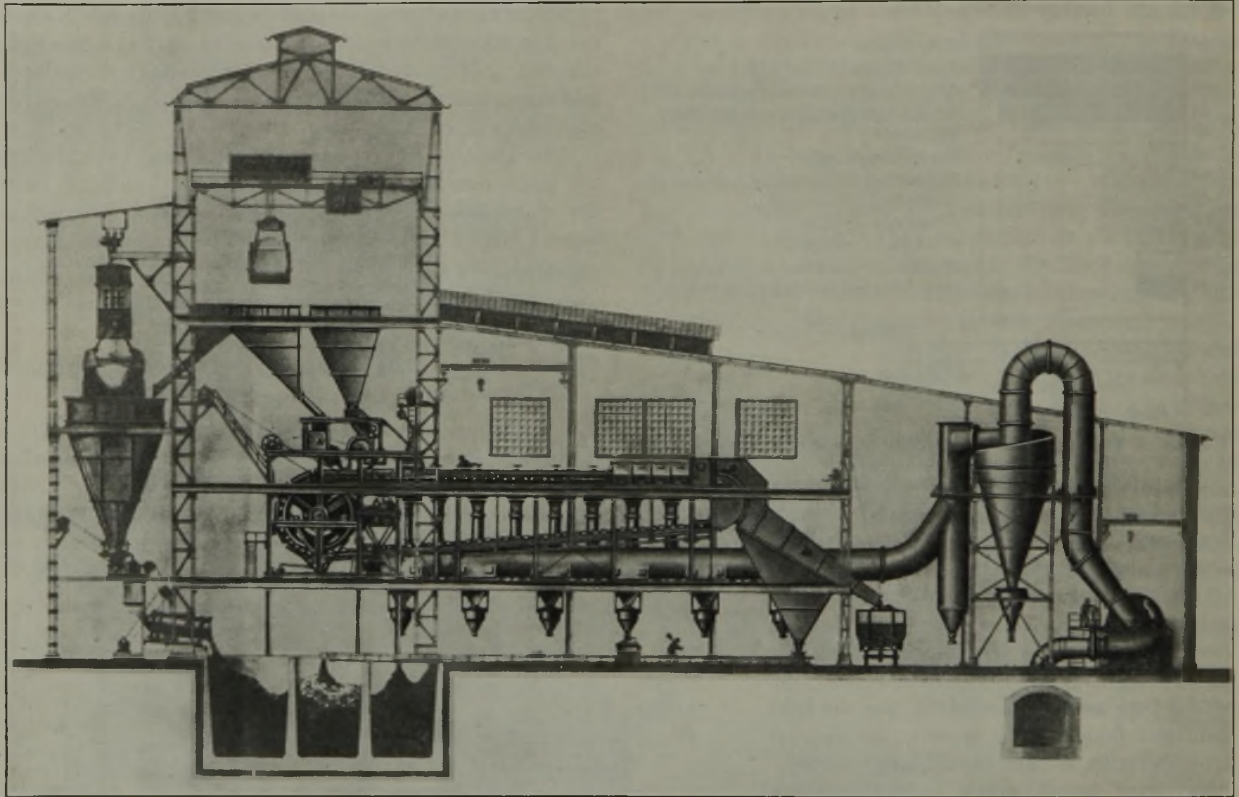


Bild 8. Gerades Lurgi-Sinterband.

Flamme die Beschickung austrocknet und ungleichmäßige Sinterung verursacht. Bild 7 zeigt links oben den Sintervorgang nach Untersuchungen von H. B. Wendeborn^{10) 22)} in einem Querschnitt durch das Sinterband. Die Verbrennungsluft muß in ausreichender Menge und mit genügender Schnelligkeit durch die Sintermischung hindurchgesaugt werden, damit die Sintertemperatur möglichst schnell erreicht wird. Die besten Ergebnisse hat eine heiße und durch den Luftüberschuß stark oxydierend wirkende Flamme. Die obere Schicht überträgt stets die Sintertemperatur auf die darunterliegende. Ist die Verbrennungszone (1) in Richtung des Gasstromes z. B. bis in die Mitte der Sintermischung vorgerückt, so wird die angesaugte Luft in den darüberliegenden noch heißen, schon gesinterten Schichten vorgewärmt, wobei der Sinter der oberen Schichten stark gekühlt wird, so daß die Strahlungsverluste kleiner werden. Die Sinterzeit, d. h. der Weg der Sinterzone von der Oberfläche bis zum Rost, schwankt zwischen 10 und 18 min. Im Mittel beträgt dieser „Sinterzonenweg“, wie Wendeborn feststellte, etwa 25 mm/min. Die nach unten abgesaugten Abgase wärmen die noch nicht gesinterte Mischung schon weitgehend vor (Zone 2). Die Wärmebilanz der Saugzugsinterung

(unten links) in einen dreiteiligen Sintermischungsbunker. Von rechts kommt Sinterrückgut sowie Sinterstaub aus den Staubspitzen der Abgasleitung und aus den Wirblern hinzu. Ein Greifer hebt die fertige Sintermischung in die beiden Aufgabebunker, von denen der rechte den Rostbelag enthält. Die Gas-Zündhaube liegt unmittelbar rechts hinter der Aufgabe. Der fertige Sinter wird rechts abgeworfen. Das Abgas wird in dem rechtsstehenden Wirbler entstaubt. Je t Sinter entfallen durchschnittlich 2500 bis zu 5000 Nm³ Abgas, die den Schornstein mit noch 1 bis 3 g Sinterstaub/Nm³ verlassen. Eigene Untersuchungen an einem Sinterband von 2 m Breite mit einer Tagesleistung von 550 t Sinter ergaben im Mittel folgende Staubgehalte:

Vor dem Wirbler	3,75 g/Nm ³ Abgas
hinter dem Wirbler	1,65 g/Nm ³ Abgas (Schornstein).

Der Wirblerstaub hatte folgende Zusammensetzung (Thomas-möller-Sinter):

42 % Fe	0,40 bis 0,15 % S
9,26 % SiO ₂	Spuren Zn
7,30 % CaO	0,70 % Alkalien
1,0 % MgO	11,1 % Glühverlust.

Beim Sintern von Schwefelkiesabbränden mit etwa 6 % S enthielt der Wirblerstaub 2,24 % S. Im Abgas wurden

²²⁾ Wendeborn, H. B.: Saugzug-Sintern und -Rösten. Berlin 1934.

folgende Gehalte an Schwefeldioxyd in den Saugkästen unter dem Sinterband festgestellt:

Saugkasten 1 (unmittelbar hinter der Zündhaube)	Spuren SO ₂
Saugkasten 2 und 3	0,73 bis 1,42 % SO ₂
Saugkasten 4	0,28 bis 0,45 % SO ₂
Saugkasten 5	Spuren bis 0,80 % SO ₂ ¹⁾
Saugkasten 6	Spuren SO ₂
Saugkasten 7 und 8 (vor dem Sinterabwurf)	0

¹⁾ Bei großer Bandgeschwindigkeit.

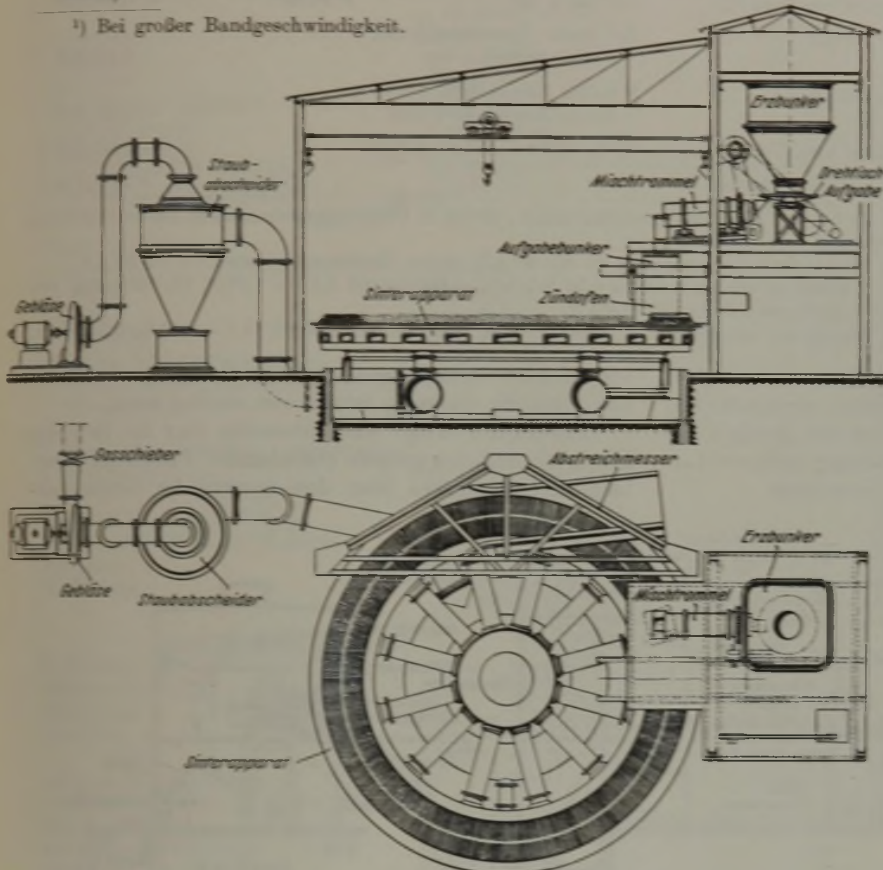


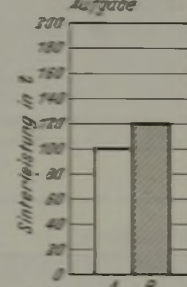
Bild 9. Rundes Lurgi-Sinterband.

sein muß, um so mehr verschiebt sich der Preis zugunsten der geraden Sinterbänder.

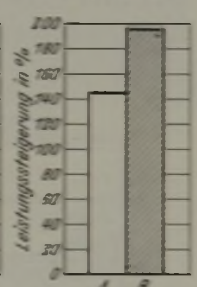
Für die wirtschaftliche Durchführung der Saugzugsinterung ist eine gleichmäßige und sorgfältige Beschickung des Rostes erforderlich. Bei sorgfältiger Aufgabe kann die Schichtdicke um 25 bis 50 mm erhöht werden. Für feinmagnetische Konzentrate wie Magnetitschliche nennt J. E. Greenawalt²³⁾ eine Beschickungshöhe von 178 mm, für Roteisen-Feinerze unter 9,5 mm Korngröße eine solche von 457 mm als zweckmäßig, wobei natürlich die dickere Schicht vorteilhafter ist, da die Betriebskosten nicht viel höher sind als bei einer dünnen Sinterschicht.

Mit steigendem Saugzug wurden stets günstigere Ergebnisse erzielt: So verwendet J. E. Greenawalt einen Saugzug von 1270 mm WS mit einer Windmenge von 2200 Nm³/m² Rostfläche und Stunde. Die Sinterzeit soll 10 bis 18 min nicht

I. Verbesserung der Sintermischungs-Aufgabe



II. Saugzugsteigerung von 432 auf 1016 mm WS



A Handbeschickung
B mechanische Beschickung

Bild 10. Leistungssteigerung der Saugzugsinterung (nach K. A. Walter; 1938).

Die stärkste Schwefelaustreibung erfolgte also etwa in der Mitte des Bandes, wobei sich mit zunehmender Bandgeschwindigkeit der Höchstwert des Schwefeldioxyd-Gehaltes nach dem Band-Ende zu verschob.

Gerade Sinterbänder werden heute bis zu einer Bandlänge von 30 m gebaut. Die größten jetzt im Bau befindlichen deutschen Sinterbänder haben eine Bandbreite von 2,5 m, so daß sich bei einer Saugfläche von 75 m², früher 20 bis 30 m², Tagesleistungen von 2000 t Sinter je Band ergeben.

Vergleicht man die Angaben früherer Veröffentlichungen, so ist festzustellen, daß sich die Bandleistung etwa verzehnfacht hat. Ganz beträchtlich ist der Anteil der Lohnkosten gesunken; während vor etwa 15 Jahren mit 50 bis 55 Lohnminuten je t Sinter gerechnet wurde, liegt heute diese Zahl bei nur 6 bis 10 Lohnminuten.

Runde Sinterbänder¹⁹⁾, Bild 9, verdienen den Vorzug vor geraden Sinterbändern bei mittleren Leistungen bis etwa 400 t/24 h, weil sie billiger in der Anlage sind. Der Preis einer runden Anlage mit 16 bis 18 m² nutzbarer Saugfläche und 380 t Sinterleistung täglich ist etwa der gleiche wie der eines geraden Sinterbandes von 7 m² nutzbarer Saugfläche und 160 t Sinterleistung je 24 h, da diese Größen der beiden verschiedenen Bauarten etwa dasselbe Gewicht haben. Dementsprechend liegen die Tilgungs- und Verzinsungskosten (15 %) beim Sintertisch bei etwa 0,28 *RM* je t Sinter gegenüber 0,65 *RM* beim Sinterband. Je größer jedoch die Leistungen sein sollen, je größer also die nutzbare Saugfläche

überschreiten bei einer Sintergeschwindigkeit durch die Mischung von 25 mm/min. K. A. Walter²⁴⁾ hat festgestellt, daß durch mechanische Beschickung gegenüber der unregelmäßigen Schichtung bei Handaufgabe die Sinterleistung um 20 % gesteigert werden konnte. Durch Erhöhung des Saugzugs von 432 auf 1016 mm WS wurde bei Handbeschickung eine Leistungssteigerung von 145 %, bei mechanischer Aufgabe sogar von 194 % erreicht. Für je 100 mm WS Drucksteigerung wurde also eine Erhöhung der Sinterleistung

bei Handbeschickung um 25 %
bei mechanischer Beschickung um 33 %

erreicht (siehe Bild 10).

GHH-AIB-Sinterpfanne. Das unter dem Namen „AIB“ (Allmänna Ingeniörsbyran H. G. Torulf, Stockholm, heute: „Allmänna Betonbyggnadsbyran, Stockholm“) aus Schweden bekannte⁹⁾ Sinterverfahren ist nichts anderes als eine ortsbewegliche Sinterpfanne, also ebenfalls eine Saugzugsinterung (vgl. Bild 11).

Die AIB-Pfannen sind nicht wie bei der Greenawalt-Anlage fest eingebaut, sondern sie werden durch einen Kran an die beiden Plätze befördert, an denen

1. Zündung und Saugzugsinterung (Sinterplatz) sowie
2. Pfannenentleerung und Beschickung (Kipp- und Beschickungs-Rollgang)

²³⁾ Amer. Inst. min. metallurg. Engrs., Techn. Publ. Nr. 963, 22 S., Metals Techn. 5 (1938) Nr. 6; vgl. Stahl u. Eisen 59 (1939) S. 490.

erfolgt. Die Eigenart des Verfahrens wird darin gesehen, daß jede Sinterpfanne von den anderen unabhängig ist, daß keine beweglichen Teile im Gebiet hoher Temperaturen liegen, und daß die Bauhöhe der Sinterhalle niedrig gehalten werden kann. Im Ausland wurden bisher etwa 20 allerdings kleinere AIB-Sinteranlagen errichtet. In Deutschland ist über dieses Verfahren wenig bekannt geworden, zumal da bisher auch noch keine AIB-Anlage errichtet wurde. Die Gutehoffnungshütte Oberhausen A.-G., Abt. Düsseldorf, hat inzwischen für Deutschland die Baulizenz erworben und das Verfahren baulich weiter entwickelt. Während die kleinen schwedischen Anlagen nur mit runden Pfannen arbeiten, werden bei den GHH-AIB-Anlagen runde Pfannen nur für Anlagen bis etwa 600 t Sinter Tagesleistung, für Anlagen größerer Leistung dagegen quadratische Pfannen verwendet.

Zahlentafel 1. Betriebskosten einer geraden Sinterbandanlage (je t Sinter).

Energiebedarf	15 kWh ¹⁾	2 Pf/kWh	= 0,30 <i>R.M.</i>
Löhne	5 Mann (1000 bis 1500 t je 24 h) = 6 bis 10 Lohnminuten	1 <i>R.M.</i> /Lohnstunde	= 0,13 <i>R.M.</i>
Gichtgas zum Zünden	30 Nm ³	0,25 Pf/Nm ³	= 0,08 <i>R.M.</i>
Koks in der Sintermischung	8 % = 80 kg/t	10 <i>R.M.</i> /t	= 0,80 <i>R.M.</i>
Wasserverbrauch (für die Sintermischung)	0,5 bis 1 m ³	1 Pf/m ³	= 0,01 <i>R.M.</i>
Schmierung	Öl, Fette, Petroleum, Putzwolle, Seife ²⁾		= 0,10 <i>R.M.</i>
Instandhaltung	Metalle, Eisenblech, Formeisen, Roststäbe ³⁾ usw.		= 0,13 <i>R.M.</i>
Tilgung und Verzinsung	15 % (0,50 bis 0,80 <i>R.M.</i> /t)		= 0,65 <i>R.M.</i> ⁴⁾
Gesamtbetriebskosten			= 2,50 <i>R.M.</i> /t

1) 14 bis 16 kWh/t Thomasmöller-Sinter; 19 bis 21 kWh/t Stahleisenmöller-Sinter (Mischung liegt dichter).

2) Schmierfettverbrauch etwa 50 bis 90 g/t, davon Heißlagerfett etwa 15 bis 30 g/t.

3) Roststabverbrauch 0,10 bis 0,30 Stück/t, entsprechend 0,4 bis 1 Pf/t; bei Sinterung von Schwefelkiesabbränden bis 0,5 Stück/t.

4) Für runde Sinteranlagen mit einer Leistung von etwa 200 bis 400 t/24 h = 0,25 bis 0,35 *R.M.*/t.

verlaufenden Gichtgaskanal hinein, so daß auch während der Fahrt ständig Gichtgas entnommen werden kann.

