

STAHL UND EISEN

ZEITSCHRIFT FÜR DAS DEUTSCHE EISENHÜTTENWESEN

Herausgegeben vom Verein deutscher Eisenhüttenleute

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

unter verantwortlicher Mitarbeit von Dr. J. W. Reichert und Dr. M. Schlenker für den wirtschaftlichen Teil

HEFT 36

5. SEPTEMBER 1929

49. JAHRGANG

Einfluß der Gasströmung im Hochofen auf den Gichtstaubentfall.

Von Dipl.-Ing. Julius Stoecker in Bochum.

[Bericht Nr. 104 des Hochofenausschusses des Vereins deutscher Eisenhüttenleute¹⁾.]

(Die Randgängigkeit neuzeitlicher Hochöfen. Beobachtungen über den Gichtstaubentfall und die Beschaffenheit des Mauerwerks im oberen Schacht. Verringerung der Gichtstaubmenge durch Kühlbalken, die aus dem Mauerwerk vorstehen, und durch Einbau eines Kettenfilters im Gasfang. Erreichung einer gleichmäßigeren Gasströmung, die sich auch in vermindertem Koksverbrauch auswirkt.)

Die Entwicklung des Hochofenprofils in den letzten Jahren war gekennzeichnet durch Erweiterung des Gestells und Verkürzung der Rast, wobei gleichzeitig der Blasquerschnitt vergrößert wurde. Die hierdurch erzielte Leistungssteigerung der Oefen ist recht erheblich, so daß Tageserzeugungen von über 1000 t Roheisen heute nicht zu den Seltenheiten gehören.

Diese Hochöfen mit hohen und höchsten Tageserzeugungen sind infolge der besonderen Schüttverhältnisse ihrer Gichtverschlüsse und durch die seitliche Gasabführung alle mehr oder weniger randgänglich. Der Wärmeingenieur sagt zwar, das sei nicht richtig, und hat auch von seinem Standpunkte durchaus recht darin, daß der Ofen gleichmäßig über den ganzen Querschnitt arbeiten müsse. Ein Ofen kann dies aber nur dann tun, wenn der Möller vollkommen stückig, und zwar in gleichmäßiger Stückgröße aufgegeben wird. Da dieses Hochziel nie erreicht wird und stets mit den Stücken eine gewisse Menge Feinerz aufgegeben werden muß, so wird auch eine mehr oder weniger große Randgängigkeit für einen wirtschaftlichen Ofengang erforderlich sein. Durch Kippen von Feinerzen in die Randzonen die Randgängigkeit herunterdrücken zu wollen, ist meines Erachtens falsch und höchst unwirtschaftlich; man würde dadurch nur erreichen, daß der Ofen viel mehr als bisher nur in der Mitte arbeitet. Wenn man also diese Randgängigkeit beseitigen würde, so könnten bestimmt nicht solch große Eisenmengen aus den Hochöfen herausgeholt werden. Daß die Randgängigkeit den Brennstoffbedarf eines Ofens ungünstig beeinflussen wird, ist nicht anzunehmen. Randgänglich ist ein Ofen fast immer nur im oberen Teil des Schachtes, wo die Wärmeverluste keine Rolle spielen; einige Meter unterhalb der Gicht hat die Arbeit des Gases das Bild schon wesentlich verändert.

Bei den schnell durchsetzenden Oefen steigt die Gasgeschwindigkeit in unerwünschtem Maße, was höhere Gichttemperaturen, größere Wärme- und Staubverluste zur unangenehmen Folge hat. Bedenkt man dann noch, daß die Gichtgase den oberen Teil der Beschickung in ein oder zwei dicken Strömen, je nach der Art der Gasabführung, durchstreichen und rechnet man die Geschwindigkeiten aus, die dabei in den Hohlräumen der Beschickung entstehen, dann

verstehen man es auch, wenn bei schnellem Ofengang infolge irgendeiner Unregelmäßigkeit ein beträchtlicher Teil der Koksladung mit größeren und kleineren Möllerbestandteilen in den Staubsack geschleudert wird.

Gute Erfolge wurden in Bochum mit dem Ofen nach *Abb. 1, links*, erzielt, dessen Profil aus dem Jahre 1920 stammt. Die Gichttemperatur ist bei ihm unter Berücksichtigung des verhäuteten Möllers und der Durchsatzzeit niedrig, etwa 260° im Mittel, der Staubentfall beträgt weniger als

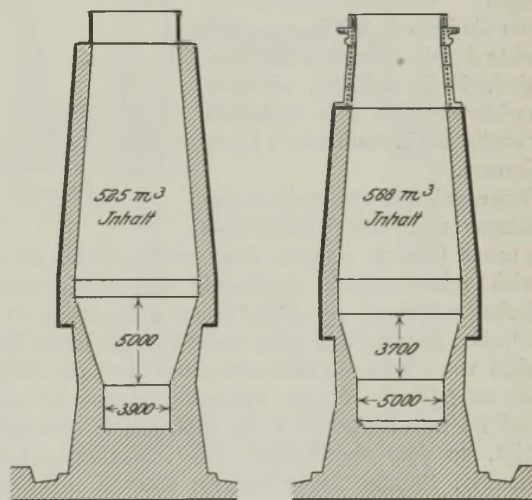


Abbildung 1. Profil der untersuchten Hochöfen.

4 %, auf den Möller bezogen. Bei dem nächsten Profil (*Abb. 1, rechts*) wurde das Gestell auf 5 m erweitert, die Rast von 5 auf 3,7 m verkürzt und der Blasquerschnitt von rd. 3500 auf 4100 cm² vergrößert. Geändert wurden noch die oberen 3,3 m des Schachtes, der aus Gründen der Haltbarkeit nach Burgers aus Eisen hergestellt wurde. Es stellte sich nun heraus, daß dieser Ofen zwar sehr günstig arbeitete, aber doppelt soviel Staub auswarf wie die anderen Oefen, auch bei der gleichen durchgesetzten Koks menge. Die Gichttemperatur war um 60° höher. Trotzdem war der Koksverbrauch bei gleichen Möllerverhältnissen und gleicher Blastemperatur und einer von 700 auf 900 t/24 h erhöhten Erzeugung günstiger. Die Ursachen dieser besseren Arbeitsweise sollen hier nicht weiter untersucht werden. Ergründet werden sollen nur die höhere Gichttemperatur und der

¹⁾ Erstattet in der 31. Vollsitzung am 31. Mai 1929. — Sonderdrucke sind zu beziehen vom Verlag Stahleisen m. b. H., Düsseldorf, Postschließfach 658.

höhere Entfall an Staub, der viele große und kleine Koksstücke enthielt.

Die oft gehörte Ansicht, daß ein vergrößerter Blasquerschnitt und ein weiteres Gestell mit einem größeren toten Mann auch eine stärkere Randgängigkeit des Ofens zur Folge haben, stimmt mit den Beobachtungen des Verfassers nicht überein. Die Randgängigkeit wird lediglich durch die Schüttung beeinflußt; hier die richtigen Abmessungen zu treffen, muß ausgeprobt werden. Man könnte nun gerade einwenden, daß die beiden Profile im oberen Schacht nicht viel voneinander abweichen und doch der Unterschied im Staubentfall auf ganz andersartige Gasströmung schließen lasse. Doch wechselt das Bild nach verhältnismäßig kurzer Betriebsdauer (Abb. 2). Bei dem Ofen rechts hat sich nichts geändert, während beim anderen Ofen das Mauerwerk stark verschlissen ist und die Kühlbalken in den Ofen hineinragen. Der Schachtquerschnitt hat sich um 66% vergrößert und damit die Gasgeschwindigkeit um 40% verringert.

Die bei einem randgängigen Ofen am Rande starken Gasströme werden immer eine große Menge Staub mitreißen, wenn sie nicht durch die Kühlbalken zu häufigen Richtungsänderungen gezwungen werden. Die Nachteile der Randgängigkeit werden durch die vorstehenden Kühlbalken gemildert. Also Geschwindigkeitsverminderung im allgemeinen und Richtungsänderung eines großen Teiles des Gasstromes sind die beiden Umstände, denen die geringen Staubmengen und die niedrigen Gichttemperaturen, kurzum die bessere Arbeitsweise der Schächte der alten Oefen zuzuschreiben sind. Es ist auffällig, wie diese Beobachtungen mit den Ansichten einer englischen Abhandlung²⁾ übereinstimmen.

Wenn es gelingen würde, die Gichttemperatur und den Staubentfall beim neuen Ofen zu senken, dann müßte dieser an und für sich schon günstig arbeitende Ofen noch bessere Ergebnisse aufweisen. Ein Mittel hierzu sollte das Kettenfilter³⁾ sein, das die Form eines senkrecht hängenden Hohlzylinders von einem Durchmesser gleich dem des Schlagpanzers hat (Abb. 3). An den Versteifungsrippen der Gichtschüssel ist mit Winkeleisen ein kräftiger Flacheisenring befestigt, an dem die Stränge der Gliederketten (nicht lehrenhaltig, 10 mm stark) hängen; diese Kettenstränge reichen bis an den Schlagpanzer herab. Vor den Abzugsrohren hängen in einer Breite von 3,4 m die Ketten in einer Dichte von 76 Strängen je m Umfang, während auf dem restlichen Teil des Filterumfangs die Dichte geringer ist und nur 43 Stränge je m Umfang beträgt. Es wird dadurch erreicht, daß nur der kleinere Teil der Gasmenge durch den dichteren Teil des Filters den unmittelbaren Weg in die Gasabzugsrohre nehmen kann, während der größere Teil den Umweg durch den lichtereren Teil des Filters machen muß. Unterhalb des Filters ist ein Blechkragen angebracht, der die Aufgabe hat, den herunterrieselnden Staub von der Ofenwandung abzuleiten, damit der Ofen am Rande nicht zu dicht geht, also die Randgängigkeit nicht gestört wird. Eine Aufwirbelung des Staubes findet kaum statt, da er durch Zonen geringerer Gasströmung zurückfällt.

²⁾ Britisches Patent Nr. 299 941 (1928).

³⁾ DRP. Nr. 471 885 (1929) und Auslandspatente.

Während sich zuerst eine Verminderung des Gichtstaubes kaum feststellen ließ — nur die Koksstücke fehlten vollkommen —, wurde später der Staubentfall täglich geringer und ging nach etwa 3 Wochen auf die Hälfte herunter. Zugleich fiel die Temperatur des Gichtgases um 60° ab, während der Kohlensäuregehalt eine Steigerung um rd. 10% erfuhr. Die Folge dieser Veränderungen mußte eine Senkung des Wärmebedarfs des Ofens sein. Tatsächlich war der Koksverbrauch bei der üblichen Windtemperatur von 600° um etwa 30 kg/t Roheisen geringer.

Wenn man einem an und für sich schon in wärmewirtschaftlicher Beziehung günstig arbeitenden Hochofen noch 30 kg Koks je t erzeugten Eisens erspart, so ist das sehr viel, da man bei gegebenen Möllerverhältnissen ja einmal an einen Punkt ankommt, wo der Ofen zu dicht geht, d. h. die Gleichmäßigkeit der Gasströmung gestört wird, und der Ofen anfängt auszuwerfen. Dieser Punkt wird um so später erreicht, je weniger zerreiblich und je schwerer verbrennlich der eingebrachte Koks ist. Auch die Gleichmäßigkeit der Stückgröße wirkt günstig auf die Gasströmung ein. Deshalb

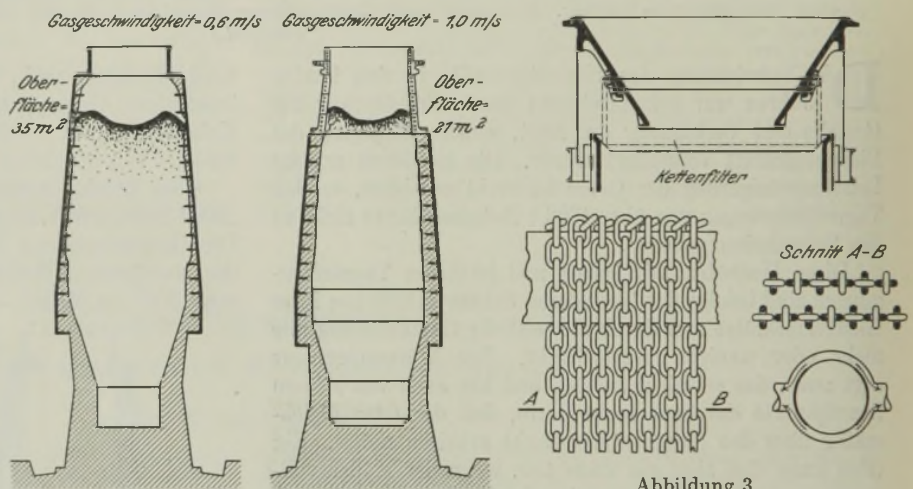


Abbildung 2. Aenderung des Profils im Betrieb.

Abbildung 3. Das Kettenfilter und seine Anbringung im Gasfang.

soll der Koks, der die Auflockerung hauptsächlich besorgt, nicht groß- und kleinstückig durcheinander gegichtet werden; wenn verschiedenstückiger Koks verarbeitet werden muß, so wird er zweckmäßig getrennt aufgegeben. Auch die gleichmäßige Stückgröße des Möllers ist natürlich äußerst vorteilhaft. Dieser Musterzustand läßt sich, wie schon erwähnt, kaum erreichen; in Bochum wird aber zum mindesten bei den drehbaren Aufsatzkübeln eine gleichmäßige Schichtung der einzelnen Sorten herbeigeführt.

Die Erklärung für die günstige Wirkung des Kettenfilters liegt in der Zwangsläufigkeit der Gasabführung. Das Gas kann nicht mehr wie bisher in zwei großen Teilströmen den oberen Ofen durchheilen, sondern muß sich über den ganzen Querschnitt verteilen und seine Wärme wenigstens an die letzten Gichten gleichmäßiger übertragen und bessere Reduktionsarbeit leisten. Durch die ebenmäßigere Verteilung des Gases wird ohne Zweifel seine Geschwindigkeit und dadurch der Staubentfall verringert. Auch die niedrigere Gichttemperatur findet so ihre Erklärung. Ferner tritt beim Hindurchstreichen des Gases durch die Kettenglieder eine häufige Richtungsänderung des Gasstromes ein; Geschwindigkeitsverringern und häufige Richtungsänderung des Gasstromes sind also für die Verminderung des Staubentfalls bestimmend. Alles in allem kann gesagt werden, daß diese einfache Einrichtung den Hochofengang sehr günstig beeinflusst, der seitdem gleichmäßiger und ruhiger geworden ist.

Die Befürchtung, daß das mit einer Rüttelvorrichtung versehene Kettenfilter nicht frei zu halten sei, braucht man nicht zu haben. In dieser Beziehung liegen besonders ungünstige Verhältnisse in Bochum wegen des Zink- und Bleigehaltes des Möllers vor. Um Erfahrungen zu sammeln, wurde das Kettenfilter in den ersten 14 Tagen nicht abgeschüttelt. Laufende Druckmessungen im Ofeninnern innerhalb und außerhalb des Filters sicherten vor unliebsamen Ueberraschungen. Der Druckunterschied wurde allmählich immer größer, ein Beweis, daß sich das Filter zusetzte, während der Staubentfall sich verringerte. Nach 14 Tagen wurde eine Klappe geöffnet; der sich leicht lösende Ansatz (Abb. 4) bestand aus 16,70 % Fe, 3,15 % SiO₂, 0,65 % Al₂O₃, 4,51 % CaO, 1,63 % MgO, 45,33 % Zn, 2,15 % Pb. Dann wurde noch 8 Tage weiter geblasen, um zu sehen, wie weit man später mit dem Dichterhängen der Ketten gehen konnte. Als der Druckunterschied 800 mm W.-S. betrug und dadurch größere Gasverluste beim Gichten entstanden, wurde gerüttelt. Sofort trat der alte Zustand



Abbildung 4. Staubansatz auf dem Kettenfilter nach 14 Betriebstagen.

wieder ein, der Druckunterschied fiel auf 200 mm W.-S., der Staubentfall stieg zwar wieder, blieb aber immer noch 50 % unter den früheren Mengen. Ein gewisser Druckunterschied vor und hinter dem Filter ist zur Erzielung einer guten Filterwirkung erforderlich. Die Höhe dieses Druckunterschiedes muß in jedem einzelnen Falle ausprobiert werden.