Zahlentafel 1 bringt eine Uebersicht über die Betriebskosten neuzeitlicher gerader Sinterbänder, Zahlentafel 2 enthält Betriebsangaben über drei neuzeitliche Greenawalt-

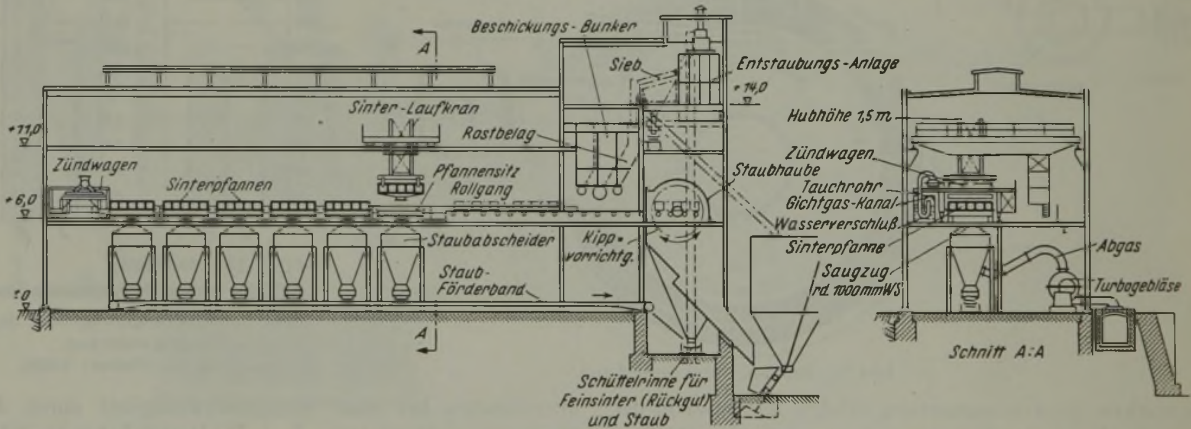


Bild 11. GHH-AIB-Sinteranlage mit sechs quadratischen Pfannen (insgesamt 42 m² Saugfläche, Tagesleistung etwa 500 t Sinter).

Der Stofffluß ist nach Bild 11 kurz folgender: Rostbelag und fertige Sintermischung gelangen, diese über eine Mischtrommel, in die Beschickungsbunker, aus denen die leere Sinterpfanne auf einem Rollgang während der Rückfahrt von der Kippvorrichtung beschickt wird. Am Ende des Rollganges (links) wird die gefüllte Pfanne von einem Kran auf einen freien Pfannensitz niedergesetzt, worauf die Zündung durch einen über die Pfanne fahrenden Zündwagen erfolgt. Die Absaugung beginnt selbsttätig beim Aufsetzen der Pfanne. Nach beendeter Sinterung wird die Pfanne vom gleichen Kran auf den schon erwähnten Rollgang abgesetzt, der durch Betätigung eines Druckknopfschalters die Pfanne zur Kippvorrichtung fährt, in der etwa alle 3 min eine fertig gesinterte Pfanne gekippt wird.

Für Bedienung und Wartung sind vier Mann vorgesehen je zur Bedienung des Krans, der Kippvorrichtung, des Zündwagens und der Bunker. Die Sinterleistung richtet sich nach der zur Verfügung stehenden Anzahl von Pfannen und kann daher abgestuft werden. Bei Großanlagen stehen sämtliche (quadratischen) Pfannen in einer Geraden, so daß der Zündwagen, wie bei der Greenawalt-Anlage, über alle Pfannen fahren kann. Im allgemeinen wird mit Gichtgas gezündet. Die Gasaufnahme des Zündwagens erfolgt mittels Tauchrohr durch einen Wasserverschluß in den längs der Pfannenachse

Anlagen^{21) 23)} und Zahlentafel 3 solche über GHH-AIB-Anlagen. Die Kosten für die Zündung mit Gichtgas, dem etwaigenfalls Koksofengas zur Heizwertsteigerung beigemischt wird, betragen z. B. nur ein Drittel bis ein Viertel derjenigen mit Teeröl.

Ofenüberwachung, Meßwesen.

Die dauernde Ueberwachung der in Röst-, Brenn- und Sinteranlagen sich abspielenden Vorgänge und ihre Regelung mit Hilfe von Messungen, an erster Stelle der Temperaturen, ist Voraussetzung für einen einwandfreien Betrieb. Anzeige- und Schreibvorrichtungen für Druck und Temperatur sowie vor allem für Gas- und Luftmengenmessungen, ferner Gasdruckregler, Drehzähler bei Drehöfen sind eine Selbstverständlichkeit. Die Temperaturmessung ist meist nur mit Thermoelementen durchführbar, z. B. Nickel-Nickelchrom für Röstöfen; für Sinteranlagen ist Platin-Platinrhodium erforderlich, da hier bei eigenen Versuchen Temperaturen bis 1300° festgestellt wurden. Hohe Abgas- oder Windtemperaturen sind nur mit dem Durchfluß-Absaugepyrometer richtig zu messen. In der Röst- oder Brennzone kann die Temperatur des Gutes auch optisch gemessen werden. Neben der Feststellung der Abgaszusammensetzung zur Einstellung zweckmäßiger Verbrennungsverhältnisse gibt die Höhe der Abgastemperatur oft sehr gute

Zahlentafel 2. Greenawalt-Sinteranlagen.

Werk A.	
4 Pfannen je 170 t Sinter	700 t/24 h
Fassungsvermögen	~ 4 t/Pfanne
Beschickungshöhe	~ 300 mm
Kokszusatz	8 bis 12,5 %
Rostbelag	Splitt oder Rückgut
Rückgutanfall	~ 25% der Erzeugung
Gichtgasverbrauch zur Zündung	14 bis 25 Nm ³ /t Sinter, im Mittel 18,5 Nm ³ /t
Zünddauer	2 bis 3 min
Saugzug	930 bis 1015 mm WS
Sinterzeit	7 bis 8 min
Zeit für eine Sinterung	25 bis 30 min
Stromverbrauch	16 bis 25 kWh/t
Abgastemperatur	
zu Beginn der Sinterung	100 bis 150°
am Ende der Sinterung	300°
Werk B.	
Pfanneneinheit	
Länge	9140 mm
Breite	3657 mm
Tiefe	406 mm
Saugfläche	33,45 m ²
Leistung bei Beschickung aus feinen Stauben, feinen magnetischen Konzentraten	
	16 bis 22 t Sinter/m ² Saugfläche und 24 h
Feinerzen, körnigen magnetischen Konzentraten	
	20 bis 38 t Sinter/m ² Saugfläche und 24 h
Mittlere Leistung je Pfanne	915 t Sinter/24 h
1 Satz besteht aus 4 Pfannen =	3650 t/24 h
Saugzug	1200 mm WS
Luftmenge	2300 Nm ³ /m ² Saug- fläche und h
Werk C (Kladno) ²¹⁾ .	
3 Pfannen (168 t/Pfanne)	480 bis 500 t/24 h
Fassungsvermögen	2,8 bis 3 t/Pfanne
Kokszusatz	5,6 %
Rostbelag	5,5 % Kalksteinsplitt (vom Einsatz)
Gichtgasheizwert H _u	850 kcal/Nm ³
Gichtgasverbrauch zur Zündung	35 bis 44 Nm ³ /t
Zünddauer	4 bis 5 min
Zeit für eine Sinterung	24 bis 26 min
Saugfläche der Pfanne	8 m ²
Sinterleistung	20 bis 24 t/m ²
Saugzug	1000 bis 1100 mm WS
Stromverbrauch	15 kWh/t
Bedienung	5 Mann/Schicht
Instandhaltungskosten	0,10 R./t
Kosten für Schmierung und Magazinstoffe	0,015 R./t

Zahlentafel 3. GHH-AIB-Sinteranlagen.

Pfannengröße	
bei Kleinanlagen bis 500 t Sinter/24 h	Rundpfannen von 2,60 m φ
bei Großanlagen über 500 t Sinter/24 h	quadratische Pfannen von 2,65 m □ = 7m ² Saugfläche
Fassungsvermögen einer Pfanne	2,1 m ³ ~ 3,8 t Sinter- mischung ~ 2,85 t Sinter
Schichthöhe der Sintermischung	~ 300 mm
Saugzug	~ 1000 mm WS
Gesamtsinterzeit	~ 28 min
Bedienung (Kran, Zündwagen, Kipp- vorrichtung, Bunker)	4 Mann/Schicht
Anlage für eine Tagesleistung von 1500 t Sinter	8 bis 14 Pfannen je nach Sinterfähigkeit und Sinterzeit

Sintergut zum Abwurf bringt. Gewisse Schwierigkeiten bereitet die Temperaturmessung an Drehöfen²⁴⁾. Bild 12 zeigt die praktisch beste Lösung: Nickel-Nickelchrom- oder Platin-Platinrhodium-Thermoelemente werden in das Ofenfutter eingesetzt, wobei Schutzrohre, z. B. aus hitzebeständigem Stahl, verwendet werden, die, am Ende verschlossen, etwas in das Ofeninnere hineinragen. Die Übertragung der Thermostrome erfolgt über Schleifringe aus kräftigen Kupferschienen und kleine Kupferklötze auf Isolatoren. Eine kräftige Federung ist notwendig, da die Schleifringe nicht vollkommen rund bleiben. Je nach Lage der Trommel wird abwechselnd die Röst- oder Brennguttemperatur und die Gastemperatur im Drehrohrföfen gemessen.

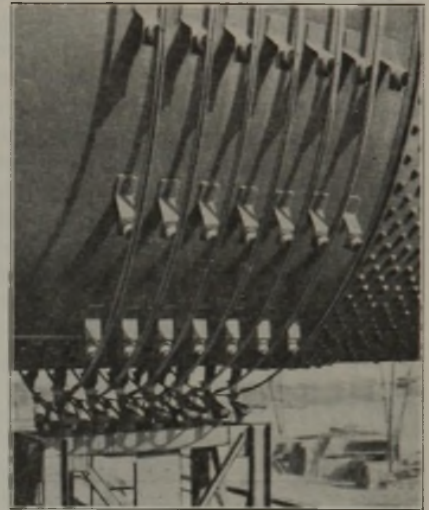
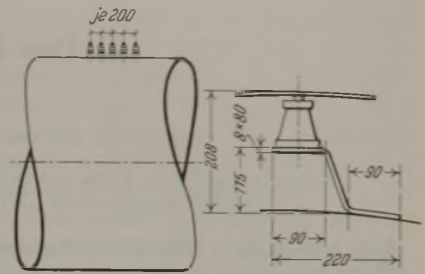


Bild 12. Temperaturmessungen an Drehöfen.

Zusammenfassung.

Die verschiedenartige Beschaffenheit der Eisenerze, wie Stückigkeit, hoher Gehalt an Kohlensäure und Nässe, niedriger Eisengehalt, verlangt aus wirtschaftlichen Gründen und zur Leistungssteigerung der Hochofen vor der Verhüttung in vielen Fällen eine Aufbereitung und Anreicherung des Roherzes. In sehr großem Umfang werden hierzu die Röstung mit und ohne nachfolgende magnetische Anreicherung sowie die Sinterung herangezogen, also vorwiegend wärmetechnische Verfahren, bei denen gerade in den letzten Jahren weitgehende Fortschritte gemacht wurden. Die Wärme- und Betriebstechnik der heute verwendeten Röst- und Sinterverfahren wird, unter besonderer Berücksichtigung der Verwendung von Hochofengichtgas, beschrieben. Während bei der Röstung vorwiegend Schachtöfen mit Streufeuer- (feste Brennstoffe) und Gasbeheizung sowie neuerdings auch gasbeheizte Drehrohröfen verwendet werden, findet man bei der Sinterung fast nur noch Saugzug-Sinterverfahren, während die Brikettierung und die Sinterung in Drehöfen aus betrieblichen, verhüttungstechnischen und metallurgischen Gründen ständig an Bedeutung verliert. Z. B. steigt gegenüber Saugzugsinter bei Verwendung des schwer reduzierbaren Drehföfensinters der Koksverbrauch im Hochofen. Die wichtigsten Saugzug-Sinterverfahren, wie Pfannen- und Toppfannen-Sinterung, rundes und gerades Lurgi-Dwight-Lloyd-Band, Greenawalt-Pfanne und GHH-AIB-Pfanne, werden in gleicher Weise wie die Röstverfahren gekennzeichnet.

²⁴⁾ Arch. techn. Messen 1936, Lfg. 56, V 8244, S. T 19/20.

Das Kaltwalzen — eine Wärmefrage.

Von Georg Reimer in Dahlbruch.

[Bericht Nr. 154 des Walzwerksausschusses des Vereins Deutscher Eisenhüttenleute¹].

(Wärmefluß und seine Verteilung in der Walze und in den Lagern in Abhängigkeit von der Kühlung. Temperaturgefälle und Wärmespannungen. Wirkungsweise der Ziehwalzwerke und ihre Folgen für die Wärmeerzeugung.)

Aus dem gleichen Grunde wie bei einer Bremse kann der Walzvorgang als Wärmevorgang behandelt werden. Ist doch nach dem ersten Hauptsatz der Wärmelehre die aufgewendete Wärmemenge Q der inneren Energie und äußeren Arbeit in Wärme (kcal) gemessen gleich, wobei 1 kcal mit 427 mkg anzusetzen ist.

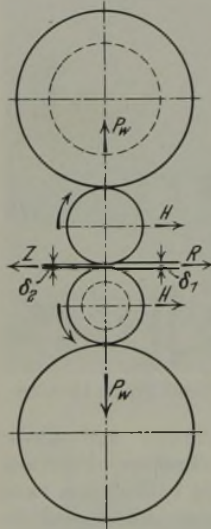


Bild 1. Schema eines Vierwalzengerüsts.

Bei einem Kaltwalzwerk — hier ist ein Vierwalzen-Gerüst (Bild 1) gemeint — treten Fragen auf, die oft in recht unbestimmter Weise beantwortet werden. Vor allem war die Erwärmung der Arbeitswalzen, die dazu notwendige Abkühlung, der Einfluß der Lagerreibung und damit der Wärmefluß vom Lager zur Walze oder umgekehrt klarzustellen. Die in Bild 2 eingetragenen Werte sind unter Annahmen bestimmt, die natürlich nicht genau mit der Praxis übereinstimmen werden, sie zeigen jedoch die Richtung, in der die Antwort auf eine Frage zu suchen ist. Die gefundenen Werte sollen als Grundlagen für die Herstellung der Walzen dienen und sollen gleichzeitig Entschlüsse zum Balligedrehen der Walzen erleichtern.

Es zeigt sich, daß die mittlere Temperatur der Arbeitswalzen vor allem von der Kühlung des Ballens abhängt. Die in einer gewissen Zeit aufgenommene Wärme während

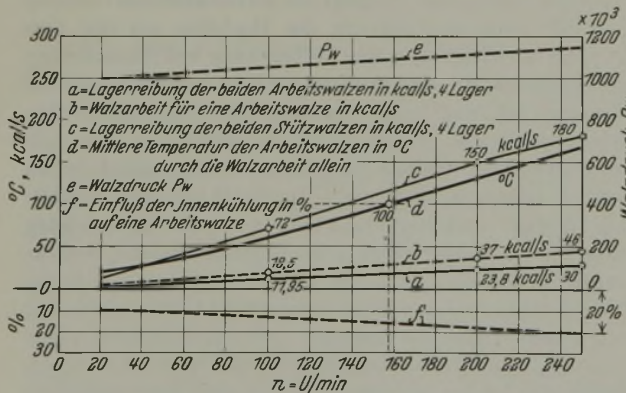


Bild 2. Arbeitsaufwand und Temperaturen bei einem Vierwalzengerüst.

der Zeit einer Umdrehung muß wieder an das Kühlmittel abgeführt werden. Genügt die Abkühlung während dieser kurzen Zeit nicht, so wird sich die Walze bis zu der Temperatur erwärmen, bei der die Abkühlung genügt, denn die abgeführte Wärmemenge hängt vom Temperaturgefälle von Walze und Kühlmittel ab. Ein kleines Stück des Umfanges

der Arbeitswalze wird periodisch erwärmt und abgekühlt, ein Vorgang, wie er bei gekühlten Zylindern der Verbrennungsmotoren vorkommt. Eine eingehende Untersuchung von G. Eichelberg²) (vgl. Bild 3 und 4) hat gezeigt, daß an den Temperaturschwingungen nur eine dünne Schicht teilnimmt und der Ausschlag über oder unter der Mitteltemperatur nur wenige Grad beträgt, etwa 10 bis 15°. Dies wurde auch durch Rechnung bei den Arbeitswalzen gefunden. Um nun die gewünschten Werte feststellen zu

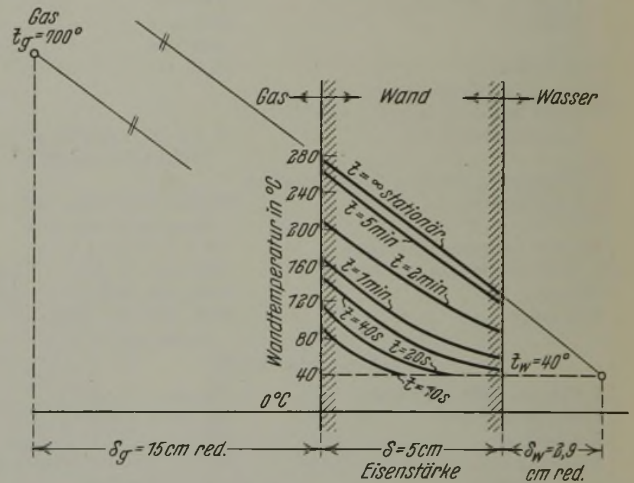


Bild 3. Temperaturkurven beim Anwärmen. (Nach Eichelberg.)

können, wurde der Betrag an Mehrarbeit zwischen wirklich aufgewendeter und der theoretischen Arbeit bestimmt und davon ein Satz von etwa 20% für unbekannte Energiewerte abgezogen, so daß der verbleibende Teil als in Wärme umgesetzt anzusehen ist. Zur Bestimmung der theoretischen Arbeit dient auch die Gleichung von C. Fink³) und für die wirklich aufgewendete die von S. Ekelund⁴) nach Abzug der Lagerreibung mit gesammelten Erfahrungswerten.