Diese Ergebnisse wurden bei einem Koksdurchsatz von 500 t/24 h erzielt; diese ersten Versuche fielen in eine Zeit, in der der Ofen langsam betrieben werden mußte. Bei stärkerem Blasen mußten sich die Verhältnisse natürlich bei den verhältnismäßig locker hängenden Kettengliedern etwas ändern. Der Koks, auch der feine Koks, blieben im Ofen. Der Staubentfall stieg von 4 auf 5 % des Möllers, stand jedoch noch 40 % hinter dem früheren Entfall zurück.

Eine Verminderung der in den Gasreiniger geblasenen Stoffe wird auch dadurch angestrebt, daß ein Teil der Gichtgase am Umfange des Ofenschachtes abgeführt wird (Abb. 5), also mit dem stürzenden Möller nicht in Berührung kommt. Bei den Gichtverschlüssen dieser Art werden die beiden Gasabzugsrohre schräg nach oben

geführt, wodurch den schwereren, vom Gasstrom mitgerissenen Einzelteilen der Beschickung Gelegenheit gegeben wird, in den Ofen zurückzufallen. Durch diese Anordnung wird der Staubentfall zwar auch niedrig gehalten, doch ist die Gleichmäßigkeit der Gasströmung noch nicht erreicht, da dieselbe sich auch hier im Sinne der beiden Abführungsrohre als Teilströme im oberen Teil der Begichtung bilden kann.

Welche Schlüsse sind aus diesen Beobachtungen zu ziehen? Bei einem neu herzustellenden Ofen könnte man zwei Wege einschlagen. Der erste Weg wäre der, den oberen Ofenschacht gleich so dünnwandig auszumauern, wie er nach verhältnismäßig kurzer Betriebszeit von selbst bisher geworden ist, und die Kühlbalken mit dem Mauerwerk abschneiden zu lassen. Die Angriffsmöglichkeit des Möllers wird verringert, so daß es wesentlich länger dauern wird, bis das Mauerwerk zerstört ist. Der Staubentfall wird von Anfang an, wie die Erfahrung in Bochum gelehrt hat, bei diesem Schachtprofil sehr gering sein. Die billigere Bauweise könnte in dieser Absicht bestärken. Der Kettenvorhang würde trotz des geringeren Staubentfalles auch hier eingebaut werden, vor allen Dingen wegen seines günstigen Einflusses auf den Ofengang. Der zweite, teurere Weg wäre der, den oberen Teil des Schachtes aus Eisen herzustellen, nachdem es gelungen ist, den Gichtstaubentfall und die Gichttemperatur zu senken und den Ofen-

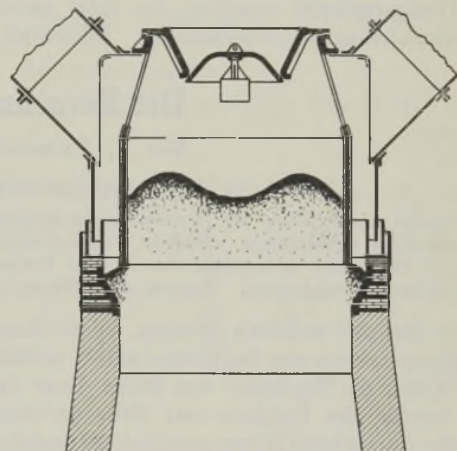


Abbildung 5. Gichtverschluß mit Abführung eines Teils des Gases am Umfang des Ofenschachtes.

gang durch zwangsläufige Gasabführung günstig zu beeinflussen. Die wahrscheinlich längere Lebensdauer des Ofens würde die höheren Anlagekosten rechtfertigen.

Wie aus dem Bericht hervorgeht, wurden die chemischen Vorgänge im Hochofen ganz außer acht gelassen und zur Klärung einiger die Wirtschaftlichkeit des Hochofenbetriebes mitbestimmender Fragen nur physikalische Gesetze herangezogen. Der Ausgangspunkt der Ueberlegung war, daß der Schacht die Hauptarbeit des Hochofens zu leisten hat und sie auch schnell und gut leisten kann. Das Augenmerk war darauf gerichtet, den Ofen viel Wind bei verhältnismäßig niedrigem Druck zuzuführen und alles Störende, was die gleichmäßige Gasströmung behindern konnte, auszuschalten. Wenn es dann gelungen ist, mit kleinen Einheiten bei einem Möllerausbringen von 49 %, einem Verbrauch von 750 kg trockenem Koks je t Roheisen und einem durchschnittlichen Verbrauch von $16,0 + 12,0 = 28,0$ % der erzeugten Gasmenge für Winderhitzung und Gebläse täglich 900 t schwefelarmes Stahleisen zu erzeugen, so ist daraus wohl zu schließen, daß auch dieser Weg zum Ziele führt.

Zusammenfassung.

Bei Randgängigkeit, wie sie die meisten Oefen mit hoher Erzeugung infolge ihrer Schüttverhältnisse und Gasabführung heute aufweisen, werden die am Rande starken Gasströme immer eine große Menge Staub mitführen. Durch richtige Abmessungen an der Gicht läßt sich die Schüttung so beeinflussen, daß das Gas gleichmäßiger durch einen größeren Querschnitt des Ofens streicht; hierdurch wird seine Geschwindigkeit und als Folge wiederum die mitgerissene Staubmenge vermindert. Betriebsbeobachtungen zeigten, daß von großem Einflusse auf den Gichtstaubentfall die Beschaffenheit des Schachtmauerwerks ist. Beim Vergleich der Ergebnisse zweier ziemlich ähnlicher Hochöfen stellte sich heraus, daß bei dem Ofen, dessen Mauerwerk schon ziemlich verschlissen war, so daß die Kühlbalken aus dem Schacht herausragten, der Staubentfall viel geringer war als bei dem Ofen mit glattem Eisenschacht nach Burgers. Die vorstehenden Kühlkasten zwingen das Gas zur häufigen Richtungsänderung, wodurch der Staub ausfällt.

Gute Erfolge wurden weiter mit dem Einbau eines Kettenfilters im Gasfang erreicht, das zunächst rein mechanisch einen Teil des mitgerissenen Staubes zurückhält. Dadurch, daß dem Gasstrom auf dem unmittelbaren Weg zu den seitlichen Gasabzügen ein größerer Widerstand entgegengesetzt wird, muß das Gas sich gleichmäßiger auf den ganzen Ofenquerschnitt verteilen; das führt ebenfalls zu einer Verminderung des Staubentfalls. Schließlich wurde

noch ein Gichtverschluß ausgeprobt, bei dem ein Teil der Gichtgase am Umfang des Ofenschachtes abgeführt wird, so daß er mit dem stürzenden Möller nicht in Berührung kommt. Auch durch diese Anordnung wird der Gichtstaubanfall niedrig gehalten.

Beim Bau neuer Hochöfen wird man diese Beobachtungen berücksichtigen. Denn die Gasführung, wie sie sich durch Mauerwerksbeschaffenheit und Kettenfilter einstellte, brachte neben der Verringerung des Staubentfalls eine Erniedrigung der Gichttemperatur und des Koksverbrauchs, also nicht zu unterschätzende wirtschaftliche Vorteile.

* * *

An den Vortrag knüpfte G. Bulle, Düsseldorf, folgende Bemerkung an: Nicht überall liefert der Hochofen dann die besten Ergebnisse, wenn er randgänglich ist, wie Herr Stoecker es festgestellt hat. Nach amerikanischen Erfahrungen sind die Reaktionen auf den Hochofenquerschnitt ganz anders verteilt. Man hat dort bei eingehenden Untersuchungen festgestellt, daß die Gase in der Ofenmitte besonders schnell hochsteigen, während am Ofenrande die Gase verhältnismäßig langsam wandern, also umgekehrt, wie es in Deutschland gewöhnlich der Fall ist⁴⁾.

Man wird zweckmäßig Untersuchungen darüber anstellen, ob randgängige Oefen mehr oder weniger Staub liefern als mittulgängige. Ein Vergleich mit amerikanischen Verhältnissen ist ohne weiteres nicht möglich, da dort andere Erze in Betracht kommen. Aber es wäre denkbar, daß Oefen, die nach amerikanischer Art stärker in der Mitte arbeiten, an sich weniger Staub geben als die Oefen von Herrn Stoecker, die stark randgänglich sind.

⁴⁾ Techn. Paper Bur. Mines Nr. 442 (1929).

Die Berechnung von Regeneratoren.

Von K. Rummel und A. Schack in Düsseldorf.

[Bericht Nr. 173 des Stahlwerksausschusses des Vereins deutscher Eisenhüttenleute*].

(Berechnungsverfahren zur Ermittlung der laufenden Gas- und Windtemperaturen. Größe der je m² Heizfläche ausgetauschten Wärmemenge. Zeitliche Temperaturänderung zwischen Anfang und Ende einer Halbperiode. Höchste und tiefste Temperatur während der Periode und Temperaturverlauf. Die Wärmedurchgangszahl. Laufende Steintemperatur. Heizflächenwirkungsgrad. Ausgetauschte Wärmemenge. Beispiel für die Berechnung und ausführliche Erläuterungen.)

In letzter Zeit sind mehrfach Arbeiten, die die Berechnung von Regeneratoren zum Gegenstand haben, veröffentlicht worden. Ueber die Ergebnisse von dreien dieser Arbeiten, die der Lösung des Problems mit Hilfe der bekannten Formeln des Gegenstrom-Wärmeaustauschers¹⁾ nahekommen, soll im folgenden berichtet werden. In der ersten der erwähnten drei Arbeiten behandelt K. Rummel²⁾ die Berechnung der Wärmespeicher auf Grund der Wärmedurchgangszahl. Die Arbeit stellt die Anwendbarkeit fast aller die Wärmedurchgangszahl der Rekuperatoren betreffenden Ueberlegungen auf die Wärmedurchgangszahl der Regeneratoren fest. In einer zweiten Arbeit über den Verlauf der Gas- und Windtemperaturen in Wärmespeichern leiten K. Rummel und A. Schack³⁾ die für den Temperaturverlauf im Regenerator gültigen Formeln unter Einschluß veränderlicher Wärmedurchgangszahlen ab. Es ergibt sich, daß die für die zeitlich mittleren Temperaturen im Regenerator geltenden Formeln die gleichen sind wie die den gewöhnlichen Gegenstrom-Wärmeaustauscher beherrschenden. In der dritten Arbeit wird von A. Schack⁴⁾ die zeitliche

Temperaturänderung im Regenerator berechnet. Mit diesen drei Arbeiten ist die Möglichkeit gegeben, alles Wichtige über Regeneratoren im voraus zu berechnen, sobald die erforderlichen Festwerte, wie Wärmeübergangszahlen und der Koeffizient ζ (s. unten), bekannt sind. Die Bestimmung dieser Festwerte ist zur Zeit an einer Versuchs-Regenerativkammer im Gange.

Im folgenden sollen die Hauptergebnisse der drei genannten Arbeiten in einem ersten Teil zusammengefaßt und in einem zweiten Teil an einem ausführlichen Rechenbeispiel erläutert werden, damit der praktische Ingenieur in der Lage ist, ohne besondere Mühe die für ihn in Frage kommenden Fälle durchzurechnen.

A. Das Berechnungsverfahren.

Bei den folgenden Gleichungen bedeuten:

ϑ u. ϑ'	in ° C	die laufende Temperatur	} als zeitliches Mittel über die Gas- oder Windperiode
ϑ_1 u. ϑ'_1	in ° C	die Eintrittstemperatur	
ϑ_2 u. ϑ'_2	in ° C	die Austrittstemperatur	
ϑ_3 u. ϑ'_3	in ° C	die Steintemperatur	
e^x, e^{-x}		die Exponentialfunktion (siehe Abb. 1 u. 2).	
k	$\frac{\text{kcal}}{\text{m}^2 \text{ h } ^\circ \text{C}}$	die Wärmedurchgangszahl am betrachteten Punkt, bezogen auf die Vollperiode, d. h. den Wärmedurchgang in kcal/m ² °C je Vollperiode, geteilt durch die Zeitdauer einer Vollperiode (siehe Abschnitt 7).	

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

¹⁾ Ueber den Zusammenhang zwischen der Arbeitsweise des Gegenstrom-Wärmeaustauschers und des Regenerators vgl. auch E. Herzog: St. u. E. 46 (1926) S. 1782; 48 (1928) S. 8/11.

²⁾ Mitt. Wärmestelle V. d. Eisenh. Nr. 119 (1928): St. u. E. 48 (1928) S. 1712/5.

³⁾ Mitt. Wärmestelle V. d. Eisenh. Nr. 121; Arch. Eisenhüttenwes. 2 (1928/29) S. 473/9 (Gr. D: Nr. 35).

⁴⁾ Mitt. Wärmestelle V. d. Eisenh. Nr. 122; Arch. Eisenhüttenwes. 2 (1928/29) S. 481/6 (Gr. D: Nr. 36).

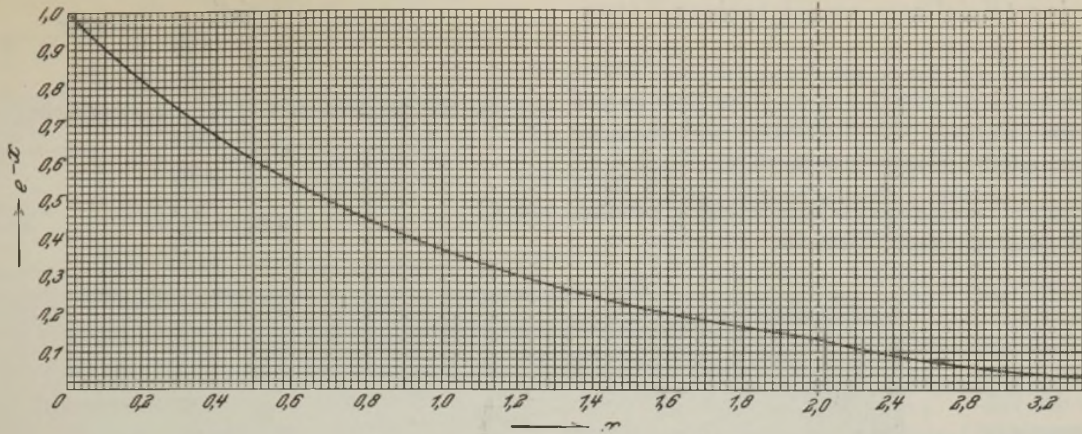


Abbildung 1. Die Funktion e^{-x} .