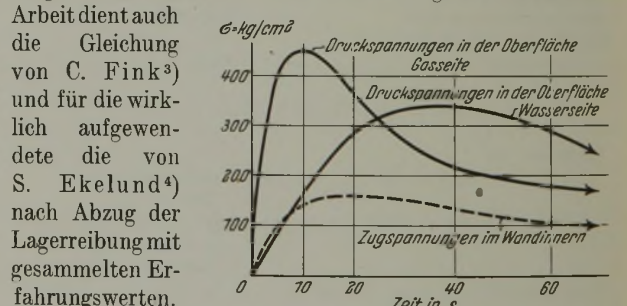


Bild 4. Zusatzspannung in der 50 mm starken Wand (Guß) beim plötzlichen Anlassen. (Nach Eichelberg.)

Im ersten Falle wurde mit der mittleren Formänderungsfestigkeit k_{fm} und im zweiten Falle mit dem Formänderungswiderstand k_w eingesetzt.

Um genauen Einblick über die Wertveränderung der einzelnen Punkte zu erhalten, wurde auf einem Vierwalzen-Gerüst mit 400 und 1100 mm Walzendurchmesser ein Band

²) Temperaturverlauf und Wärmespannungen in Verbrennungsmotoren. Forsch. Ing.-Wes. H. 263. Berlin 1923. 46 S.
³) Z. Berg-, Hütt.- u. Salinenw. 22 (1874) S. 200/20.
⁴) Jernkont. Ann. 111 (1927) S. 39/97; vgl. Stahl u. Eisen 49 (1929) S. 706.

¹) Vorgetragen in der 44. Vollsitzung am 23. Mai 1939. — Sonderabdrucke sind vom Verlag Stahleisen m. b. H., Düsseldorf, Postschließfach 664, zu beziehen.

von 1 m Breite und einer Stichabnahme von 2,5 auf 2 mm für die Drehzahlen 20, 100, 200 und 250 entsprechend 0,42, 2,1, 4,2 und 5,25 m/s Walzgeschwindigkeit durchgerechnet. Es konnte der auf jede Arbeitswalze entfallende Wärmebetrag bestimmt und nach Berechnung der Walzdrücke die Lagerreibungsarbeit der Stützwalzen und die der Arbeitswalzen gefunden werden.

In Bild 2 sind diese Werte über den Drehzahlen aufgetragen. Es zeigt sich, daß von $n = 160$ /min die Walzen ohne Zufluß der Lagerwärme schon so warm werden, daß das Kühlwasser bereits verdampft. Von der Walzwärme entfällt auf je eine Arbeitswalze ein Viertel und auf das Blech selbst die Hälfte; weil von der Arbeitswalze und dem Blech sekundlich der gleiche Weg und auch die gleiche Anfangstemperatur besteht, muß von der halben Blech- auslaufstärke gleich 1 mm auch ein Walzenmantel von 1 mm Dicke in Rechnung gestellt werden. Es ist anzunehmen, daß das Blech mit einer um einige Grad höheren Temperatur, als sie das zu verwalzende Blech hat, mit der heißen Walze in Berührung kommen wird, und somit erst ein Temperatursausgleich zwischen Blech und Walze eintreten muß, bevor sie einen gleichen Temperaturanstieg erleiden. Im gleichen Bild 2 ist die Reibungsarbeit der Stützwalzen- und Arbeitswalzenlager im Wärmemaß eingetragen. Zu ihrer Bestimmung ist bei dem Stützwalzenlager der Walzdruck und bei dem Arbeitswalzenlager die waagerechte Kraft H maßgebend ($H = \text{Drehmoment durch den Halbmesser der Arbeitswalze, Bild 1}$). Die im Lager erzeugte Wärme soll über den Einbau in die Luft abgeleitet werden. Dazu ist

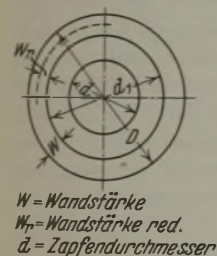


Bild 5. Einbaustück für die Stützwalze.

wieder ein Temperaturunterschied notwendig, und die Temperatur des Zapfens sollte dabei nicht höher als die der Walzen sein. Ist sie höher, so fließt ein Wärmebetrag nach dem Walzballen und beeinflusst den Durchmesser des Walzballens. Für ein Stützwalzenlager des angenommenen Vierwalzengerüsts ist mit einer unmittelbaren Berührungsfläche von Stahl auf Stahl von $0,7 \text{ m}^2$ und mit einer der Luft von 4 m^2 zu rechnen (vgl. Bild 5). Da $5,4 \text{ m}^2$ luftgekühlte Fläche gleich 1 m^2 Stahl auf Stahl berührende Fläche ist, ist die ganze Fläche $0,7 \frac{+4}{5,4} = 1,44 \text{ m}^2$ als Berührungsfläche von Einbaustück mit dem Walzenständer in Rechnung zu setzen.

Wird das Einbaustück als Hohlzylinder betrachtet, so errechnet sich der äußere Durchmesser des Zylinders mit 1,4 m, der innere mit 1,05 m und der Fettraum zwischen Zapfen und Einbaustück radial gemessen mit rd. 220 mm.

Die Wandstärke des Hohlzylinders wird somit $\frac{1,4 - 1,05}{2}$

= 175 mm. Nach W. Rehfus reduziert, ergibt sich eine Wandstärke des Hohlzylinders von 90 mm. Mit dem Leitvermögen der Wärme in Eisen zu $\lambda = 5200$ auf 1 cm Wandstärke und einem von $\lambda = 800$ für Fett ergibt sich eine für das Wärmegefälle in Frage kommende Stahlwandstärke von $9 + 6,5 = 15,5 \text{ cm}$. Von einem Zapfen der Stützwalzen sollen in einer Stunde $18 \cdot 3600 = 64\ 800 \text{ kcal}$

abgeleitet werden, d. s. $\frac{64\ 800}{1,44} = 45\ 000 \text{ kcal/m}^2/\text{h}$. Soll

diese Wärme nur durch das Einbaustück abgeführt werden, so müßte sich ein Temperaturgefälle im Stahl von 78° und ein solches im Fett von 56° , zusammen von 134° , einstellen. Wird die Ständerwärme mit 50° nach längerer

Arbeitszeit angenommen, so würde die Zapfentemperatur 184° erreichen müssen, um diese Wärmemenge nur über das Einbaustück abführen zu können. In Wirklichkeit kann die Wärme nicht gehindert werden, ihren Weg nach dem Walzballen zu nehmen. Ein Teil der Zapfenwärme wird über das Einbaustück, der andere durch die Stützwalze und von ihrer Ballenfläche nach der sie umgehenden Luft abfließen. Die beiden Teile werden sich ungefähr wie ihre luftgekühlten Flächen verhalten. Die luftgekühlte Oberfläche des halben Walzenballens zu der luftgekühlten Oberfläche des Einbaustückes = $\frac{2,6}{7,7} \text{ rd. } \frac{1}{3}$, d. h. zwei Drittel

der abzuführenden Wärme, fließen nach dem Einbaustück und ein Drittel nach dem Stützwalzenballen. Der Walzenzapfen wird sich auf rd. 135 bis 140° gegenüber 184° erwärmen. Denkt man sich den Wärmestrom vom Zapfen nach dem Ballen in eine Anzahl Wärmekanaläle geteilt (Bild 6), so werden sie bei gleichem Querschnitt ungleiche Länge haben und müssen, sollen sie gleiche Wärmemengen abführen, auch verschieden große Wärmegefälle annehmen.

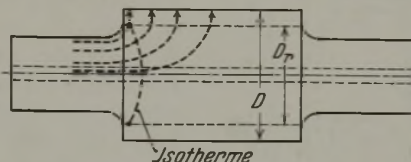


Bild 6. Wärmeströmung in einer Stützwalze.

Die in Bild 6 eingetragene Isotherme läßt das Gesagte ersehen. Wird nun derselbe Weg bei dem Zapfen der Arbeitswalze eingeschlagen, so muß anstatt des Walzdruckes P_w die Kraft H (Bild 1) eingesetzt werden. Für das besprochene Beispiel ist die Stahl auf Stahl berührte Fläche $0,3 \text{ m}^2$ und die luftgekühlte $1,62 \text{ m}^2$, die auf Eisen bezogene Berührungsfläche demnach $0,461 \text{ m}^2$. Um die in einem Lager entstandene Wärmemenge von $2,96 \cdot 3600 = \text{rd. } 10\ 700 \text{ kcal/h}$ abführen zu können, ist ein Wärmegefälle von 79° und eine Zapfentemperatur von $79 + 50 = 129^\circ$ notwendig. Die mittlere Ballentemperatur der Arbeitswalze wurde bei 100 Umdrehungen mit $61 + 20 = 81^\circ$ bestimmt. Es wird demnach ebenfalls noch Wärme vom Zapfen nach dem Walzenballen fließen.

Die so gefundenen Werte sind nicht unbedingt richtig, denn es mußten Annahmen gemacht werden. Sie können aber leicht an Ausführungen nachgemessen werden. In Bild 2 ist auch der Kühleinfluß der innen gekühlten Arbeitswalze in Prozent der abzuführenden Wärmemenge in kcal eingetragen. Bild 7 zeigt im vergrößerten Maßstabe die Temperaturgröße im Arbeitswalzenquerschnitt bei einer innen gekühlten und nicht gekühlten Walze. Wie zu ersehen ist, sind die Wärmevorgänge in einem Kaltwalzwerk von recht verwickelter Natur. Mit der Zunahme der sekundlichen Walzgeschwindigkeit wachsen die abzuführenden Wärmemengen bedeutend an, und da die Oberflächen und die Kühlmittelmengen (Mengen über ein bestimmtes Maß haben keine Wirkung mehr) begrenzt sind, muß der Temperaturunterschied der wärmeführenden Teile zur umgebenden Luft immer mehr anwachsen, so daß das

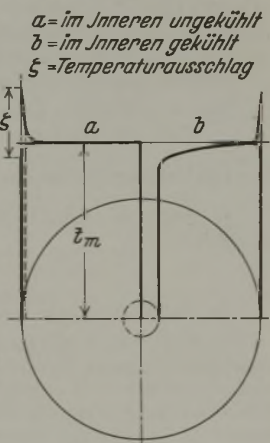
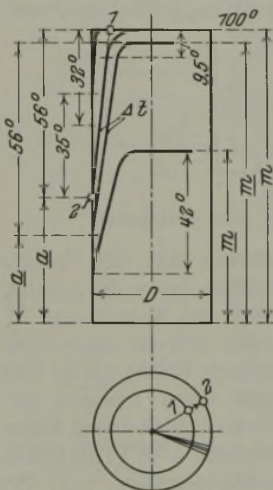


Bild 7. Mitteltemperatur der Arbeitswalze t_m .

Die so gefundenen Werte sind nicht unbedingt richtig, denn es mußten Annahmen gemacht werden. Sie können aber leicht an Ausführungen nachgemessen werden. In Bild 2 ist auch der Kühleinfluß der innen gekühlten Arbeitswalze in Prozent der abzuführenden Wärmemenge in kcal eingetragen. Bild 7 zeigt im vergrößerten Maßstabe die Temperaturgröße im Arbeitswalzenquerschnitt bei einer innen gekühlten und nicht gekühlten Walze. Wie zu ersehen ist, sind die Wärmevorgänge in einem Kaltwalzwerk von recht verwickelter Natur. Mit der Zunahme der sekundlichen Walzgeschwindigkeit wachsen die abzuführenden Wärmemengen bedeutend an, und da die Oberflächen und die Kühlmittelmengen (Mengen über ein bestimmtes Maß haben keine Wirkung mehr) begrenzt sind, muß der Temperaturunterschied der wärmeführenden Teile zur umgebenden Luft immer mehr anwachsen, so daß das

Kühlmittel verdampft. Bei dem Verdampfen wird zwar mehr Wärme der Walze entzogen, der Dampf muß jedoch durch Spritzen beseitigt werden, weil er sonst den Zutritt des Kühlmittels zur Walzenoberfläche und die Berührung mit Wasser verhindert. Die in Wärme verwandelte Arbeit beträgt bei 100 Umdrehungen der Arbeitswalzen in 1 s rd. 42 000 mkg, d. s. ungefähr $100/600 = 1/6$ kg = 0,3 m³ Dampf in 1 s oder 600 kg in 1 h. Durch die entstehenden Temperaturspitzen am Umfang der Arbeitswalze wird eine Spannung von 800 kg/cm² ausgelöst und kann sie — falls ein negativer Temperaturschlag vorhanden ist — an riefigen Stellen zu Rissen führen. Diese so gefürchteten Temperaturschläge werden hauptsächlich bei einem Walzen mit rasch abnehmender Drehzahl bei gleichbleibender Kühlung eintreten. Man darf also nicht stillsetzen und weiter kühlen, eine Erfahrung, die einst bei den Arbeitszylindern und Ventilköpfen der Gasmaschinen gemacht worden ist. Das Abkühlen eines erwärmten Zylindermantels (vom Zylinder mit wärmeisolierten Stirnflächen ohne weitere Wärmezufuhr) erfolgt anders als bei einem mit Wärmezufuhr. Das dabei auftretende Temperaturgefälle ist größer und hängt von dem Wärmeleitwert des Kühlmittels ab. So wird die Wirkung von Wasser zu der Luft um das rd. $1200/200$, rd. 6fache größer sein. Es ist notwendig, beim Stillstand die Kühlung abzustellen. Beim Härten von Gegenständen treten die gleichen Erscheinungen auf. In Bild 8 ist eine Walze dargestellt, die gegenüber dem Kühlmittel einen Temperaturunterschied von 100° hat und sich im Stillstand unter Wasserspülung abkühlt.



Δz = Wärmegefälle in der Walze
 α = Temperatur der Mantelfläche^{*)}
 τ = dazu gehörige Achstemperatur^{*)}
^{*)} nach einer gewissen Kühlzeit

Bild 8. Abkühlung einer Walze mit Wasser.

Zur Darstellung wurden die Werte nach H. Gröber⁵⁾ benutzt.

⁵⁾ Z. VDI 69 (1925) S. 705/11; vgl. Stahl u. Eisen 46 (1926) S. 339/40.

An den Vortrag schloß sich folgende Erörterung an.

A. Nöll, Geisweid: Herr Reimer hat als Dampf- und Gasmaschinenfachmann das Kaltwalzen einmal von der wärmetechnischen Seite aus angefaßt. Er hat gezeigt, daß die betrieblichen Vorgänge, so z. B. der Vorgang des Ziehens durch Zughaspel, leicht über die Wärmetechnik begrifflich näher gebracht werden können. Die Verfolgung dieses neuen Weges wäre sehr wünschenswert.

B. Weißenberg, Düsseldorf: Es scheint mir sehr beachtenswert, daß diese Frage einmal vom theoretischen Gesichtspunkt überhaupt angefaßt worden ist. Wenn ich Herrn Reimer richtig verstanden habe, so berücksichtigt er bei der Berechnung seiner Temperatur eigentlich nur den Teil der mechanischen Arbeit, die durch die Reibung zwischen dem Walzgut und der Walze entstanden ist, und die Lagerreibung. An sich muß man drei Bestandteile unterscheiden, 1. den eigentlichen Betrag für die Verformungsarbeit, 2. den Betrag der zusätzlichen Reibung zwischen Walzgut und Walze und 3. die Lagerreibung.

Den ersten Teil der mechanischen Arbeit oder den Wärmewert, der der reinen Formänderungsarbeit entspricht, kann man leicht bestimmen, und man kann auf Grund der prozentualen Abnahme feststellen, zu wie hohen Temperaturen man überhaupt

Das Temperaturgefälle nach 160 s Abkühlungszeit ist noch kleiner als nach 13 min und verkleinert sich wieder mit zunehmender Abkühlungszeit. Damit verbunden werden sich große Wärmespannungen einstellen. So wird nach 13 min ein Wärmegefälle von rd. 50° gefunden; dem entspricht eine Werkstoffspannung von max. $20 \times 50 = 1000$ kg je cm².

Bei dem einseitigen Ziehwalzwerk wird das austretende Band durch einen besonderen Haspelmotor unter eine bestimmte Zugspannung gesetzt, so daß die Zugspannung Z mal der sekundlichen Austrittsgeschwindigkeit die aufzuwendende Arbeit des Haspelmotors ist. Der beim gewöhnlichen Walzen notwendige Formänderungswiderstand k_w (aus ausgeführten Versuchen gesammelte Werte) nähert sich dadurch der Formänderungsfestigkeit k_f , wie er bei der Finkschen Gleichung in Frage kommt. Dadurch wird der Walzdruck herabgesetzt und mit diesem die wärmeerzeugende Reibungsarbeit zwischen Walzen und Lagern, indem die Lagerdrücke P_w und H (Bild 1) verkleinert werden. Es wächst der Kühleinfluß, und die Temperaturen werden herabgesetzt.

Bei einem beiderseitigen Ziehwalzwerk werden sich die beiden Koeffizienten k_w und k_f noch mehr ändern, — ihr Unterschied wird sich noch mehr verkleinern, so daß k_w nur um weniges größer als k_f sein wird. Die Folge davon ist, daß der Walzdruck P_w noch kleiner zu sein braucht und sich damit die Lagerreibung der Stützwalze vermindern und die Zapfentemperatur zu einer geringeren Höhe ansteigen wird.

Bei den Arbeitswalzen jedoch wird die Reibungsarbeit der Zapfen bei einem beiderseitigen im Vergleich zu einem einseitigen Ziehwalzwerk vergrößert, weil der maßgebende Wert H größer wird. Kurz ausgedrückt kann gesagt werden, daß sich der Walzvorgang durch die Ziehwalzwerke dem theoretischen nähert, aber diesen nicht erreichen wird, weil die durch mechanische Arbeit erreichte Verbesserung immer noch mit einem Wirkungsgrad behaftet ist.

Zusammenfassung.

Es wurde mit allgemein bekannten Formeln und Werten der Verlauf der Walztemperaturen bei den verschiedenen Walzgeschwindigkeiten der Einfluß der Kühlung am Außenmantel der Walzen, der Einfluß der Innenkühlung und der Wärmefluß in der Walze gezeigt. Eine bildliche Darstellung läßt den Zusammenhang der maßgebenden Werte erkennen.

kommen kann. Für den andern Teil, der durch die Reibung entsteht, ist vielleicht die Annahme, die Herr Reimer getroffen hat, als erste Rechnungsgrundlage brauchbar. Es ist ja das Merkwürdige bei allen diesen Reibungsvorgängen, daß sich die Reibungsarbeit wirklich in den alleräußersten Grenzen, also tatsächlich in der Grenzschicht vollzieht, die Masse, die der Erwärmung unterliegt, also außerordentlich klein ist und die Temperatur bei Reibungsvorgängen an sich der Höhe nach überhaupt nicht begrenzt ist. Das ist das, was wir bei Lagern u. dgl. kennen, wo es zum Fressen und zum Verschweißen der verschiedenen Werkstoffe kommen kann. Nachdem Herr Reimer für seine Berechnung vor allem diese äußere Reibungsarbeit zwischen Walzgut und Walze zugrunde gelegt hat, wäre es sehr wertvoll, diese theoretischen Untersuchungen durch Messungen nachzuprüfen, die nach den gegebenen Richtlinien nicht zu schwer sein dürften.

G. Reimer, Dahlbruch: Ich wollte mit diesem Beispiel nur einen Weg zeigen, der keinen vollständigen Anspruch auf Richtigkeit hat, sagen wir mal gradmäßig, denn dabei sind sehr viele Annahmen notwendig. Außerdem ist die Wärme in solchen Fällen eine sehr empfindliche Sache. Ich wollte nur zeigen, nach welchen besonderen Richtlinien hin man sich solche Fragen, die auftreten, vielleicht klarmachen kann. Weiter will ich dabei nichts gesagt haben.

Umschau.

Wirkung besonderer Legierungselemente in rost- und säurebeständigen Stählen.

Russell Franks¹⁾ gibt einen Ueberblick über die Wirkung solcher Legierungselemente, die rost- und säurebeständige Chrom- und Chrom-Nickel-Stähle zur Erzielung besonderer Eigenschaften enthalten.

Bei Chromstählen mit rd. 0,10 % C und 13 bis 15 % Cr wird durch einen Schwefelgehalt von 0,25 bis 0,30 % eine wesentliche Verbesserung der Bearbeitbarkeit²⁾, jedoch gleichzeitig eine Beeinträchtigung der Rostbeständigkeit bewirkt. In Deutschland wird bei diesen Stählen die durch den Schwefelgehalt hervorgerufene Verschlechterung der Rostbeständigkeit durch Erhöhung des Chromgehaltes auf rd. 17 % ausgeglichen³⁾. Ohne merkliche Verschlechterung der Rostbeständigkeit können nach Franks zur Verbesserung der Bearbeitbarkeit auch 0,6 % Mo + 0,15 % Se⁴⁾ oder unter Verwendung von Molybdänsulfid 0,65 % Mo + 0,40 % S zulegiert werden.

Bei den üblichen rostbeständigen Messerstählen wird durch Erhöhung des Kohlenstoffgehaltes auf 0,60 bis 0,80 % und des Chromgehaltes auf 16 bis 18 % eine höhere Schneidhaltigkeit erzielt. Durch einen weiteren Zusatz von 0,75 % Mo kann eine zusätzliche Verbesserung der Korrosionsbeständigkeit und noch bessere Schneidhaltigkeit erreicht werden. Ohne Beeinträchtigung der Rostbeständigkeit kann nach eigenen Untersuchungen bei einem Chromgehalt von 17 bis 19 % und einem Molybdängehalt von 0,75 bis 1,5 % der Kohlenstoffgehalt bis auf rd. 0,9 % erhöht werden, wodurch die Schneidfähigkeit noch weiter erhöht wird.

Zur Verfeinerung des an sich grobkörnigen Gußgefüges ferritischer hitzebeständiger Stähle mit 25 % Cr hat sich ein Stickstoffzusatz von 0,15 bis 0,20 % als vorteilhaft erwiesen⁵⁾. Die durch Stickstoff erzielte Verfeinerung des Gußgefüges soll die an sich nicht besonders gute Warmverarbeitbarkeit dieser Stähle verbessern. Ferner soll durch den Stickstoffgehalt die Zähigkeit im gewalzten und geschmiedeten Zustand besser sein. Angaben über den Einfluß des Stickstoffgehaltes auf die ferritischen Chromstählen eigene Neigung zur Grobkristallisation, die sich mitunter nachteilig auswirken kann⁶⁾, werden nicht gemacht. Ferner wird nicht angeführt, ob durch den Stickstoffgehalt die Versprödung der hochlegierten Chromstähle nach Erwärmen auf Temperaturen von über 950°⁷⁾, die sich vor allem beim Schweißen in unmittelbarer Nähe der Schweißnaht ungünstig auswirkt⁸⁾, verringert wird.

Bei den austenitischen Chrom-Nickel-Stählen mit 18 % Cr und 8 % Ni werden die bekannten Möglichkeiten zur Beseitigung der nachteiligen Kornzerfallsanfälligkeit, die nach Ansicht von Franks nicht auf eine Chromverarmung durch Karbidausscheidung⁹⁾, sondern auf eine Zersetzung des Austenits¹⁰⁾ zurückzuführen ist, angeführt. Die Erniedrigung des Kohlenstoffgehaltes auf 0,07 % und etwas darunter¹¹⁾ ist nach Franks keine endgültige Lösung der Frage des Kornzerfalls. Dies trifft insofern zu, als austenitische Stähle mit 18 % Cr und 8 % Ni mit Kohlenstoffgehalten von 0,06 % bis herunter zu 0,03 % nach langzeitigem Erwärmen innerhalb des Karbidausscheidungsgebietes mehr oder weniger zum Kornzerfall neigen¹²⁾. Es hat sich jedoch erwiesen, daß bei kurzzeitigem Erwärmen innerhalb des Karbidausscheidungsgebietes, wie es vornehmlich beim Schweißen der Fall ist, austenitische Stähle mit 18 % Cr und 8 % Ni und weniger als 0,07 % C Kornzerfallsbeständig sind¹³⁾.

¹⁾ Trans. Amer. Soc. Met. 27 (1939) S. 505/29.

²⁾ Palmer, F. R.: Trans. Amer. Soc. Steel Treat. 14 (1928) S. 877/92 u. 950; vgl. Stahl u. Eisen 49 (1929) S. 1056.

³⁾ Maurer, E.: Met. Progr. 31 (1937) S. 535/36.

⁴⁾ Amer. Patent Nr. 1 846 400.

⁵⁾ Krivobok, V. N.: Trans. Amer. Soc. Met. 23 (1935) S. 1/60.

⁶⁾ Houdremont, E.: Stahl u. Eisen 50 (1930) S. 1525.

⁷⁾ Schmidt, M., und O. Jungwirth: Arch. Eisenhüttenw. 6 (1932/33) S. 559/62 (Werkstoffaussch. 213).

⁸⁾ Schottky, H., und K. L. Zeyen: Techn. Zbl. prakt. Metallbearb. 42 (1932) S. 316/24.

⁹⁾ Schafmeister, P.: Arch. Eisenhüttenw. 10 (1936/37) S. 405/13 (Werkstoffaussch. 370).

¹⁰⁾ Becket, F. M.: Amer. Inst. min. metallurg. Engrs., Techn. Publ. Nr. 925, 22 S., Metals Techn. 5 (1938) Nr. 4.

¹¹⁾ DRP. 561 460 vom Februar 1928.

¹²⁾ Bain, E. C., R. H. Aborn und J. J. B. Rutherford: Trans. Amer. Soc. Steel Treat. 21 (1933) S. 481/509.

¹³⁾ Houdremont, E., und P. Schafmeister: Arch. Eisenhüttenw. 7 (1933/34) S. 187/91 (Werkstoffaussch. 229).

Auch Chrom-Nickel-Stähle mit 18 % Cr, 8 % Ni und Titan, selbst bei einem Verhältnis von C:Ti = 1: mind. 6 sollen nicht vollkommen Kornzerfallsbeständig sein¹⁴⁾. Um bei titanlegierten Stählen vollkommene Kornzerfallsbeständigkeit zu erzielen, ist eine Stabilisierungsbehandlung von 2 bis 4 h bei 850 bis 900° erforderlich, wodurch jedoch die allgemeine Korrosionsbeständigkeit vermindert wird. Nach eingehenden Untersuchungen¹⁵⁾ genügt jedoch bereits ein Verhältnis von C:Ti = 1: mind. 4, und zwar ohne Stabilisierungsbehandlung, um sogar nach Erwärmen von 1000 h innerhalb des Karbidausscheidungsgebietes von 500 bis 800° vollkommene Beständigkeit zu erzielen. Die verschiedenen Ansichten über Kornzerfallsbeständigkeit titanhaltiger austenitischer Stähle mit 18 % Cr und 8 % Ni beruhen wahrscheinlich darauf, daß die Untersuchungen auf Kornzerfall nach unterschiedlicher vorheriger Abschreckbehandlung durchgeführt worden sind, denn die Kornzerfallsbeständigkeit titanhaltiger austenitischer Stähle mit 18 % Cr und 8 % Ni ist nach eigenen Versuchen abhängig von der Höhe der Abschrecktemperatur.

Das geeignetste Mittel zur Erzielung vollkommener Kornzerfallsbeständigkeit ist nach Franks ein dem Kohlenstoffgehalt angemessener Niobgehalt¹⁶⁾. Um vollkommene Kornzerfallsbeständigkeit zu gewährleisten, ist ein Verhältnis von C:Nb = 1: mind. 10 erforderlich. Um bei einem Verhältnis von C:Nb = 1: mind. 8 die gleiche Beständigkeit zu erreichen, ist, wie bei den titanhaltigen Stählen, eine Glühung von 2 bis 4 h bei 850 bis 900° erforderlich. Für Schweißzwecke, also bei kurzen Erwärmungszeiten, genügt ein Verhältnis von C:Nb = 1: mind. 6. Diese Angaben stimmen mit eigenen Feststellungen überein. Daß die Warmverarbeitbarkeit der niobhaltigen Stähle mit 18 % Cr und 8 % Ni durch Erhöhung des Mangangehaltes von rd. 0,5 auf 1 bis 2 % wesentlich verbessert wird, konnte durch eigene Versuche nicht bestätigt werden. Ferner soll durch die Erhöhung des Mangangehaltes die Schweißbarkeit verbessert werden. Der Einfluß von Tantal auf die Kornzerfallsbeständigkeit der austenitischen Stähle mit 18 % Cr und 8 % Ni¹⁷⁾ wird nicht angeführt.

Zutreffend ist, daß ein titanlegierter Schweißwerkstoff keine Kornzerfallsbeständigen Schweißnähte ergibt, daß dagegen mit einem nioblegierten Schweißwerkstoff bei Einhaltung des erforderlichen Verhältnisses von C:Nb vollkommen Kornzerfallsbeständige Schweißnähte erzielt werden¹⁸⁾. Dies ist darauf zurückzuführen, daß Titan im Gegensatz zu Niob beim Schweißen sehr leicht abbrennt, wodurch das erforderliche Verhältnis von C:Ti gestört wird.

Untersuchungen zur Beseitigung der Neigung zur Loch- und Berührungskorrosion bei austenitischen Chrom-Nickel-Stählen sind in Amerika erst in letzter Zeit durchgeführt worden. Diese Korrosionsarten werden in erster Linie durch schwach saure Angriffsmittel hervorgerufen, die einen allgemeinen Korrosionsangriff nicht bewirken. Die Ursache der Lochkorrosion ist noch nicht eindeutig geklärt. Einschlüsse und Karbide sollen nicht im Zusammenhang mit dem Auftreten der Lochkorrosion stehen¹⁷⁾. Es wird vermutet, daß die Neigung zur Lochkorrosion durch die Stärke der Passivierungsmöglichkeit des betreffenden Stahles beeinflusst wird. So wurde beobachtet, daß durch Seewasser, das längere Zeit vom Luftzutritt abgeschlossen war, in stärkerem Maße Lochfraß hervorgerufen wurde als durch Seewasser, das mit Luft in Verbindung stand. Als geeignetste Prüflösung für Lochfraß wird eine 10prozentige Natriumchloridlösung, die mit 0,5 bis 5 % Ferrichlorid versetzt ist, angegeben. Lochfraßversuche haben die Erfahrungstatsache bestätigt, daß bei austenitischen Chrom-Nickel-Stählen die Neigung zum Lochfraß durch einen Molybdängehalt von rd. 2 % vermindert wird. Niob enthaltende austenitische Chrom-Nickel-Stähle mit rd. 2 % Mo sollen sich bisher in dieser Beziehung am besten verhalten haben¹⁸⁾. Als geeignete Zusammensetzung des Stahles für Lochfraßbeständigkeit wird 0,09 % C, 2,0 % Mn, 19 % Cr, 12 % Ni, 3 % Mo und 0,85 % Nb angegeben. Die erhöhte Beständigkeit der niobhaltigen austenitischen Chrom-Nickel-Stähle mit rd. 2 % Mo wird darauf zurückgeführt, daß ohne Niob ein Teil des Molybdäns zur Karbidbildung verbraucht wird, daß dagegen bei Vorhanden-

¹⁴⁾ DRP. 643 444 vom Juli 1930.

¹⁵⁾ Leitner, F.: Schmelzschweißg. 11 (1932) S. 188/91 u. 212/16; DRP. 575 181 vom April 1928.

¹⁶⁾ DRP. 670 846 vom Juni 1935; Hougardy, H., und P. Schierhold: Z. wirtschaftl. Fertigung 43 (1939) S. 24/31.

¹⁷⁾ Houdremont, E.: Stahl u. Eisen 59 (1939) S. 36.

¹⁸⁾ Franz. Patent 821 603.

sein von Niob das gesamte Molybdän in die Grundmasse geht und somit eine höhere Beständigkeit bewirkt wird.

Eigene Versuche in einer 10prozentigen Natriumchloridlösung + 5prozentiger Ferrichloridlösung haben ergeben, daß ein Stahl mit 18 % Cr, 8 % Ni und rd. 1 % Nb bereits nach 100stündiger Prüfzeit starken Lochfraß zeigte, daß dagegen ein Stahl mit rd. 18 % Cr, 10 % Ni, 2,5 % Mo und 1 % Nb nach 100stündiger Prüfung in der gleichen Lösung keinerlei Lochfraß aufwies, jedoch nach 1000stündiger Prüfzeit auch bei diesem Stahl Lochfraß aufgetreten war.

Um möglichst lochfraßbeständige Schweißnähte zu erhalten, wird ein Schweißwerkstoff mit 0,08 % C, 2,1 % Mn, 22,4 % Cr, 14,0 % Ni, 2,7 % Mo und 0,85 % Nb zum Schweißen der niobhaltigen austenitischen Chrom-Nickel-Stähle mit rd. 2,5 % Mo empfohlen. Schweißnähte aus einem derartigen Schweißwerkstoff weisen nach Laboratoriumsversuchen die gleiche Beständigkeit gegen Lochkorrosion auf wie der Grundwerkstoff.

Zu der Wirkung von Silizium, Kupfer, Wolfram, Kobalt, Vanadin und Selen auf die rost- und säurebeständigen Stähle wird angeführt, daß bei austenitischen Chrom-Nickel-Stählen Silizium die Zunderbeständigkeit, Kupfer die Korrosionsbeständigkeit, Wolfram die Warmfestigkeit und Selen die Bearbeitbarkeit erhöht und daß bei härtbaren Chromstählen Kobalt, Molybdän und Vanadin die Härte verbessern.

Gerhard Riedrich und Gustav Hoch.

Kaiser-Wilhelm-Institut für Eisenforschung zu Düsseldorf.

Die magnetischen Eigenschaften von geröstetem Spateisenstein und ihre Verbesserung durch veränderte Röstbedingungen.

Bei der üblichen Arbeitsweise, den Spateisenstein in Gegenwart von Luft zu rösten, entsteht ein Röstgut, dessen magnetische Eigenschaften ungleichmäßig sind, d. h. nicht allein vom Eisengehalt bestimmt werden. Die magnetische Anreicherung dieses Röstgutes bringt daher Eisenverluste mit sich, die nicht durch den Aufbau des Erzes bedingt und deshalb vermeidbar sind. W. Luyken und L. Heller¹⁾ untersuchten nun, worauf die Ungleichmäßigkeit der magnetischen Eigenschaften zurückzuführen ist und wie sie vermieden werden kann.