k_m		= mittlere Wärmedurchgangszahl über die ganze Heizfläche.
k_{m_x}		= mittlere Wärmedurchgangszahl über die Heizfläche F_x .
F	m^2	die ganze Heizfläche.
F_x	m^2	die bis zu der betrachteten Stelle durchlaufene Heizfläche, gerechnet vom Gaseintritt an.
W u. W'	$\frac{kcal}{^\circ C}$	den Wasserwert von Gas und Wind = Volumen \times spezifische Wärme. In der vorliegenden Arbeit bezieht sich W u. W' auf das in der Vollperiode im Durchschnitt in 1 h strömende Volumen, während die auf die in 1 Per. strömenden Volumina bezogenen Wasserwerte W_p und W'_p heißen. Es ist also $W = \frac{W_p}{t + t'}, \text{ und } W' = \frac{W'_p}{t + t'}$
W_s	$\frac{kcal}{^\circ C}$	den ausgenutzten Wasserwert der Steine = $c \gamma \frac{\delta}{2} \gamma_s$ bei doppelseitiger Beheizung.
W_{min}	$\frac{kcal}{^\circ C}$	den kleineren der Wasserwerte von Gas und Wind.
f		einen Koeffizienten (siehe Abb. 3).
γ_2		einen Wirkungsgrad = wirklich übertragene Wärme höchstens übertragbare Wärme (für $F = \infty$).
q_p	$\frac{kcal}{m^2 \text{ Per. } ^\circ C}$	q_{bV}, q, q', q_2, q'_2 die ausgetauschte Wärmemenge gemäß den Kennzeichnungen in Abschnitt 3.
t u. t'	h	die Dauer der Gas- und Windperiode.
α u. α'	$\frac{kcal}{m^2 h ^\circ C}$	die Wärmeübergangszahlen am betrachteten Punkt.
$\Delta \vartheta$ u. $\Delta \vartheta'$	$^\circ C$	die Temperaturänderung zwischen Anfang und Ende der Gas- und Windperiode.
c	$\frac{kcal}{kg ^\circ C}$	die spezifische Wärme der Steine.
γ	$\frac{kg}{m^3}$	das spezifische Gewicht der Steine.
δ	m	die äquivalente Steinstärke = $2 \cdot \frac{\text{gesamtes Steinvolumen}}{\text{gesamte Heizfläche}}$
λ	$\frac{kcal}{m h ^\circ C}$	die Wärmeleitfähigkeit der Steine.
ζ		einen Koeffizienten (siehe Abschnitt 7).
γ_s		Ausnutzungsgrad der Steine, d. h. das Verhältnis der wirklich gespeicherten Menge zu derjenigen, die bei $\lambda = \infty$ gespeichert werden würde.

1. Die laufende Gastemperatur (in Abhängigkeit von der laufenden Heizfläche, vom Gaseintritt an gerechnet)

$$\vartheta = \vartheta_1 - (\vartheta_1 - \vartheta'_1) \frac{1 - e^{-\frac{k_{m_x} F_x}{W} (1 - \frac{W}{W'})}}{1 - \frac{W}{W'} e^{-\frac{k_m F}{W} (1 - \frac{W}{W'})}} \text{ } ^\circ C \quad (1)$$

(Mitt. 121³)
Gl. 55

für $W = W'$ ist

$$\vartheta = \vartheta_1 - (\vartheta_1 - \vartheta'_1) \frac{k_{m_x} F_x}{k_m F + W} \text{ } ^\circ C \quad (1a)$$

Die Abgastemperatur

$$\vartheta_2 = \vartheta_1 - (\vartheta_1 - \vartheta'_1) \frac{W'}{W} (1 - f) \text{ } ^\circ C \quad (2)$$

(Mitt. 121³)
Gl. 19b

2. Die laufende Windtemperatur (F_x vom Gaseintritt an gerechnet)

$$\vartheta' = \vartheta_1 - (\vartheta_1 - \vartheta'_1) \frac{1 - \frac{W}{W'} e^{-\frac{k_{m_x} F_x}{W} (1 - \frac{W}{W'})}}{1 - \frac{W}{W'} e^{-\frac{k_m F}{W} (1 - \frac{W}{W'})}} \text{ } ^\circ C \quad (3)$$

(Mitt. 121³)
Gl. 56

für $W = W'$ ist

$$\vartheta' = \vartheta_1 - (\vartheta_1 - \vartheta'_1) \frac{1 + \frac{k_{m_x} F_x}{W}}{1 + k_m \frac{W}{W}} \text{ } ^\circ C \quad (3a)$$

Die Heißwindtemperatur

$$\vartheta'_2 = \vartheta_1 - (\vartheta_1 - \vartheta'_1) f \text{ } ^\circ C \quad (4)$$

(Mitt. 121³)
Gl. 17b

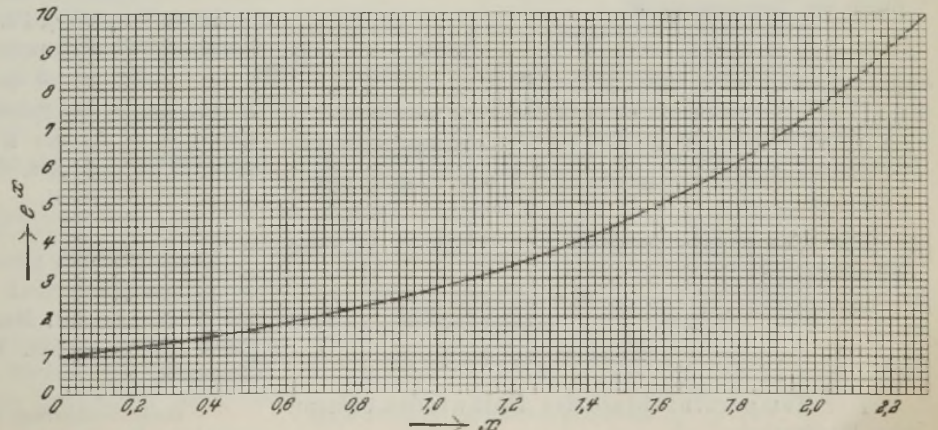


Abbildung 2. Die Funktion e^{+x} .

3. Die je m² Heizfläche ausgetauschten Wärmemengen.

Geht während der Dauer t der Gasperiode eine Wärmemenge q_p in kcal je m² vom Gas an die Steine über, so muß (unter Vernachlässigung der Strahlungs- und Leitungsverluste) die gleiche Wärmemenge q_p in der Windperiode von den Steinen an den Wind gehen; während der Dauer der Vollperiode t + t' wird also die Wärmemenge q_p zwischen Gas und Wind ausgetauscht. Dann ist

$$q_{hv} = \frac{q_p}{t + t'} \text{ kcal m}^2 \text{ h} \quad (5)$$

die Wärmemenge, die im Mittel über die Dauer der Vollperiode, bezogen auf eine Stunde, ausgetauscht wird. Die Kennzeichnung „im Mittel“ ist hinzugefügt, weil im Anfang der Gas- und Windperiode der auf die Zeiteinheit bezogene Wärmeübergang von Gas an Stein, bzw. von Stein an Wind am größten ist und im weiteren Verlauf der Gas- und Windperiode abnimmt; q_p ist der Durchschnittswert über die Vollperiode t + t'.

Die während der Gasperiode im Mittel je Stunde und m² an die Steine übergegangene Wärmemenge ist:

$$q = \frac{q_p}{t} \text{ kcal m}^2 \text{ h} \quad (6)$$

Die während der Windperiode im Mittel je Stunde und m² von den Steinen an den Wind übergegangene Wärmemenge ist:

$$q' = \frac{q_p}{t'} \text{ kcal m}^2 \text{ h} \quad (7)$$

dabei ist:

$$q_p = (t + t') k (\vartheta - \vartheta') \text{ kcal m}^2 \text{ Per} \quad (8)$$

Die Beziehungen des Abschnitts 3 gelten für jede beliebige Stelle des Regenerators.

4. Die zeitliche Temperaturänderung zwischen Anfang und Ende einer Teilperiode an beliebiger Stelle des Regenerators ist

$$\Delta \vartheta = \frac{q \cdot t}{W_s \cdot \left(1 + \frac{W_p}{\alpha F t}\right)} \text{ } ^\circ\text{C/Per} \quad (9)$$

$$\Delta \vartheta' = \frac{q' \cdot t'}{W_s \cdot \left(1 + \frac{W_p'}{\alpha' F t'}\right)} \text{ } ^\circ\text{C/Per} \quad (10)$$

(Mitt. 122¹⁾
(Gl. 8, 9)

Der Temperaturanstieg des Abgases während der Gasperiode

$$\Delta \vartheta_s = \frac{q_2 t}{W_s \left(1 + \frac{W_p}{\alpha F t}\right)} \text{ } ^\circ\text{C/Per} \quad (9a)$$

Der Temperaturabfall des Heißwindes während der Windperiode

$$\Delta \vartheta'_2 = \frac{q'_2 t'}{W_s \left(1 + \frac{W'_p}{\alpha' F t'}\right)} \text{ } ^\circ\text{C/Per} \quad (10a)$$

Die Temperaturänderung der Steinoberfläche

$$\Delta \vartheta_s = \frac{q t}{W_s} \quad (11)$$

oder

$$\Delta \vartheta_s = \frac{q' t'}{W_s} \quad (11a)$$

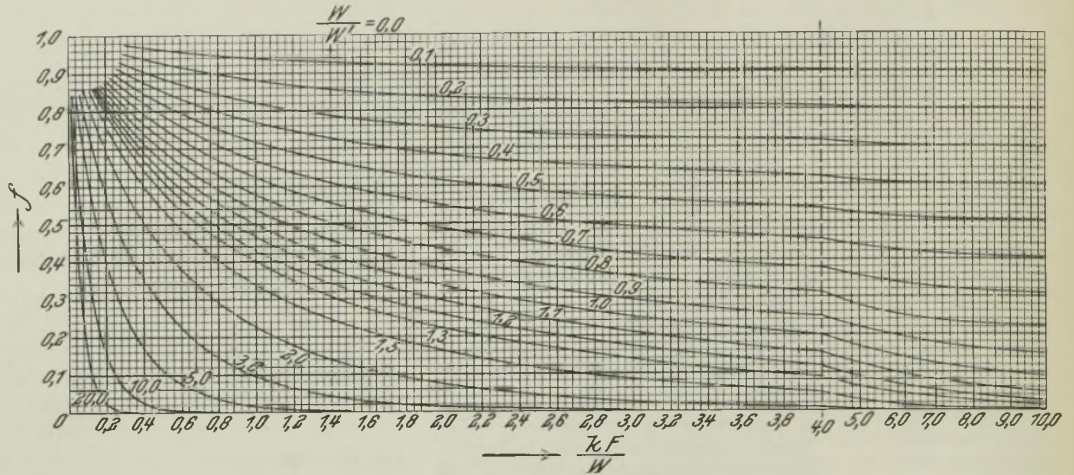


Abbildung 3. Der Ausdruck $f = \frac{1 - \frac{W}{W'}}{1 - \frac{W}{W'} e^{-\frac{k F}{W} \left(1 - \frac{W}{W'}\right)}}$

Hierbei ist

$$W_s = c \gamma \frac{\delta}{2} \eta_s \quad (12)$$

mit der Steinstärke

$$\delta = \frac{2 \times \text{gesamtes Steinvolumen}}{\text{gesamte Heizfläche}}$$

= $\frac{2 \times \text{Steingewicht}}{\text{Heizfläche} \times \text{spezifisches Gewicht der Steine}}$
und dem Ausnutzungsgrad des Steines

$$\eta_s = \frac{1}{1 + \frac{\delta^2}{4 \frac{\lambda}{c \gamma} (t + t')}} \quad (13)$$

Die Wärmeübertragung je m² und Periode q_p = q t = q' t' ist durch Gleichung 8 gegeben. [Ebenso ist q_p = q_{hv} (t + t').]

5. Die höchste und tiefste Temperatur während der Periode.

Nach Mitt. 119²⁾, Formel 6, ist die Gesamtänderung der Steinoberflächentemperatur in der Gas- oder Windperiode

$$\Delta \vartheta_s = \zeta (\vartheta_s - \vartheta'_s)$$

Hierbei ist ϑ_s die mittlere Oberflächentemperatur in der Gas- und ϑ'_s in der Windperiode (zeitliches Mittel); annähernd ist (vgl. Abb. 4)⁵⁾

$$\frac{\vartheta_s - \vartheta'_s}{2} = \vartheta_s - \frac{\vartheta_{s \max} + \vartheta_{s \min}}{2}$$

Diese Gleichung gilt streng, wenn der Anstieg der Gas-temperatur geometrisch ähnlich dem Abstieg der Windtemperatur verläuft. Man wird sie als praktisch genügend genau ansehen dürfen. Einsetzen von $\vartheta_s - \vartheta'_s$ in die erste Gleichung gibt

⁵⁾ Diese Annäherung gilt nicht für Anfangspunkt und Endpunkt des Regenerators.

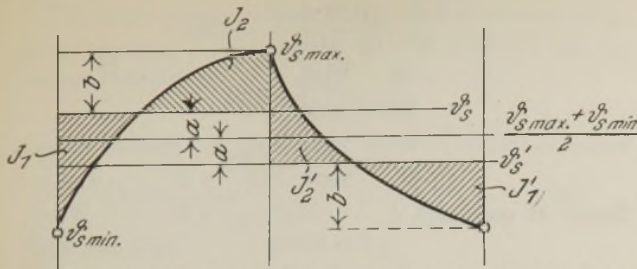


Abbildung 4. Zeitlicher Verlauf der Steinoberflächentemperatur in einer Periode.

$$\Delta \vartheta_s = 2 \zeta \left(\vartheta_s - \frac{\vartheta_{s \max} + \vartheta_{s \min}}{2} \right)$$

Nach Abb. 4 ist ferner

$$a = \vartheta_s - \frac{\vartheta_{s \max} + \vartheta_{s \min}}{2} = \frac{\Delta \vartheta_s}{2 \zeta} \text{ } ^\circ\text{C}$$

$$b = \frac{\Delta \vartheta}{2} - a$$

$$b = \frac{\Delta \vartheta_s}{2} \left(1 - \frac{1}{\zeta} \right) \text{ } ^\circ\text{C}$$

$$\vartheta_{s \max} = \vartheta_s + b = \vartheta_s + \frac{\Delta \vartheta_s}{2} \left(1 - \frac{1}{\zeta} \right) \text{ } ^\circ\text{C} \quad (14)$$

$$\vartheta_{s \min} = \vartheta_s - b - 2a = \vartheta_s - \frac{\Delta \vartheta_s}{2} \left(1 + \frac{1}{\zeta} \right) \text{ } ^\circ\text{C} \quad (15)$$

Die hier entwickelten Formeln gelten sowohl für die Gastemperatur als auch für die Wind- und die Steintemperatur. Die höchste Gastemperatur ist

$$\vartheta_{\max} = \vartheta + \frac{\Delta \vartheta}{2} \left(1 - \frac{1}{\zeta} \right) \text{ } ^\circ\text{C} \quad (16)$$

Die tiefste Gastemperatur ist

$$\vartheta_{\min} = \vartheta - \frac{\Delta \vartheta}{2} \left(1 + \frac{1}{\zeta} \right) \text{ } ^\circ\text{C} \quad (17)$$

Die höchste Windtemperatur ist

$$\vartheta'_{\max} = \vartheta' + \frac{\Delta \vartheta'}{2} \left(1 + \frac{1}{\zeta} \right) \text{ } ^\circ\text{C} \quad (18)$$

Die tiefste Windtemperatur am betrachteten Punkt ist schließlich

$$\vartheta'_{\min} = \vartheta' - \frac{\Delta \vartheta'}{2} \left(1 - \frac{1}{\zeta} \right) \text{ } ^\circ\text{C} \quad (19)$$

6. Der Temperaturverlauf während der Periode kann bisher nicht rechnerisch erfaßt werden; es ist jedoch die Höchsttemperatur ϑ_{\max} , die Tiefsttemperatur ϑ_{\min} und die mittlere Temperatur ϑ bekannt, sowohl für Gas als auch für Wind und für die Steine, und zwar für jede Stelle (Höhenlage) des Regenerators; aus diesen Anhaltspunkten ergibt sich aber bereits der ungefähre Verlauf der Temperaturen während der Periode. (In Abb. 4 muß $J_1 = J_2$ sein, bzw. $J'_1 = J'_2$; aus dieser Bedingung heraus kann man die ϑ_s -Kurve ziemlich eindeutig einzeichnen; das gleiche gilt für die ϑ - und ϑ' -Kurven.)