Als Ausgangsstoffe für die Untersuchungen wurden Spateisenerze unterschiedlicher Herkunft und Zusammensetzung benutzt. Da reines Eisenkarbonat in der Natur nicht vorkommt, wurde versucht, kristallisiertes Eisenkarbonat künstlich herzustellen, jedoch führten die im Schrifttum angegebenen Arbeitsweisen zu keinem verwendbaren Erzeugnis. Die für die Untersuchung erforderlichen Röstungen wurden in einem elektrisch beheizten Ofen mit Sillimanitrohreinatz durchgeführt. Die Spateisensteinproben hatten eine Korngröße von 0,75 bis 1,75 mm oder 0,5 bis 1,75 mm; die Probenmenge betrug jeweils 20 g. Die Massenmagnetisierung σ der gerösteten Proben wurde in einer magnetischen Waage gemessen.

Die Untersuchungen zeigten, daß außer der Rösttemperatur vor allem die Zusammensetzung des Spateisensteines die magnetischen Eigenschaften des Rostspates beeinflusst. Aus den aufgestellten Kurven der Abhängigkeit der Magnetisierbarkeit der in Luft gerösteten Proben von der Rösttemperatur ergab sich, daß der in den Proben enthaltene Quarz die Umwandlung des kubischen Eisenoxydes zu tieferen Temperaturen verschiebt. Diese Erniedrigung der Umwandlungstemperatur wird auf eine Keimwirkung des Quarzes zurückgeführt. Durch das Mangan, das die Proben enthalten, wird dagegen die Umwandlungstemperatur des γ -Eisenoxydes heraufgesetzt. Diese Wirkung wird dadurch hervorgerufen, daß das Mangan bei der Röstung zum Teil in kubisches Manganferrit und zum Teil in ein höheres Manganoxyd, entweder in kubisches Manganioxyd oder in einen Manganoxyduloxyl-Eisenoxyd-Mischkristall mit kubischem Gitter übergeht. Die entstandenen Manganverbindungen wirken festigend auf das Gitter des kubischen Eisenoxydes. Ebenso festigen auch die Erdalkalien, die bei der Röstung Ferrite bilden, das kubische Eisenoxyd.

Einzelne Bestandteile verzögern, andere beschleunigen also die Umwandlung der kubischen Form des Eisenoxydes in die hexagonale. Ein Einfluß der Erzzusammensetzung auf die magnetischen Eigenschaften des Röstgutes müßte sich demnach vermeiden lassen, wenn bei der Röstung kein freies Eisenoxyd, sondern Eisenoxyduloxyl gebildet wird. Um diese Annahme zu prüfen, wurden verschiedene Proben in sauerstofffreiem, aber kohlenstoffhaltigem Gas geröstet und gekühlt, wodurch das

Eisenoxydul des zersetzten Karbonates zu Eisenoxyduloxyl oxydiert wird. Die magnetischen Messungen an diesen Proben zeigten, daß der Quarz die Eigenschaften des so gerösteten Gutes nicht mehr beeinflusst, während Mangan, Kalzium und Magnesium zwar noch die Höhe der Magnetisierbarkeit geringfügig beeinflussen, nicht mehr aber ihre Abhängigkeit von der Rösttemperatur. Die Proben waren außerdem wesentlich stärker magnetisch als die in Gegenwart von Luft gerösteten. So betrug z. B. die Massenmagnetisierung σ einer Siegerländer Erzprobe, die bei 700° in Luft geröstet worden war, 15, nach der Röstung im kohlenstoffhaltigen Gas aber 69 egs-Einheiten. Die Laboratoriumsuntersuchungen zeigten, daß sich die Nachteile, die bei der gebräuchlichen Röstweise durch die ungünstigen magnetischen Eigenschaften des Röstgutes auftreten, durch Röstung und Kühlung des Gutes im kohlenstoffhaltigen Gas vermeiden lassen. Betrieblich kann diese Arbeitsweise so ausgeführt werden, daß das Erz in den Flammgasen einer neutral brennenden Feuerung zersetzt und in den Abgasen des Röstofens gekühlt wird.

Im zweiten Teil der Arbeit werden zunächst ältere Vorschläge zur magnetisierenden Röstung karbonatischer Eisenerze besprochen. Es wird dann gezeigt, welche Vorteile Röstung und Kühlung des Gutes im kohlenstoffhaltigen Gas diesen älteren Vorschlägen gegenüber aufweisen. Weiter werden Anreicherungsresultate angegeben, die mit Röstern erzielt wurden, die nach der neuen Arbeitsweise geröstet wurden. Diese Röstungen wurden zum Teil in einem Laboratoriumsdrehrohr mit Einsatzmengen von 1,5 kg, zum Teil in einem größeren Versuchsdrehrohr mit einer Leistung von 30 bis 40 kg/h durchgeführt. Den erzielten Anreicherungsresultaten sind die Ergebnisse anderer Aufbereitungsverfahren gegenübergestellt. Durch magnetische Aufbereitung eines magnetisierend gerösteten Siegerländer Spateisensteines konnte z. B. ein Konzentrat mit 52,9 % Fe gewonnen werden, wobei das Eisenausbringen 94,8 % betrug. Die nachmechanische Verarbeitung des gleichen Erzes ergab ein Konzentrat, das nach der Röstung 50,4 % Fe enthielt. Das Eisenausbringen betrug in diesem Fall 86,6 %, ohne Berücksichtigung der Schlammverluste.

Zum Schluß werden noch die Vorteile der Arbeitsweise behandelt, die neben dem eigentlichen Betriebszweck, ein gleichmäßiges und starkmagnetisches Röstgut zu erzeugen und den Anreicherungsfolg dadurch zu verbessern, auftreten. Diese Vorteile sind: Weitgehende Abcheidung des Kupfers aus kupferkieferhaltigen Erzen, verminderte Abröstung der Schwefelminerale und dadurch Herabsetzung der durch den Schwefelgehalt der Abgabe entstehenden Schäden, Mitverarbeitung des Feinspates und Nutzbarmachung feinsten Schlammes.

Lia Heller.

Elastische Anisotropie und röntgenographische Spannungsmessung.

Die Frage nach dem Einfluß der elastischen Anisotropie auf die Spannungsmessung mit Röntgenstrahlen, die zuerst von H. Möller und J. Barbers¹⁾ aufgeworfen wurde, ist schon mehrfach im Schrifttum erörtert worden²⁾. H. Möller und G. Martin³⁾ liefern jetzt in einer neuen Arbeit einen abschließenden Beitrag zu dieser Frage. Den Anlaß zu den Ueberlegungen hatten zahlreiche Modellversuche gegeben, bei denen immer wieder gesetzliche Unterschiede zwischen der bekannten angelegten Spannung und der im Röntgenversuch gemessenen aufgetreten waren. Das Ergebnis dieser Arbeiten ließ sich so aussprechen, daß die röntgenographische Bestimmung der Dehnung bei Eisen und Stahl auf andere Elastizitätskonstanten führt als die Dehnungsmessung mit mechanischen Dehnungsmeßgeräten.

Die Gleichungen für die röntgenographische Spannungsmessung sind unter der von W. Voigt⁴⁾ eingeführten Voraussetzung entwickelt worden, daß alle, einzelnen Kristalle des Kristallhaufwerks im elastischen Bereich die gleiche Verformung erfahren. Da die oben genannten Beobachtungen diese Voraussetzung nicht bestätigen, wurde in der neuen Arbeit die entgegengesetzte Annahme durchgerechnet, daß nämlich alle Kristallite im Haufwerk unter gleicher Spannung stehen. Vergleicht man die Ergebnisse dieser Rechnung mit der Beobachtung.

¹⁾ Mitt. K.-Wilh.-Inst. Eisenforsch. 17 (1935) S. 157/66; vgl. Stahl u. Eisen 55 (1935) S. 1417/18.

²⁾ Möller, H., und G. Strunk: Mitt. K.-Wilh.-Inst. Eisenforsch. 19 (1937) S. 305/15; vgl. Stahl u. Eisen 58 (1938) S. 122/23. Möller, H.: Arch. Eisenhüttenw. 12 (1938/39) S. 27/31 (Werkstoffaussch. 427); Glocker, R.: Z. techn. Phys. 19 (1938) S. 289/93; Schiebold, E.: Berg- u. hüttenm. Mh. 86 (1938) S. 278/95.

³⁾ Mitt. K.-Wilh.-Inst. Eisenforsch. 21 (1939) Lfg. 17, S. 261/69.

⁴⁾ Lehrbuch der Kristallphysik, Nachdr. d. 1. Aufl. Leipzig 1928. S. 962.

¹⁾ Mitt. K.-Wilh.-Inst. Eisenforsch. 21 (1939) Lfg. 18, S. 271/88.

so kommt man zu dem Schluß, daß die Voraussetzung völlig voneinander unabhängiger, unter gleicher Spannung stehender Kristallite die mechanischen Dehnungsmessungen vielleicht noch eben erträglich wiedergibt, daß sie jedoch zu sehr erheblichen Widersprüchen mit den Ergebnissen der röntgenographischen Beobachtungen führt. Auch diese Voraussetzung ist also nicht geeignet, die wahren Verhältnisse richtig wiederzugeben; die Kristallite verhalten sich im Haufwerk nicht wie freie Einkristalle.

Aus allen bisher vorliegenden Modellversuchen wurden die Konstanten der röntgenographischen Dehnungsformeln empirisch abgeleitet. Als röntgenographischer Elastizitätsmodul und Poissonsche Konstante folgen daraus $E_r = 22\,030 \text{ kg/mm}^2$ und $\nu_r = 0,37$. Wenn auch im Augenblick noch nicht nachgeprüft ist, mit welcher theoretischen Annahme über das Verhalten der Kristallite im Haufwerk sich diese Konstanten aus den Elastizitätskonstanten des Eiseneinkristalls ableiten lassen, so kann darin doch kein Hinderungsgrund für die Anwendung der empirisch gefundenen Konstanten gesehen werden. Es wird deshalb vorgeschlagen, in Zukunft diese Konstanten bei der röntgenographischen Spannungsmessung an Stählen zu verwenden. Sie geben die wahren Verhältnisse zweifellos besser wieder als die bisher benutzten, aus mechanischen Dehnungsmessungen abgeleiteten Konstanten. Die Verwendung der neuen Elastizitätskonstanten würde in der Hauptsache nur die Bestimmung der Hauptspannungssumme aus einer Senkrechtaufnahme allein und in jedem Falle die Bestimmung des Gitterkonstanten-Nullwerts beeinflussen. *Hermann Möller.*

Aus Fachvereinen.

Iron and Steel Institute.

(Frühjahrs-Hauptversammlung vom 3. bis 5. Mai 1939 in London. — Fortsetzung von S. 1122.)

J. A. Jones und W. W. Stevenson beschreiben

Die Eigenschaften von Abschreckölen,

und zwar nach der chemischen und physikalischen Seite¹⁾. Zu unterscheiden sind Mineralöle (Kohlenwasserstoff-Verbindungen) und fette Öle (hauptsächlich Glyzeride von Fettsäuren). Bei den Mineralölen bestimmt über die Herkunft hinaus die Raffination weitgehend die Eigenschaften. Bei tierischen und

nicht erfaßt ist. Die Zahlen für Verdampfung, Zähflüssigkeit und Widerstand gegen Oxydation geben lediglich einen Anhaltspunkt für die Gesamtverluste beim Härten.

In der spezifischen Wärme zeigen die reinen Mineralöle keine wesentlichen Unterschiede und nur geringfügige gegenüber den zusammengesetzten Ölen. Der Einfluß längeren Gebrauches auf die spezifische Wärme ist nicht klar zu erkennen. Bei den übrigen Eigenschaften zeigt er sich darin, daß Flammpunkt und Zähflüssigkeit ansteigen, ebenso die Verkokungszahl, Schlamm- bildung, Verseifungs- und Säurezahl sowie die Wärmeleitfähigkeit. Die Verdampfung nimmt etwas ab, wie auch zu erwarten ist.

Von W. C. Heselwood wird das zur Ermittlung der spezifischen Wärme von Abschreckölen angewendete Verfahren beschrieben²⁾. Es handelt sich hier um das bekannte elektrische Verfahren und seine Anwendung auf eine Vergleichsmessung zwischen Öl und Wasser. Ebenso gibt die Beschreibung von E. Griffiths eines Gerätes zur Ermittlung der Wärmeleitfähigkeit nichts Neues³⁾. In der Versuchsanordnung wird eine ständige Wärmeströmung durch eine Öelschicht bestimmter Dicke mit Hilfe elektrischer Heizung hergestellt und der Wärmedurchgang mit Hilfe von Temperaturmessungen festgestellt. Es ist dies ein bekanntes Verfahren zur Messung von schlechten Wärmeleitern.

Alle diese physikalischen und chemischen Eigenschaften geben zunächst keinerlei Anhaltspunkte für die Beurteilung des Kühlvermögens der Öle bei den hohen Temperaturen des Abschreckvorganges. Beziehungen lassen sich erst finden, wenn das Abschreckvermögen durch eine zweckentsprechende Prüfung gekennzeichnet ist.

T. F. Russell⁴⁾ schlägt auf Grund von Untersuchungen des Kaiser-Wilhelm-Instituts für Eisenforschung⁵⁾ in einer Arbeit über

Einige Prüfungen an Abschreckölen

die dort als Standardverfahren benötigte Versuchsanordnung vor. Nach diesem wird in den Laboratorien der English Steel Corporation Abkühlungsvermögen der Öle durch das Abkühlungsverhalten einer Silberkugel von 25,4 mm Dmr. gekennzeichnet. Silber hat vor dem Stahl den Vorzug größerer Wärmeleitfähigkeit, Umwandlungsfreiheit und Zunderbeständigkeit. Die Messung wird also so wenig wie möglich durch den Probekörper beeinflusst. Die Silberkugel wird auf 850° erhitzt und dann selbsttätig in ein

Zahlentafel 1. Eigenschaften der untersuchten Abschrecköle.

Oelprobe:	A	AO	B	BO	C	D	E	F	G
1. Verseifungszahl	—	4,80	7,21	10,09	1,40	3,80	4,36	143,0	1)
2. Säurezahl (Neutralisationszahl)	0,38	2,06	0,62	4,65	0,14	0,71	0,60	5,10	1)
3. Jodzahl je 5 g Oel	6,0	6,0	7,0	7,0	5,0	5,0	6,0	90,0	3,0
4. Flammpunkt offen °C	166	173	197	200	219	180	178	262	219
5. Spezifisches Gewicht bei 16° g/cm ³	0,834	0,894	0,891	0,892	0,867	0,903	0,902	0,888	0,866
6. Zähflüssigkeit (Engler-Grade bei etwa 38°)	3,28	3,67	3,50	3,72	4,47	3,23	2,71	3,21	4,39
7. Verdampfbarkeit %	21,5	17,5	19,5	18,0	8,0	26,5	26,5	2,0	9,0
8. Neigung zur Schlamm- bildung %	1,34	2,6	1,52	3,58	0,64	1,77	1,51	0,05	0,85
9. Verkokungszahl % C	0,11	0,47	0,11	0,62	0,12	0,19	0,10	0,24	0,07
10. Spezifische Wärme bei 30° cal/g. °C	0,455	0,450	0,455	0,455	0,455	0,435	0,440	0,465	0,470
11. Nach dem Oxydationsversuch:									
Zähflüssigkeit (Engler-Grade bei etwa 38°)	4,52	5,81	5,75	12,30	6,63	8,00	5,55	35,50	7,90
Verhältnis der Zähigkeit vor und nach der Oxydation	1,43	1,63	1,71	3,45	1,51	2,62	2,29	11,80	1,85
Verkokungszahl % C	1,45	1,77	2,02	2,41	0,98	2,49	2,30	2,03	1,26
Zunahme der Verkokungszahl % C	1,34	1,30	1,91	1,79	0,86	2,30	2,20	1,79	1,19

1) Zu vernachlässigen.

pflanzlichen Ölen spielt diese eine geringere Rolle. Wichtig für die Verwendung als Abschreckmittel sind noch gemischte Öle, die meist auf Mineralölgrundlage einen Zusatz von fetten Ölen enthalten. Nachteil der Mineralöle ist, daß sie im Gebrauch durch Verdampfen ihre leichten Bestandteile verlieren, der fetten Öle, daß sie teilweise stärker zur Oxydation neigen. Da diese Veränderungen die Abschreckwirkung weitgehend beeinflussen können, werden in der vorliegenden Untersuchung auch Öle nach dem Gebrauch untersucht.

Zahlentafel 1 gibt eine Zusammenstellung der an neun Oelproben ermittelten Eigenschaften. AO und BO sind Proben der Öle A und B nach längerem Gebrauch. A, C und G sind reine Mineralöle, B, D und E zusammengesetzte. Die letzten zeigen dementsprechend höhere Verseifungszahlen und eine etwas stärkere Beeinflussung ihrer Eigenschaften durch die Oxydation. Das Öl F fällt aus der Zusammenstellung heraus, da es sehr hohe Verseifungs- und Jodzahlen bei niedrigerer Verdampfungsneigung und starker Oxydationsbeeinflussung hat; es ist ein Öl aus Walrat. Die reinen Mineralöle C und G sowie das zusammengesetzte Öl B bezeichnen Jones und Stevenson als besonders günstig. Die Bewertung ist insofern willkürlich, als mit den angeführten Eigenschaften die Eignung als Abschrecköl noch gar

Abschreckbad von zwei Liter Flüssigkeit eingetaucht. Die Abkühlungskurve wird aufgezeichnet mit Hilfe eines in der Mitte der Kugel angebrachten Thermoelements. Zum Vergleich werden auch noch Versuche mit einem Zylinder von 25,4 mm Dmr. und 50,8 mm Länge aus Stahl mit 0,33 % C, 3,39 % Ni und 0,69 % Cr und an einer Kugel mit 25,4 mm Dmr. aus austenitischem Stahl mit 20 % Ni und 25 % Cr vorgenommen.