7. Die Wärmedurchgangszahl an beliebiger Stelle des Regenerators:

$$\frac{1}{k} = \frac{t + t'}{\alpha t} + \frac{t + t'}{\alpha' t'} + \frac{1}{\zeta} \left[\frac{2(t + t')}{c \gamma \delta} + \frac{\delta}{2 \lambda} \right] \frac{\text{m}^2 \text{h } ^\circ\text{C}}{\text{kcal}} \quad (20)$$

(Mitt. 119²)
Gl. 5b)

ζ ist ein Koeffizient, der für mittlere Verhältnisse mit etwa 3 angenommen werden kann. Rechnerische und versuchs-technische Arbeiten zur genaueren Ermittlung von ζ sind zur Zeit im Gange.

Wenn k mit der Heizfläche veränderlich ist (z. B. wenn α , infolge der Gasstrahlung, am Gaseintritt erheblich höher ist als am Gasaustritt), so kann für die Berechnung der mittleren Wärmedurchgangszahl über die gesamte Heizfläche für k mit genügender Annäherung das arithmetische Mittel der Wärmedurchgangszahlen am Anfang und am Ende des Regenerators genommen werden.

Für $t = t'$ wird:

$$\frac{1}{2k} = \frac{1}{\alpha} + \frac{1}{\alpha'} + \frac{1}{\zeta} \left[\frac{2t}{c \gamma \delta} + \frac{\delta}{4 \lambda} \right] \frac{\text{m}^2 \text{h } ^\circ\text{C}}{\text{kcal}} \quad (20a)$$

(Mitt. 119²)
Gl. 5b)

Für sehr kurze Umstellperioden (allgemein für $a = 4 \frac{\lambda}{c \gamma} \frac{t + t'}{\delta^2} < 1,7$) ist die Annäherung, mit der in Gleichung 20 und 20a der Verlauf von ϑ_s durch eine Näherungsgleichung ersetzt ist, ziemlich roh; es empfiehlt sich, für genauere Rechnungen die Werte von ϑ_s der Mitteilung 105, Abb. 7, gestrichelte Linie, zu entnehmen.

Die Gleichung 20 lautet dann (vgl. Mitteilung 119, Gleichung 5a)

$$\frac{1}{k} = (t + t') \left[\frac{1}{\alpha t} + \frac{1}{\alpha' t'} + \frac{2}{\zeta \vartheta_s c \gamma \delta} \right] \frac{\text{m}^2 \text{h } ^\circ\text{C}}{\text{kcal}} \quad (20b)$$

und Gleichung 20a lautet:

$$\frac{1}{2k} = \frac{1}{\alpha} + \frac{1}{\alpha'} + \frac{2t}{\zeta \vartheta_s c \gamma \delta} \frac{\text{m}^2 \text{h } ^\circ\text{C}}{\text{kcal}}$$

8. Die laufende Steintemperatur ergibt sich durch Gleichsetzen der Formeln 1a und 4a, Mitt. 119², zu:

$$\vartheta_s = \vartheta - \frac{k(t + t')(\vartheta - \vartheta')}{\alpha t} \quad (21)$$

und in der Windperiode

$$\vartheta'_s = \vartheta' + \frac{k(t + t')(\vartheta - \vartheta')}{\alpha' t'} \quad (22)$$

und für $t = t'$:

$$\vartheta_s = \vartheta - \frac{2k}{\alpha}(\vartheta - \vartheta') \quad (21a)$$

und in der Windperiode

$$\vartheta'_s = \vartheta' + \frac{2k}{\alpha'}(\vartheta - \vartheta') \quad (22a)$$

9. Der Heizflächenwirkungsgrad des Regenerators

$$\eta_2 = \frac{\text{wirklich übertragene Wärme}}{\text{höchstens übertragbare Wärme für } F = \infty}$$

$$\eta_2 = \frac{W'}{W_{\min}} (1 - f) \quad \left(\begin{array}{l} \text{Mitt. 121}^{3)} \\ \text{Gl. 35} \end{array} \right) \quad (23)$$

für $W = W'$ ist ⁶⁾:

$$\eta_2 = \frac{1}{1 + \frac{W}{k_m F}} \quad \left(\begin{array}{l} \text{Mitt. 121}^{3)} \\ \text{Gl. 32} \end{array} \right) \quad (23a)$$

10. Die je t Stein in 1 Periode ausgetauschte Wärmemenge ergibt sich durch Division der je m^2 und Periode ausgetauschten Wärmemenge q_p (Gleichung 8) mit dem auf 1 m^2 Heizfläche entfallenden Steingewicht $\frac{\delta}{2} \gamma$ zu

$$Q = \frac{2000 q_p}{\delta \gamma} \frac{\text{kcal}}{t \text{ Periode}} \quad (24)$$

Der Faktor 1000 tritt hinzu, weil die Wärmemenge sich nicht auf 1 kg , sondern auf 1 t bezieht.

⁶⁾ Diese Formel ist in Mitt. 121, Gl. 32 falsch wiedergegeben. Sie sei hiermit berichtigt: $\left(\frac{W}{k_m F} \text{ statt } \frac{k_m F}{W} \right)$.

B. Beispiel für die Berechnung und Erläuterungen.

1. Gesucht sind die Temperaturen.

Gegeben ist folgender Regenerator:

- Heizfläche $F = 1400 \text{ m}^2$
- Steingewicht der Gitterung $G = 110\,000 \text{ kg}$
- Spezifisches Gewicht des Steines $\gamma = 1900 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$
- Spezifische Wärme des „ $c = 0,25 \frac{\text{kcal}}{\text{kg} \cdot ^\circ\text{C}}$
- Wärmeleitzahl des „ $\lambda = 1,0 \frac{\text{kcal}}{\text{m h} \cdot ^\circ\text{C}}$
- Hieraus äquivalente Steinstärke $\delta = \frac{2 \cdot 110\,000}{1400 \cdot 1900} = 0,083 \text{ m}$
- Dauer der Heizperiode $t = 0,5 \text{ h}$
- „ „ Kühlperiode $t' = 0,5 \text{ h}$
- Eintrittstemperatur Gas $\vartheta_1 = 1400^\circ$
- „ „ Wind $\vartheta'_1 = 100^\circ$
- Gasmenge $V_p = 6000 \frac{\text{m}^3}{\text{Per}}$
- Windmenge $V'_p = 5000 \frac{\text{m}^3}{\text{Per}}$
- Spezifische Wärme des Gases $c_p = 0,35 \frac{\text{kcal}}{\text{m}^3 \cdot ^\circ\text{C}}$
- „ „ „ Windes $c'_p = 0,32 \frac{\text{kcal}}{\text{m}^3 \cdot ^\circ\text{C}}$

Hieraus Wasserwert des Gases $W_p = W = 6000 \cdot 0,35 = 2100 \frac{\text{kcal}}{^\circ\text{C}}$
 und Wasserwert des Windes $W'_p = W' = 5000 \cdot 0,32 = 1600 \frac{\text{kcal}}{^\circ\text{C}}$
 (W ist hier gleich W_p , weil die Vollperiode $t + t'$ gerade 1 h dauert.)

- Wärmeübergangszahl oben während der Gasperiode $\alpha = 25 \frac{\text{kcal}}{\text{m}^2 \text{ h} \cdot ^\circ\text{C}}$
- Wärmeübergangszahl oben während der Windperiode $\alpha' = 15 \frac{\text{kcal}}{\text{m}^2 \text{ h} \cdot ^\circ\text{C}}$
- Wärmeübergangszahl unten während der Windperiode $\alpha' = 10 \frac{\text{kcal}}{\text{m}^2 \text{ h} \cdot ^\circ\text{C}}$
- Wärmeübergangszahl unten während der Gasperiode $\alpha = 12 \frac{\text{kcal}}{\text{m}^2 \text{ h} \cdot ^\circ\text{C}}$

Die Wärmedurchgangszahlen und Kennwerte.