Untersucht werden acht Oelproben, deren Eigenschaften in der Arbeit von Jones und Stevenson beschrieben sind. Alle Öle unterscheiden sich in ihrer Zähflüssigkeit nur sehr wenig, die Aussagen der Arbeit beziehen sich deshalb zunächst nur auf Öle dieses sehr engen Zähflüssigkeitsbereiches. Zahlentafel 2 zeigt das aus den Abkühlungskurven ermittelte Abkühlungsvermögen bei den verschiedenen Temperaturen sowie die Flammpunkte und die Verdampfbarkeit. Alle Öle verändern bei bestimmten Temperaturen plötzlich ihr Abkühlungsvermögen. Russell

2) Ebenda, S. 278/80.

3) Ebenda, S. 280/82.

4) Ebenda, S. 283/98.

5) Engel, N.: Untersuchungen über die Stahlhärtung. (Ingenieurwissenschaften, Skrifte, A Nr. 31.) Kopenhagen 1931. W e v e r, F.: Arch. Eisenhüttenw. 5 (1931/32) S. 367/76. Speith, K. G., und H. Lange: Mitt. K.-Wilh.-Inst. Eisenforsch. 17 (1935) S.175/84; vgl. Stahl u. Eisen 55 (1935) S. 1118/19.

1) Second Report of the Alloy Steels Research Committee. London 1939 (Spec. Rep. Iron Steel Inst. Nr. 24). S. 269/77.

Zahlentafel 2. Abkühlungsvermögen und Eigenschaften von Abschreckölen.

Oel:		A	AO	B	BO	C	D	E	F	
Abschreckvermögen in °C/s bei	800 bis 700°	41	36	38	39	41	42	38	48	
	700 bis 600°	33	37	30	39	35	33	34	53	
	600 bis 500°	27	47	24	62	48	31	31	87	
	500 bis 400°	56	44	51	62	41	64	42	85,5	
	400 bis 300°	34	17	16,5	38	12	30	21	43	
	300 bis 200°	9,9	7,3	5,9	16	6,1	7,6	14	15,5	
Charakteristischer Punkt		°C	491	571	491	592	551	513,5	501	636
Flammpunkt		°C	330	345	385	390	425	355	350	505
offen		°C	305	325	350	360	410	335	330	475
geschlossen		°C	305	325	350	360	410	335	330	475
Verdampfbarkeit			21,5	17,5	19,5	18	8	26,5	26,5	2

nennt diese Temperatur „charakteristischen Punkt“. Oberhalb dieses Punktes ist die Abkühlungsgeschwindigkeit nahezu gleichbleibend, darunter steigt sie bei den hier verwendeten Ölen zu einem Höchstwert im Bereich von 400 bis 500° an. Dieser bemerkenswerte Verlauf wird bei den verwendeten Stahlkörpern bei einem Zunder der Oberfläche verdeckt. Die Abkühlungsgeschwindigkeiten der Kugel aus austenitischem Chrom-Nickel-Stahl betragen etwa $\frac{3}{7}$ von der Silberkugel gleicher Größe. Das Verhalten der Öle läßt sich folgendermaßen beschreiben. Das Oel F kühlt im ganzen Temperaturbereich bis herunter zu 300° schneller ab als alle Mineralöle. Die Proben AO und BO zeigen gegenüber A und B höhere charakteristische Temperaturen und damit auch höhere Abkühlungsgeschwindigkeiten im Bereich von 500 bis 600°. Außer einer rohen Übereinstimmung zwischen der charakteristischen Temperatur und dem Flammpunkt oder der Verdampfbarkeit stellen die Verfasser keinen Zusammenhang mit den chemischen und physikalischen Eigenschaften der Öle fest.

Der Einfluß der Temperatur des Abschreckbades wird an den Ölen B und F gezeigt. In beiden Fällen nimmt mit steigender Badtemperatur die Abkühlungsgeschwindigkeit bei höheren Temperaturen zu, bei tieferen unterhalb 300° ab. Bei den verwendeten Stahlproben tritt der Einfluß bei höheren Temperaturen zugunsten des bei tieferen Temperaturen zurück.

Die Versuche zur Bestimmung der Abkühlungsgeschwindigkeit an der Oberfläche liefern keinen weiteren Beitrag zur Kennzeichnung des Kühlvermögens. Der sehr erhebliche Einfluß der Bad- und Probenbewegung ist leider nicht untersucht.

Russell faßt seine Ergebnisse, wie bereits viele andere vor ihm, folgendermaßen zusammen:

Die Abschreckkurve zeigt drei Abschnitte:

1. einen geradlinigen Abfall der Temperatur bis zum charakteristischen Punkt, d. h. die Abkühlungsgeschwindigkeit ist nahezu gleichbleibend und für die hier untersuchten Öle nicht sehr verschieden;
2. einen kurzen Bereich schneller Abkühlung;
3. einen exponentiellen Abkühlungsverlauf: größere Unterschiede der einzelnen Öle.

Er wiederholt damit die Beschreibung von N. B. Pilling und T. D. Lynch⁶⁾, nach der im ersten Bereich eine beständige Dampfhaute auftritt (Leidenfrost-Erscheinung), die im zweiten zusammenbricht (Kochvorgang), während im dritten die Abkühlung durch Konvektion erfolgt.

Wegen der guten Wiederholbarkeit der Messungen mit der Silberkugel schlägt der Verfasser dieses Verfahren als Normalprüfung für das Abkühlungsvermögen von Härteölen vor. Die Versuche mit dem Stahlzylinder und der austenitischen Chrom-Nickel-Stahlkugel zeigen, daß schon geringfügige Veränderungen der Oberfläche durch Zunder die Messungen stark beeinflussen. Eine glatte Oberfläche hält die Dampfhaute besser fest als eine raue. Die Abkühlungsgeschwindigkeiten sind im letzten Fall größer. Darüber hinaus verdecken die Stahlproben durch ihre schlechte Wärmeleitfähigkeit bei einer Messung im Innern den charakteristischen Verlauf der Abkühlung.

G. Stanfield⁷⁾ betont in dem Abschnitt

Abschreckversuche in verschiedenen Abschreckmitteln

noch einmal sehr ausgedehnt die Notwendigkeit, den Wärmeentzug der Kühlmittel beim Abschrecken zu bestimmen, um sie der Natur und den Abmessungen des Abschreckgutes anpassen zu können. Er weist darauf hin, daß aus früheren Untersuchungen bereits bekannt ist, daß der Wärmeübergang zwischen Oberfläche der Probe und umgebendem Kühlmittel nicht einfach von der spezifischen Wärme und der Wärmeleitung des Kühlmittels

⁶⁾ Trans. Amer. Inst. min. metallurg. Engrs. 62 (1918/19) S. 665/88.

⁷⁾ Siehe Fußnote 1: a. a. O., S. 299/318.

abhängt. Deshalb ist es notwendig, durch zweckmäßige Prüfungen richtige Unterlagen hierfür zu bekommen. Neben dem von Russell erwähnten Silberkugelverfahren sollten in der vorliegenden Arbeit möglichst die praktischen Verhältnisse nachgeahmt und Messungen an Stahlzylindern von 76 mm Dmr. und 152 mm Länge durchgeführt werden. Da ja der Stahl selbst durch seine Umwandlung und Oberflächenveränderung den Abkühlungsvorgang stark beeinflusst, sollten zur Kennzeichnung der Abschreckmittel Messungen an vier verschiedenen Stählen durchgeführt werden (vgl. Zahlentafel 3). Aus dieser Zusammenstellung fällt der Stahl U insofern heraus, als er nicht härtbar ist und ebensowenig wie Silber Umwandlungen und Oberflächenveränderungen zeigt. Gemessen wird die Temperatur in der Mitte und ihr Unterschied gegen einen Punkt in der Nähe des Randes. Die Untersuchung erstreckt sich auf Luft, Wasser und drei der oben beschriebenen Öle, A, B und F. Bei den Flüssigkeiten wurde ein Bad von 36 Liter benutzt.

Zahlentafel 3. Zusammensetzung der zur Untersuchung benutzten Stähle.

Stahlbezeichnung	C %	Si %	Mn %	S %	P %	Cr %	Ni %
X	0,13	0,26	0,75	0,028	0,023	—	—
Y	0,87	0,18	0,52	0,012	0,015	—	0,15
Z	0,35	0,24	0,61	0,008	0,011	0,82	3,57
U	0,12	1,45	0,29	0,020	0,018	25,8	21,56

Bei dem Abkühlungsversuch an Luft treten bei den vier Stählen nur sehr geringe Unterschiede in der Abkühlungsgeschwindigkeit auf, und diese sind nicht bedingt durch den Wärmeübergang, sondern durch die Wärmetönung der Umwandlungen. Die Oberflächenbeschaffenheit spielt keine wesentliche Rolle. Selbst bei der Wasserabschreckung beherrschen die Umwandlungsvorgänge noch den Abkühlungsverlauf. Große Temperaturunterschiede zwischen Rand und Mitte treten sowohl durch große Umwandlungswärmen auf (Stahl Y) als auch durch schlechte Wärmeleitfähigkeit (Stähle Z und U). Das gleiche gilt für Oelabschreckung. Am schnellsten kühlt sich in allen Fällen der austenitische Chrom-Nickel-Stahl ohne Umwandlung ab. Entsprechend den Ergebnissen mit der Silberkugel nehmen die Abkühlungsgeschwindigkeiten von dem Oel A über B nach F zu.

Bei der Abschreckung in den Flüssigkeitsbädern erhöht ganz allgemein eine verzünderte Oberfläche die Abkühlungsgeschwindigkeit.

Nach diesen Ergebnissen scheint es Stanfield doch notwendig, sich wieder den Versuchsbedingungen der Silberkugel zu nähern, da er versucht, an einer Probe des Stahles U möglichst an der Oberfläche zu messen, um dadurch den Wärmeentzug der Flüssigkeit mit den in der vorigen Arbeit beschriebenen Eigenarten zu erfassen. Die hier ermittelten Werte für die Abkühlungsgeschwindigkeit und die charakteristische Temperatur sind jedoch sicher sehr unzuverlässig, da an der Oberfläche der sehr großen Probe in einem unbewegten Bad der Kochvorgang sehr unregelmäßig ablaufen kann und die Oberflächenmessung an einem Punkte keine Mittelwerte liefert. Diese Annahme bestätigt sich auch dadurch, daß stellenweise nach dem Versuch ein Anstieg der Badtemperatur um etwa 100° gemessen wird.

Der Verfasser errechnet weiter aus den physikalischen Angaben der abzuschreckenden Proben das Temperaturgefälle in der äußersten Probenschicht und erfaßt damit unter der Annahme eines gleichbleibenden Wärmeentzuges durch das Kühlmittel den Einfluß der physikalischen Eigenschaften des abzuschreckenden Werkstoffes. Wie zu erwarten, ist das Temperaturgefälle in einer Silberkugel wesentlich flacher als bei Stahl. Die von einer Temperaturänderung der Oberfläche erfaßte Tiefe der Probe ist dementsprechend bei Stahl kleiner. So wird nach einer Ueberschlagsrechnung in einer Zeit von 0,5 s bei Stahl eine Tiefe von 2 mm erfaßt, dagegen bei Silber die gleiche Tiefe in etwa dem zehnten Teil der Zeit. Bei einem Werkstoff mit schlechter Wärmeleitfähigkeit wird dadurch die Abkühlungsgeschwindigkeit im Innern stark herabgesetzt. Ähnliche Rechnungen wurden bereits von N. Engel⁸⁾ durchgeführt.

Zusammenfassend stellt der Verfasser noch einmal fest, daß nach den vorliegenden Ergebnissen kein klares Gesetz über den Zusammenhang zwischen Oberflächentemperatur und Wärmeentzug durch das Kühlmittel gefunden werden konnte. Bei einer Anwendung der Ergebnisse der Silberkugel sei zu bedenken, daß die Stahlprobe sich an der Oberfläche sehr schnell um die ersten 200° abkühle, und daß deshalb das mit der Silberkugel ermittelte Abschreckvermögen der Flüssigkeit zwischen 500 und 600° die entscheidende Rolle spiele.

Die Arbeit läßt deutlich erkennen, wie viele Umstände gleichzeitig den Abkühlungsvorgang beeinflussen. Daraus ist, wie auch in der Arbeit von T. F. Russell, der Schluß zu ziehen, zunächst den Einfluß des Kühlmittels von den übrigen Versuchsbedingungen zu trennen und zur Kennzeichnung ein möglichst eindeutiges wiederholbares Prüfverfahren zu benutzen. Nach den vorliegenden Erfahrungen und auch auf Grund einer neueren Arbeit aus dem Kaiser-Wilhelm-Institut für Eisenforschung⁹⁾ dürfte das Verfahren mit der Silberkugel dazu brauchbar sein. Die Ergebnisse könnten jedoch noch nutzbringender ausgewertet werden, wenn man aus ihnen versuchsunabhängige Kennzahlen bestimmt, wie etwa nach dem Vorschlag der soeben erwähnten Arbeit⁹⁾ die Wärmeübergangszahlen für die drei verschiedenartigen Kühlabschnitte. Zur Verallgemeinerung der Ergebnisse ist es unbedingt notwendig, die Versuche mit einer bestimmten Bad- bzw. Probenbewegung durchzuführen. *Adolf Rose.*

Bei einem Korrosionsvorgang ist die Kenntnis der anfänglich gebildeten Oberflächenschicht von besonderer Bedeutung für die Verfolgung des weiteren Angriffs. Im Falle der Oxydation von Eisen bei hohen Temperaturen wurden bisher nur verhältnismäßig dicke Schichten untersucht. R. Jackson und A. G. Quarrell¹⁰⁾ benutzen nun die

Elektronenbeugung als Hilfsmittel zur Untersuchung dünner oxydischer Oberflächenschichten

bei der Verzunderung des Eisens.

Nach einer einführenden Uebersicht über die Theorie und die Geräte der Elektronenbeugung werden ihre Vorteile und Grenzen mit denen von Röntgenstrahlen verglichen und eine Anzahl neuer Anwendungen kurz beschrieben. Unter den günstigsten Bedingungen haben Röntgenstrahlen eine Eindringtiefe von etwa 10^5 \AA , während die Elektronen nur etwa 20 \AA tief eindringen, wobei also nur die äußersten Oberflächenschichten erfaßt werden. An Proben aus Armco-Eisen, die unter bestimmten Bedingungen im Hochvakuumofen bei Temperaturen bis zu 1200° oxydiert wurden, wird gezeigt, daß unter Umständen die Ausbildung der Oxydhaut von dem Anfangszustand der Oberfläche abhängen kann. Bei diesen Versuchen war das Elektronenbeugungsgerät getrennt von dem Hochvakuumofen, in dem die Proben oxydiert wurden. Nach Abkühlung im Ofen wurden sie in das Aufnahme-gerät gebracht und das Elektronenbeugungsbild bei Zimmertemperatur aufgenommen. Alle Oxydhäute, gleich, bei welcher Temperatur sie erzeugt worden waren, zeigten den Aufbau von Eisenoxyduloxyd. Diese Tatsache schien gegen die Ansicht zu sprechen, daß das Oxyd bei Zimmertemperatur noch denselben

Aufbau hatte wie bei der Temperatur seiner Entstehung. Aus diesem Grunde wurde ein Elektronenbeugungsgerät für hohe Temperaturen entwickelt, das es gestattet, bei der jeweiligen Bildungstemperatur des Oxyds die entsprechende Aufnahme anzufertigen.

Die ersten Untersuchungen, die an einem unlegierten Stahl mit 0,45 % C angestellt wurden, ergaben, daß die Oxydhaut oberhalb 450° aus Eisenoxydul und unterhalb 440° aus Eisenoxyduloxyd besteht. Aufnahmen, die während der Abkühlung von 450 auf 440° vorgenommen wurden, enthielten ein Gemisch von Eisenoxydul- und Eisenoxyduloxyd-Linien, aus deren Stärke geschlossen werden konnte, daß die Oxydul-Oxyduloxyd-Umwandlung näher an 440° als an 450° liegt. Diese Temperaturangaben sind um etwa 100° niedriger als die Werte von L. B. Pfeil¹⁰⁾, E. R. Jette und F. Foote¹¹⁾ u. a., die allerdings ihre Untersuchungen an wesentlich dickeren Schichten anstellten. Weitere Versuche an Armco-Eisen führten zu folgenden Ergebnissen. Zwischen 350 und 400° besteht die Oxydhaut durchweg aus Eisenoxyduloxyd und ändert sich auch nicht bei Abkühlung auf Zimmertemperatur, ist also vollkommen beständig. Im Gegensatz zu den Untersuchungen an dem unlegierten Stahl kann bei Armco-Eisen die Temperatur der Oxydul-Oxyduloxyd-Umwandlung nicht genau angegeben werden, da sie zwischen 400 und 500° schwankt. Von diesem Gebiet an bis zum A_3 -Punkt des Eisens besteht die Oxydhaut aus Eisenoxydul. Dazu treten noch bei den dünnsten Filmen Linien auf, die einer Eisenoxydverbindung mit einem hexagonalen Aufbau zugeordnet werden können. Die chemische Zusammensetzung des neuen hexagonalen Oxyds kann nicht bestimmt werden, doch nehmen R. Jackson und A. G. Quarrell an, daß es ein niedrigeres Oxyd als Eisenoxydul ist. Die Möglichkeit, daß das neue Oxyd Eisenoxyd sein kann, welches unter Umständen auch hexagonal kristallisiert, wird nicht erörtert. Mit wachsender Schichtdicke macht die hexagonale Form dem Eisenoxydul Platz. Oberhalb des A_3 -Punktes besteht die Oxydhaut wieder aus Eisenoxyduloxyd. Ein Ansatz zur Deutung der neuen Verbindung ist insofern gegeben, als gefunden wurde, daß die Entfernung zwischen den (100)-Ebenen in dem hexagonalen Gitter fast gleich ist der Raumdiagonale des darunterliegenden α -Eisens, mit dem sich die hexagonale Verbindung in inniger Berührung befindet. Der Aufbau des unter der Oxydhaut liegenden Grundmetalls könnte also bei äußerst dünnen Schichten die Ausbildung des Oxyds beeinflussen.

Zum Schluß wird eine versuchsweise Theorie zur Erklärung der Bildung und der Haftfähigkeit von Oxydhäuten auf Eisen erwähnt. *Gerhard Naeser.*

⁹⁾ Rose, A.: Mitt. K.-Wilh.-Inst. Eisenforschg. 21 (1939) S. 181/96.

¹⁰⁾ Second Report of the Alloy Steels Research Committee, London 1939 (Spec. Rep. Iron Steel Inst. Nr. 24). S. 65/105.

¹⁰⁾ J. Iron Steel Inst. 119 (1929) S. 501/60; vgl. Stahl u. Eisen 49 (1929) S. 1238/39.

¹¹⁾ J. chem. Physics 1 (1933) S. 29/36; nach Chem. Zbl. 104 (1933) II, S. 2250.

Patentbericht:

Deutsche Patentanmeldungen¹⁾.

(Patentblatt Nr. 40 vom 5. Oktober 1939.)

Kl. 1 a, Gr. 4, W 102 761. Verfahren und Vorrichtung zur Aufbereitung von Kohle auf Naßsetzmaschinen. Westfalia-Dinnendahl-Gröppel, A.-G., Bochum.

Kl. 1 a, Gr. 7, G 94 627. Vorrichtung zur ununterbrochenen Naßscheidung schwerer Bestandteile von leichteren aus körnigen, feinkörnigen oder schlammigen Gemengen. Erf.: Dipl.-Ing. Heinrich Huisken, Düsseldorf. Anm.: Gutehoffnungshütte Oberhausen, A.-G., Oberhausen (Rhld.), Carl Theodor Rauschenbusch und Dipl.-Ing. Felix Rauschenbusch, Kirchen (Sieg).

Kl. 1 a, Gr. 7, G 96 570. Rohrausbildung bei Vorrichtungen zur ununterbrochenen Naßscheidung schwerer Bestandteile von leichteren aus körnigen oder schlammigen Gemengen. Erf.: Carl Theodor Rauschenbusch und Dipl.-Ing. Felix Rauschenbusch, Kirchen (Sieg). Anm.: Gutehoffnungshütte Oberhausen, A.-G., Oberhausen (Rhld.), Carl Theodor Rauschenbusch und Dipl.-Ing. Felix Rauschenbusch, Kirchen (Sieg).

Kl. 4 c, Gr. 21, L 97 517; Zus. z. Pat. 671 824. Verfahren zur Bekämpfung des Einfrierens von Gasleitungen. Erf.: Bernhard Müller, Stuttgart. Anm.: Firma Paul Lechler, Stuttgart.

Kl. 7 a, Gr. 12, B 177 628. Kaltwalzwerk zum Auswalzen von endlosen Metallbändern. Erf.: Dr.-Ing. Fritz Winterhoff, Dinslaken. Anm.: Bändeisen-Walzwerke, A.-G., Dinslaken.

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

Kl. 7 a, Gr. 18, K 147 515. Kammwalzengerüst mit Lagerung der Walzenzapfen in Walzlagern. Erf.: Dipl.-Ing. Kurt Rosenbaum, Rheinhausen. Anm.: Fried. Krupp Grusonwerk, A.-G., Magdeburg-Buckau.

Kl. 7 a, Gr. 22/03, B 181 532. Duo-Trio- oder Doppelduo-Schleppwalzwerk mit einem im Spindelstuhl in senkrechter Richtung gelagerten Räderkasten. J. Banning, A.-G., und Robert Feldmann, Hamm i. W.

Kl. 40 a, Gr. 17/01, K 145 062. Von oben berieselbare Koks-löschrampe mit einem Belag von eisernen Schutzplatten. Erf.: Dr.-Ing. E. h. Heinrich Koppers, Essen. Anm.: Heinrich Koppers, G. m. b. H., Essen.

Kl. 18 a, Gr. 18/05, K 150 919. Verfahren zur Gewinnung von Eisenruppen aus Erzen oder anderen eisenhaltigen Stoffen im Drehrohfen. Erf.: Dr.-Ing. Friedrich Johannsen, Magdeburg. Anm.: Fried. Krupp Grusonwerk, A.-G., Magdeburg-Buckau.

Kl. 18 c, Gr. 4, A 79 672. Verfahren zur Herstellung von Panzerblechen oder -platten. Aktiengesellschaft vormals Skoda-werke in Pilsen, Prag.

Kl. 18 c, Gr. 8/90, D 72 626. Ein- und Ausschleusvorrichtung für Blankglühdurchlauföfen. Wilhelm Doderer, Essen.

Kl. 18 c, Gr. 9/50, D 79 168. Einrichtung zur Förderung von Blechen. Wilhelm Doderer, Essen.

Kl. 18 c, Gr. 9/50, S 124 517. Lotrechter Durchlauföfen. Erf.: Dipl.-Ing. Wilhelm Langfeld, Berlin-Spandau. Anm.: Siemens-Schuckertwerke, A.-G., Berlin-Siemensstadt.

Kl. 18 c, Gr. 11/10, St 56 311. Gasgefeuerter Stoßofen. Dr.-Ing. Theodor Stassin, Dinslaken.

Kl. 18 c, Gr. 11/20, O 23 961. Auswurfvorrichtung an Wärmebehandlungsöfen, insbesondere selbsttätigen Durchlauföfen. Erf.: Dipl.-Ing. Walter Schoeck und Rudolf Hertel, Düsseldorf. Anm.: „Ofag“, Ofenbau A.-G., Düsseldorf.

Kl. 18 d, Gr. 2/20, K 143 593. Mangan-Silizium-Stahl für Bauteile mit hoher Dauerwechselfbeanspruchung. Kohle- und Eisenforschung, G. m. b. H., Düsseldorf.

Kl. 18 d, Gr. 2/70, S 48.30. Verwendung von hochlegierten Stählen. Sächsische Gußstahlwerke Döhlen, A.-G., Freital i. Sa.

Kl. 19 a, Gr. 6, L 86 775. Schienenbefestigung auf Betonkörpern. Carl Löbl, Wolfratshausen b. München.

Kl. 20 i, Gr. 4/01, B 180 821. Futterstück für Gleise und Weichen aus Schmiede- oder Walzeisen. Erf.: Emil Müller, Ostheim b. Butzbach. Anm.: Butzbacher Werke für Eisenverarbeitung, A.-G., Butzbach (Oberhessen).

Kl. 20 i, Gr. 4/01, S 128 662. Abstützung für die Zungen der Weichen bei Eisenbahngleisen od. dgl. Erf.: Friedrich Ernst Tittel, Bockwa b. Zwickau i. Sa. Anm.: Sächsische Gußstahlwerke Döhlen, A.-G., Freital i. Sa.

Kl. 31 a, Gr. 2/40, H 155 285; Zus. z. Pat. 670 652. Eisenloser, um feststehende Achsstümpfe kippbarer Induktionsöfen. Heraeus-Vacuumschmelze, A.-G., Hanau a. M.

Kl. 40 a, Gr. 46/01, I 60 680. Verfahren zur Herstellung von Chrom oder Chromlegierungen. Erf.: Dr. Helmut Schlecht und Dr. Michael Jahrstorfer, Ludwigshafen a. Rh. Anm.: I.-G. Farbenindustrie, A.-G., Frankfurt a. M.

Kl. 40 a, Gr. 46/10, K 149 564. Verfahren zur Gewinnung von Mangan aus manganhaltigen Stoffen. Erf.: Dr. Theodor Dingmann, Dortmund. Anm.: Kohle- und Eisenforschung, G. m. b. H., Düsseldorf.

Deutsche Gebrauchsmuster-Eintragungen.

(Patentblatt Nr. 40 vom 5. Oktober 1939.)

Kl. 1 b, Nr. 1 474 290. Vorrichtung zum magnetischen Scheiden von Gut. Fried. Krupp Grusonwerk, A.-G., Magdeburg-Buckau.

Kl. 7 a, Nr. 1 474 440. Ratschenantrieb für die Rollen von Kühlbetten. Schloemann, A.-G., Düsseldorf.

Kl. 19 a, Nr. 1 474 392. Schienenbefestigung für verlegbare Gleise. Elektrowerke, A.-G., Berlin W 62.

Kl. 42 i, Nr. 1 474 345. Thermoelement für Oberflächen-Temperaturmessung. Hartmann & Braun, A.-G., Frankfurt a. M. West 13.

Deutsche Reichspatente.

Kl. 18 d, Gr. 2₁₀, Nr. 676 617, vom 9. August 1932; aus-gegeben am 10. Juni 1939. Zusatz zum Patent 670 559 [vgl. Stahl u. Eisen 59 (1939) S. 606]. Siemens & Halske, A.-G., in Berlin-Siemensstadt. (Erfinder: Franz Noll in Strandbad Schönwalde über Velten, Mark.) *Eisen-Nickel-Legierung mit geringem Anstieg der Permeabilität und hohem spezifischen Widerstand.*

Als Werkstoff für solche Verwendungszwecke, bei denen es auf einen verhältnismäßig geringen Anstieg der Permeabilität über einen großen Feldstärkenbereich und auf einen hohen spezifischen Widerstand ankommt, besonders für die Belastung von Fernmeldeleitungen, werden magnetisierbare Eisen-Nickel-Legierungen mit über 30% Ni und über 1% Mn, Rest Eisen, verwendet, die unter Vermeiden von Glühungen nach Patent 670 559 kaltverarbeitet wurden.

Statistisches.

Die Roheisen- und Stahlerzeugung der Vereinigten Staaten im August 1939¹⁾.

Die amerikanische Roheisenerzeugung behielt auch im August ihre Aufwärtsentwicklung bei. Insgesamt wurden im Berichtsmonat 2 715 303 t Roheisen oder 321 570 t = 13,4 % mehr als im Vormonat (2 393 733 t) gewonnen. Die arbeitstäglige Erzeugung war mit 87 590 (Juli 77 217) t um 13,4 % höher als im Juli. Gemessen an der Leistungsfähigkeit der amerikanischen Hochofenwerke stellte sich die tatsächliche Roheisenerzeugung im August auf 62,5 (Juli 55,0) %. Die Zahl der in Betrieb befindlichen Hochofen stieg auf 139 (130). Von insgesamt 235 vorhandenen Hochofen waren also rd. 59,1 % in Tätigkeit.

In den ersten acht Monaten 1939 belief sich die Roheisen-

erzeugung auf insgesamt 17 830 504 t; gegenüber der gleichen Vorjahrszeit (10 809 923 t) nahm sie um 7 020 581 t oder 64,9 % zu.

Die Stahlerzeugung verzeichnete gegenüber dem Juli eine weitere Steigerung um 19 %. Nach den Ermittlungen des „American Iron and Steel Institute“ wurden im Berichtsmonat 3 823 937 t Stahlblöcke (davon 3 572 479 t Siemens-Martin- und 251 458 t Bessemerstahl) gegen 3 243 135 (2 979 851 und 233 284) t im Vormonat²⁾ hergestellt. Die Erzeugung betrug damit im August 62,22 (Juli 52,40) % der geschätzten Leistungsfähigkeit der Stahlwerke. Die wöchentliche Leistung betrug bei 4,43 (4,42) Wochen im Monat 863 192 t gegen 726 953 t im Vormonat.

Die Stahlerzeugung belief sich in den Monaten Januar bis August 1939 auf 25 925 305 t gegen 15 593 761 t in der gleichen Zeit des Vorjahres.

¹⁾ Steel 105 (1939) Nr. 10, S. 20; Nr. 11, S. 21.

²⁾ Berichtigte Zahlen.

Wirtschaftliche Rundschau.

Der französische Eisenmarkt im September 1939.

Der Kriegszustand hat sich von Anfang an einschneidend auf die Verhältnisse der Eisen- und Stahlindustrie ausgewirkt. Die Standortlage der Werke hat sich erheblich verschoben, weil verschiedene im Bereich der Maginotlinie liegende Werke den Betrieb entweder eingestellt haben oder verkürzt arbeiten und statt dessen tiefer im Lande selbst veraltete und unwirtschaftliche Anlagen wieder in Betrieb genommen worden sind. Auch hat die Regierung kleinere Betriebe „requiriert“ und größeren Betrieben angeschlossen, damit staatliche Aufträge schneller durchgeführt werden können. Ueberhaupt machen sich Eingriffe des Staates in immer stärkerem Maße fühlbar. Aus Gründen der Landesverteidigung ist die Ausfuhr von Eisenerzeugnissen ganz allgemein verboten und nur mit besonderen Ausfuhrscheinen gestattet, wo die Aufrechterhaltung der Beziehungen zum Auslande dies als erwünscht erscheinen läßt. Bei Ausfuhrbewilligungsanträgen muß sich der Ausführer verpflichten, das Geschäft ganz oder zum Teil in ausländischen Devisen abzuschließen und diese Devisen innerhalb eines Monats nach Zahlungseingang den amtlichen Stellen zu überweisen. Wenn dagegen das Geschäft ganz oder teilweise in französischen Franken abgeschlossen wird, darf die Bezahlung nur aus Auslandsguthaben in Franken erfolgen, deren Verwendung zum Ankauf französischer Erzeugnisse von den amtlichen Stellen genehmigt sein muß. Eine allgemeine Ausnahme von diesen Bestimmungen besteht nur für die nach den französischen Kolonien bestimmten Erzeugnisse. Doch kann der Versand nach Tunis und Französisch-Marokko gleichfalls nur mit Ausfuhrbewilligung erfolgen: Auch die Einfuhr ist grundsätzlich verboten. Für die Versorgung mit Rohstoffen sind Einfuhr- und Verteilungsverbände unter Führung des Handelsministers gebildet worden. Für fast sämtliche Fertigerzeugnisse müssen Ein-

fuhrbewilligungen bei der „Direction des fabrications d'armements“ (D. F. A.) eingeholt werden. Verboten ist die Ausfuhr von Werkzeugmaschinen, Walzenzylindern, Erzeugnissen aus Wolframstahl und eisernen Kesselwagen.

Jede Erhöhung der Erzeugnissepreise gegenüber dem Stande des 1. September 1939 ist verboten. Ausnahmen können jedoch vorübergehend vom Nationalen Preisüberwachungsausschuß oder den Departementsausschüssen bewilligt werden, wenn die Preiserhöhungen als notwendig und durch die Verhältnisse bei den Werken oder die schwankenden Preise für eingeführte Rohstoffe als gerechtfertigt erscheinen. Verkäufe ins Ausland unterliegen den Preisbestimmungen nicht. Die Regierung hat den Werken und Verbänden von ihrem Wunsche Kenntnis gegeben, die Erzeugung und die Ausfuhr bestimmter Fertigerzeugnisse zu verstärken, nicht nur um die vorhandenen Beziehungen aufrechtzuerhalten, sondern auch um neue lohnende Absatzgebiete zu suchen. Die Nachfrage im Inlande ist natürlich beträchtlich. Die Werke sind aber durch Arbeitermangel stark behindert; namentlich das Fehlen von Facharbeitern macht es unmöglich, bestimmte Herstellungsweige besonders zu pflegen. Verschiedenen Märkten, wie Jugoslawien, der Türkei und dem Irak, schenken die französischen Eisenhändler ihre Aufmerksamkeit.

Der Roheisenmarkt war bei Beginn des Krieges fest. Die Selbstkosten stiegen infolge der anziehenden Kohlen- und Kokspreise. Die festgesetzten Preise wurden daher beträchtlich überschritten. Untersuchungen über neue Preise waren übrigens schon im Gange. Wegen der Versorgung mit Roheisen hat die O. S. P. M. (Office des statistiques des produits metallurgiques) von der Direction des fabrications d'armements den Auftrag erhalten, den Erzeugern von phosphorreichen Roheisen für die Gießereien und Stahlbetriebe folgendes bekanntzugeben: Versandscheine

für Roheisen werden den Hochofenwerken erst nach Vorlage der Bestellung durch die betreffende Gießerei ausgehändigt. Wenn ein Werk nicht als Rüstungsbetrieb gilt, muß es Beschäftigung und Bedarf besonders nachweisen, um den Schein zu erhalten. Die Preise waren Ende September noch unverändert, doch rechnet man mit sehr baldigen Erhöhungen.

Auch in den Preisen für Halbzeug und Fertigerzeugnisse trat bis Ende September keine Änderung ein. Die Erzeugung, soweit sie nicht beschlagnahmt ist, vermag den dringenden Inlandsbedarf nicht zu decken. Im Inlande befürchtet man auch mit Recht, daß der nationale Ueberwachungsausschuß für die nächste Zeit einer fühlbaren Preissteigerung nicht zustimmen wird. Für die Ausfuhr stehen keine beträchtlichen Mengen zur Verfügung. Trotzdem sind die Anfragen aus dem Auslande zahlreich. Man konnte eine sehr lebhaftige Tätigkeit der ausländischen Vertreter feststellen, die, meistens vergeblich, eine rasche Ausführung der von den Werken bereits angenommenen Aufträge forderten. Die Arbeiterfrage blieb schwierig.

Der Blechmarkt war äußerst angespannt. Die Mehrzahl der Werke arbeitet mit voller Ausnutzung der Leistungsfähigkeit. Die Herstellung von Schiffsblechen nahm beträchtlich zu. Hinzu kam der jahreszeitliche Bedarf der Behörden. Die Werke lehnten es ab, neue Bestellungen anzunehmen. Ende September waren die Preise noch unverändert, was mit dem Fehlen jeglichen Geschäftes auf dem freien Markt zusammenhing.

Höchstpreise für Nutzeisen. — Der Reichskommissar für die Preisbildung hat mit Wirkung vom 4. Oktober 1939 folgendes angeordnet¹⁾:

§ 1.

1. Nutzeisen im Sinne dieser Anordnung ist Alteisen, das als Ersatz für Neueisen verwendet werden soll, sowie Neueisen, das infolge von Witterungseinflüssen oder langer Lagerung nicht mehr neuwertig, jedoch noch an Stelle von neuwertigem Neueisen verwendbar ist. Nicht unter den Begriff Nutzeisen fällt Neueisen zweiter Güte.

2. Den Vorschriften dieser Anordnung unterliegt nur Nutzeisen in handelsüblicher Form (z. B. Stäbe, Stangen, Tafeln), dagegen nicht Nutzeisen in besonderer Form (z. B. Röhren, Schienen, zusammengesetzte Konstruktionen und Profile, Rahmengleise, Weichen, Drehscheiben).

§ 2.

1. Für Nutzeisen werden folgende Verbraucherhöchstpreise festgesetzt:

- a) Für Stab-, Form-, Universal- und Bandeseisen
in der Ostmark 125 *RM* je t,
in der Provinz Schlesien 115 *RM* je t,
im übrigen Reichsgebiet 110 *RM* je t.
b) Für Grob-, Mittel- und Feinbleche
in der Ostmark 135 *RM* je t,
im übrigen Reichsgebiet 120 *RM* je t.

2. Die Preise des Abs. 1 gelten für Lieferung ab Entfallstelle oder ab Händlerlager, und zwar verladen frei Fuhr; sofern an der Entfallstelle oder am Händlerlager ein Anschlußgleis vorhanden ist, kann der Käufer Verladung frei Eisenbahnwagen fordern. Nebenkosten, z. B. Ortsfracht, Kleinbahngebühren, Privatanschlußgebühren, Abholegebühren und Wiegegebühren, trägt der Verkäufer.

3. Bei Lieferung von Nutzeisen aus einem Preisgebiet in ein anderes Preisgebiet ist Höchstpreis der Preis des Gebietes, in dem das Nutzeisen aufkommt oder lagert.

4. Wird das Nutzeisen auf Verlangen des Käufers vom Verkäufer besonders bearbeitet in einer Weise, die über die handelsübliche Zurichtung hinausgeht, so darf für diese Arbeiten der ortsübliche Preis neben dem Höchstpreis berechnet werden.

§ 3.

Für die Lieferung an das Lager eines Händlers, der der Wirtschaftsguppe Groß-, Ein- und Ausfuhrhandel angehört, ist der Höchstpreis jeweils 20 *RM* je t niedriger. Diese Ermäßigung gilt nicht für das Streckengeschäft (unmittelbare Lieferung an Verbraucher).

§ 4.

1. Bis zum 31. Dezember 1939 dürfen Händler, die der Wirtschaftsguppe Groß-, Ein- und Ausfuhrhandel angehören, Nutzeisen, das sie vor dem Inkrafttreten dieser Anordnung gekauft haben, zum Einstandspreis mit einem Zuschlag von 10 % weiterverkaufen. In diesem Falle ist beim Weiterverkauf der Einstandspreis in der Rechnung anzugeben.

2. Abbruchbetriebe dürfen bis zum 30. November 1939 die bisherigen Verkaufspreise für Nutzeisen berechnen, soweit das Nutzeisen aus Abbrüchen stammt, die vor Inkrafttreten dieser

Anordnung vertraglich übernommen worden sind. In diesem Falle ist beim Weiterverkauf in der Rechnung kenntlich zu machen, aus welchem Grunde der Kaufpreis der Höchstpreis-anordnung nicht unterliegt.

3. Abs. 1 und Abs. 2 gelten nicht in den Provinzen Rheinland, Westfalen, Schlesien und in der Ostmark.

§ 5.

Die Vorschriften dieser Anordnung gelten nicht in der Provinz Ostpreußen.

§ 6.

Die Anordnung tritt am Tage nach ihrer Verkündung in Kraft. Am gleichen Tage treten die Anordnung über Höchstpreise für Nutzeisen vom 25. März 1939²⁾ sowie die abweichenden Anordnungen und Vorschriften der Preisbildungsstellen außer Kraft.

Preise für Metalle im dritten Vierteljahr 1939.

	Juli	August	September
	In <i>RM</i> für 100 kg Durchschnittskurse der höchsten Richt- oder Grundpreise der Ueberwachungsstelle für unedle Metalle		
Weichblei (mindestens 99,9 % Pb)	18,43	19,72	20,—
Elektrolytkupfer (Drahtbarren)	60,13	61,93	62,50
Zink, Original-Hütten-Bozink	17,71	18,24	18,25
Standardzinn (mindestens 99,75 % Sn) in Blöcken	261,—	280,56	278,—
Nickel (98 bis 99 % Ni)	246,—	246,—	246,—
Aluminium (Hütten- ¹⁾)	133,—	133,—	133,—
Aluminium (Walz- und Drahtbarren) ²⁾	137,—	137,—	137,—

¹⁾ Notierungen der Berliner Metallbörse.

Koninklijke Nederlandsche Hoogovens en Staal-fabrieken, IJmuiden. — Die Gewinn- und Verlustrechnung für das Geschäftsjahr 1938/39 (1. April 1938 bis 31. März 1939) weist einen Betriebsüberschuß von 2 655 164 fl (1937/38: 5 597 236 fl) und einen Gesamtrohgewinn von 3 333 429 fl (1937/38: 6 205 906 fl) aus.

Wie diese Zahlen zeigen, hat sich die Bilanz im Vergleich zum vorhergehenden Geschäftsjahr grundlegend geändert. Um neue Betriebsmittel zu erhalten, hielt es das Unternehmen für notwendig, die Bilanz zu sanieren, da anderenfalls alle Gewinne in den kommenden Jahren für Abschreibungen hätten aufgewandt werden müssen. Eine vollkommene Reorganisation des Betriebes wurde durchgeführt. Am 10. November 1938 wurde den Aktionären vorgeschlagen, 40 % des Aktienkapitals abzugeben. Auf der außerordentlichen Hauptversammlung am 25. November 1938 wurde sodann das Aktienkapital von 29,5 auf 17,7 Mill. fl herabgesetzt. Der Betrag von 11,8 Mill. fl diente dazu, den Verlust zum 31. März 1938 in Höhe von etwas mehr als 1 Mill. fl abzubuchen, ferner wurden 10 Mill. fl dazu verwendet, um Verluste bei anverwandten Betrieben zu decken. Der verbleibende Rest ist dem Buchwert der Werkseinrichtungen zugute gekommen. Mit der Durchführung der Reorganisation wurde ein Syndikat beauftragt, das die Ausgabe von 4 Mill. fl 4prozentiger Schuldverschreibungen gewährleistete. Ferner wurden unter der Hand 1 175 000 fl Vorzugsaktien untergebracht; außerdem übernahm die niederländische Regierung Vorzugsaktien in Höhe von 700 000 fl. Im Geschäftsjahr 1938/39 wurden 1 117 611 fl (1937/38: 1 794 125 fl) abgeschrieben. Da bereits bei der Reorganisation zu Lasten des Abschreibungskontos 897 948 fl abgebucht worden waren, erscheint in der diesjährigen Gewinn- und Verlustrechnung nur eine Abschreibung von 219 663 fl. Um genügend Mittel für den weiteren Ausbau des Stahl- und Walzwerkes zur Verfügung zu haben, wurden 2 297 948 fl (einschließlich der oben angeführten 897 948 fl) einer Rücklage zugeführt. Der Reingewinn stellte sich demnach auf 815 817 fl, woraus 3 % Gewinn ausgeteilt wurden. Der verbleibende Rest von 59 672 fl wurde auf neue Rechnung vorgetragen.

Während der zweiten Hälfte des Geschäftsjahres 1938/39 waren die Hochofen 1 und 3 sowie die Koksöfen wieder fast voll tätig. Der Hochofen 2 blieb in Reserve. Außer den verschiedenen Roheisensorten wurde Ferromangan, das auch in Zukunft hergestellt werden soll, erzeugt. Die Erzeugungszahl für Roheisen enthält auch die Herstellung an Ferromangan. Die gesamte Roheisenerzeugung betrug 275 712 t (1937/38: 298 928 t), d. h. durchschnittlich 755 t (819 t) täglich. Die Kokerei arbeitete mit voller Leistungsfähigkeit; erzeugt wurden 281 848 (281 820) t. An die Gemeinden Velsen, Beverwijk, Krommenie, Wormerveer und Haarlem wurden rd. 18 (16,9) Mill. m³ Koksogas geliefert. Mit der Gemeinde Zaandam wurde ein Vertrag für eine jährliche Lieferung von 2 bis 4 Mill. m³ Gas abgeschlossen. An Nebenerzeugnissen wurden gewonnen: Rohbenzol 3229 (3259) t, Teer 9319 (9734) t und Ammoniumsulfat 3758 (3715) t.

¹⁾ Reichsanzeiger Nr. 233 vom 5. Oktober 1939.

²⁾ Siehe Stahl u. Eisen 59 (1939) S. 416.

Im Laufe des Geschäftsjahres 1938/39 trat im Absatz von Roheisen gegenüber den letzten Monaten des vorhergehenden Geschäftsjahres eine bedeutende Besserung ein. Der Verkauf nach allen bisherigen Abnehmerländern erfreute sich einer Zunahme; besonders stark stieg die Ausfuhr nach Deutschland. Wenn in 1938/39 auch noch nicht ganz wieder die Ausfuhr des Jahres 1937/38 erreicht werden konnte, so ist doch eine starke Annäherung zu beobachten. Insgesamt wurden 223 046 t gegenüber 232 107 t Roheisen im Jahre zuvor nach dem Auslande abgesetzt. Rund 75 % des gesamten Absatzes (1937/38: 81 %) wurden ausgeführt. Der Inlandsverkauf stieg von 54 472 auf 72 830 t, da der Verbrauch des im vergangenen Geschäftsjahre neu errichteten Röhrenwerkes stark stieg und gegen Ende 1938 auch das neu errichtete Stahlwerk als Abnehmer auftrat. Die Einfuhr von ausländischem Roheisen stellte sich in der Berichtszeit auf 17 710 t gegen 18 474 t im Jahre zuvor.

Das Röhrenwerk, das 1937/38 mit einer Schicht die Tätigkeit aufgenommen hatte, arbeitete im verflössenen Geschäftsjahre in zwei Schichten. Das neu errichtete Stahlwerk wurde

im März dieses Jahres mit einem Siemens-Martin-Ofen in Betrieb gesetzt. Mit dem Bau eines zweiten Ofens und der zugehörigen Gießhalle wurde bereits begonnen. Die erzeugten Stahlblöcke werden an die N. V. Van Leer's Walsbedrijven und an die N. V. Nederlandsche Staalfabrieken v/h J. M. de Muinck Keizer, die den Königlich Niederländischen Hochofen- und Stahlfabriken nahestehen, geliefert. Im Berichtsjahr wurde auch die dritte Koksofenbatterie fertig und sofort in Betrieb genommen; die zweite Batterie wurde stillgelegt und einer gründlichen Erneuerung unterworfen. Der Schlackenabsatz für Wegebau und für Isolationszwecke besserte sich erheblich. Auch die Nachfrage nach dem Silikakalk (einem kalkhaltigen Düngemittel) entwickelte sich zufriedenstellend, so daß der Bau einer Silikakalkfabrik beschlossen wurde. Die Geldmittel, die durch die Reorganisation flüssig gemacht wurden, sollen ferner dazu dienen, ein Walzwerk zu errichten, in dem Grob- und Mittelbleche hergestellt werden sollen. Für diese Blechsorten besteht auf dem holländischen Markte ein guter Absatz, auch sind Ausfuhrmöglichkeiten hierfür vorhanden.

Vereins-Nachrichten.

Verein Deutscher Eisenhüttenleute.

Fritz Keßler †.

Am 24. September 1939, einem trüben Herbstsonntag, erlag Dr.-Ing. Fritz Keßler, der Leiter der Zweigstelle Siegen unserer Energie- und Betriebswirtschaftsstelle, den schweren Verwundungen, die er beim Kampf in vorderster Linie an der Westfront kurz vorher erlitten hatte. Mit frischem Mut und glühender Begeisterung für unseren Führer Adolf Hitler war er bereits in den ersten Tagen des Kriegsausbruchs ins Feld gezogen zum Kampf für Deutschlands Ehre und Freiheit. Der Verein Deutscher Eisenhüttenleute verliert in ihm nicht nur einen tüchtigen Mitarbeiter, sondern auch einen lieben Kameraden gemeinsamer Arbeit.

Fritz Keßler war geboren am 9. Juni 1910 als Sohn des Oberingenieurs Philipp Keßler, der 1917 der unter starker Mitwirkung des Vereins Deutscher Eisenhüttenleute in Düsseldorf gegründeten Beratungs- und Freigabestelle für Schmiermittel verpflichtet wurde und 1919 als Leiter der „Gemeinschaftsstelle Schmiermittel“ in die Dienste des VDEh. übertrat. Nicht lange konnte Philipp Keßler diese Tätigkeit ausüben; denn 1920, als sein Sohn Fritz zehn Jahre alt war, starb er den Heldentod bei der Verteidigung des Wasserturms in Essen gegen den Aufstand der Kommunisten. In der Hut der treuen Mutter wuchs Fritz Keßler heran, und früh stand für ihn bei seiner ausgesprochenen technischen Veranlagung fest, daß er einen technischen oder verwandten Beruf ergreifen würde. Der Verein Deutscher Eisenhüttenleute hat versucht, ihm die Wege zum Ingenieurberuf zu ebnen.

Während Fritz Keßler in Charlottenburg Maschinenbau studierte, war er mehrfach in den Ferien bei uns tätig und unterstützte die Wärmestelle, namentlich auch bei Versuchen, die sie im Auftrage des Reichskohlenrates an einer besonderen Versuchsanlage für Kohlenstaubfeuerungen vornahm. In die Zeit des Studiums fällt auch eine halbjährige Unterbrechung in den Diensten der NSDAP., der er sich mit heißem Herzen angeschlossen

hatte und der er bis zu seinem letzten Atemzug verpflichtet war, zuletzt als Sturmführer der SA. Zu Weihnachten des Jahres 1935 bestand er die Diplomprüfung. In dieser Zeit des deutschen Aufschwungs erhielt er von verschiedenen Seiten Angebote, bat jedoch, bei der Wärmestelle des Vereins beschäftigt zu werden,

wo er glaubte, eine Tätigkeit zu finden, die sowohl seiner trefflichen praktisch-technischen Begabung als auch seiner guten wissenschaftlichen Veranlagung entsprach. Als zwei Jahre später die Leitung der Wärmestellstelle Siegen frei wurde, übertrug unser Verein dem jungen Wärmeingenieur kurzerhand jene Vertrauensstellung in Sieger Bezirk, und Fritz Keßler hat hier nicht enttäuscht; denn wie früher erwarb er sich durch seine frische, kluge und sachliche Art, die Dinge anzupacken, und durch seine Kenntnisse Anerkennung und Schätzung, so daß er schnell im Siegerland Fuß faßte und sich in die neue selbständige Tätigkeit hineinfand. Mit einer Abhandlung über die Gicht- und Koks-gaswirtschaft der Eisenhüttenwerke und die auf sie wirkenden Einzeleinflüsse, die er im Auftrage der Wärmestelle noch vor seiner Versetzung nach Siegen begonnen hatte, erwarb er Ende des vorigen Jahres in Aachen den Doktorhut.

Eifrig in seiner Arbeit, zu jeder Aufgabe willig bereit und fähig, sie zu lösen, uneigennützig und hilfskräftig, war es ihm nur kurze Zeit vergönnt, in seinem neuen Amte zu wirken. Anfang September rückte er ins Feld und schrieb uns noch heitere Briefe mit seinem Dank für unseren Glückwunsch zur Geburt seines Stammhalters, der, kurz nach dem Abmarsch des Vaters zur Westfront, in Siegen eingerückt war und den er nicht mehr sehen sollte. Auch zwei kleine Töchter läßt er neben seiner jungen Frau und seiner Mutter, deren Stütze er war, zurück.

Ehre seinem Andenken, das in uns fortlebt!

Verein Deutscher Eisenhüttenleute.



Fritz Keßler

Änderungen in der Mitgliederliste.

- Dissen, Heinz, Ingenieur, Hoesch A.-G., Dortmund; Wohnung: Lübecker Str. 16. 39 284
 Kast, Wolfgang, Dipl.-Ing., Betriebsassistent, Dortmund-Hoerder Hüttenverein A.-G., Dortmund; Wohnung: Kuhstr. 32 I. 38 273
 Kubik, Stefan, Dr.-Ing., Oberingenieur, Hagener Gußstahlwerke Remy & Co. G. m. b. H., Hagen (Westf.); Wohnung: Buscheystraße 40. 37 253
 Löhr, Adolf, Ingenieur, Betriebsleiter, Metall-, Walz- u. Plattierwerke Hindrichs-Auffermann A.-G., Werk Wuppertal-Beyen-

- burg, Wuppertal-Beyenburg; Wohnung: Wilhelm-Wolf-Str. 34. 35 326
 Ruhfus, Heinrich, Dipl.-Ing., Betriebschef der Vergütungsanlagen d. Bochumer Verein für Gußstahlfabrikation A.-G., Bochum; Wohnung: Pinagelstr. 11. 27 227
 Wesener, Ernst, Dipl.-Ing., Fried. Krupp Grusonwerk A.-G., Magdeburg-Buckau; Wohnung: Magdeburg, Keithstr. 2. 34 231

Gestorben:

- Othegraven, Wilhelm von, Zivilingenieur, Bremen. * 26. 12. 1884. † 8. 8. 1939.
 Remy, Carl, Hüttendirektor i. R., Neuwied. * 13. 5. 1861, † 29. 9. 1939.