Zunächst ist immer die Wärmedurchgangszahl k zu berechnen. Nach Gleichung 20 ist

$$\frac{1}{k_{\text{oben}}} = \frac{0,5 + 0,5}{25 \cdot 0,5} + \frac{0,5 + 0,5}{15 \cdot 0,5} + \frac{1}{\left[\frac{2(0,5 + 0,5)}{0,25 \cdot 1900 \cdot 0,082} + \frac{0,083}{2 \cdot 1} \right]}$$

$$\frac{1}{k_{\text{oben}}} = 0,242; \quad k_{\text{oben}} = 4,13 \frac{\text{kcal}}{\text{m}^2 \text{ h} \cdot ^\circ\text{C}}$$

Ebenso ist:

$$\frac{1}{k_{\text{unten}}} = \frac{0,5 + 0,5}{12 \cdot 0,5} + \frac{0,5 + 0,5}{10 \cdot 0,5} + \frac{1}{\left[\frac{2(0,5 + 0,5)}{0,25 \cdot 1900 \cdot 0,083} + \frac{0,083}{2 \cdot 1} \right]}$$

$$\frac{1}{k_{\text{unten}}} = 0,397 \quad k_{\text{unten}} = 2,52.$$

Die mittlere Wärmedurchgangszahl ist also

$$k_m = \frac{4,13 + 2,52}{2} = 3,33 \frac{\text{kcal}}{\text{m}^2 \text{ h} \cdot ^\circ\text{C}}$$

Zur Berechnung der Temperaturen ist noch die Kenntnis

der Kennwerte $\frac{k F}{W}$, $\frac{W'}{W}$ und $\frac{W'}{W}$ notwendig. Es ist

$$\frac{k_m F}{W} = \frac{3,33 \cdot 1400}{2100} = 2,22$$

$$\frac{W}{W'} = \frac{2100}{1600} = 1,31$$

$$\frac{W'}{W} = \frac{1600}{2100} = 0,762$$

und

Damit ist nach Abb. 3

$$f = 0,195.$$

Die Abgas- und Heißwindtemperatur.

Nach Gleichung 2 ist somit die Abgastemperatur $\vartheta_2 = 1400 - (1400 - 100) \cdot 0,762 (1 - 0,195) = 603 \text{ }^\circ\text{C}$.

Die Heißwindtemperatur ist nach Gleichung 4

$$\vartheta'_2 = 1400 - 1300 \cdot 0,195 = 1146 \text{ }^\circ\text{C}.$$

In Wirklichkeit liegt sowohl die Heißwind- als auch die Abgastemperatur wegen der hier vernachlässigten Außenverluste etwas tiefer, und zwar meist in der Größenordnung von je 5 %.

Die laufenden Temperaturen.

Die laufende Gas-, Wind- und Steintemperatur wird am besten so ermittelt, daß außer den schon bekannten beiden Endpunkten noch zwei weitere Punkte im Innern des Regenerators berechnet und durch die so gefundenen Punkte Kurven gezogen werden. Wählt man diese beiden Punkte in ein und zwei Drittel Höhe der ganzen Heizfläche, so ist für ein Drittel Höhe in Gleichung 1 $F_x = \frac{1400}{3} = 467 \text{ m}^2$.

Als Wärmedurchgangszahl im Ausdruck $\frac{k F_x}{W}$ muß das Mittel über die Fläche F_x eingesetzt werden. Da hier überall geradliniger Verlauf der Wärmeüber- und Durchgangszahlen vorausgesetzt wird, findet man die gewünschten Mittelwerte am besten graphisch, indem man k_{oben} und k_{unten} nach Abb. 5 aufträgt und durch eine Gerade verbindet. Die Mitte gibt dann den Mittelwert von k , der zur ganzen Heizfläche F gehört, an. Dieser Wert ist 3,33. Da außerdem die zu den einzelnen Heizflächenstücken gehörenden Mittelwerte k_x gesucht sind, so hat man $k_m = 3,33$ über $F = 1400 \text{ m}^2$ einzutragen und mit k_{oben} zu verbinden. Die so entstehende oberste Gerade in Abb. 5 gibt den Verlauf der mittleren

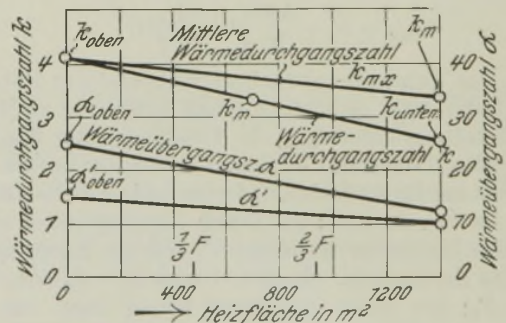


Abbildung 5. Geradliniger Verlauf der Wärmedurchgangs- und Wärmeübergangszahlen des Beispiels.

Wärmedurchgangszahl an. Gleichzeitig sind in Abb. 5 mit anderem Ordinatenmaßstab die Wärmeübergangszahlen eingetragen, deren Verlauf über die Heizfläche später noch gebraucht wird.

Für die Ebene in $\frac{1}{3} F = 467 \text{ m}^2$ Abstand von der Gitteroberkante ist nach Abb. 5 $k_{m \frac{1}{3}} = 3,88$ und somit in Gleichung 1 der Kennwert

$$\frac{k_{m \frac{1}{3}} \cdot F_x}{W} \left(1 - \frac{W}{W'} \right) = \frac{3,88 \cdot 467}{2100} (1 - 1,131) = -0,267.$$

Da dieser Kennwert negativ ist, wird der Exponent in der e-Funktion positiv, und es ist Abb. 2 für e^{+x} zu benutzen. Danach ist

$$e^{0,267} = 1,306.$$

Der im Nenner von Gleichung 1 stehende Ausdruck ist

$$\frac{k_m F}{W} \left(1 - \frac{W}{W'}\right) = \frac{3,33 \cdot 1400}{2100} (1 - 1,31) = -0,688.$$

Nach Abb. 2 ist

$$e^{0,688} = 1,990.$$

Somit ist die Gastemperatur in $\frac{1}{3}$ F Abstand vom Gaseintritt (Gitteroberkante) nach Gleichung 1

$$\vartheta_{\frac{1}{3}} = 1400 - 1300 \frac{1 - 1,306}{1 - 1,31 \cdot 1,990} = 1153 \text{ }^\circ\text{C}.$$

Zur Berechnung der Gastemperatur in $\frac{2}{3}$ F = 944 m² Abstand von Gitteroberkante ergibt sich

$$\frac{k_{mx} F_x}{W} \left(1 - \frac{W}{W'}\right) = \frac{3,60 \cdot 944}{2100} (1 - 1,31) = -0,501$$

und mit Abb. 2 und Gleichung 1

$$\vartheta_{\frac{2}{3}} = 1400 - 1300 \frac{1 - 1,65}{1 - 1,31 \cdot 1,99} = 875 \text{ }^\circ\text{C}.$$

Zur Berechnung der laufenden Windtemperatur sind nach Gleichung 3 die gewonnenen Zahlen zu benutzen und nur der Faktor $\frac{W}{W'}$ im Zähler hinzuzufügen. Die Windtemperatur in $\frac{1}{3}$ F Abstand vom Gaseintritt ist nach Gleichung 3

$$\vartheta'_{\frac{1}{3}} = 1400 - 1300 \frac{1 - 1,31 \cdot 1,306}{1 - 1,31 \cdot 1,990} = 828 \text{ }^\circ\text{C}.$$

Die Windtemperatur in $\frac{2}{3}$ F Abstand ist nach Gleichung 3

$$\vartheta'_{\frac{2}{3}} = 1400 - 1300 \frac{1 - 1,31 \cdot 1,65}{1 - 1,31 \cdot 1,99} = 462 \text{ }^\circ\text{C}.$$

Die Steintemperatur ist nach Gleichung 21 bis 22 a zu bestimmen. In diesen Gleichungen sind im Gegensatz zu den bisher berechneten Gleichungen k , α und α' nicht Mittelwerte, sondern die an dem betrachteten Punkt herrschenden Werte. Nach Gleichung 21 ist an der Gitterwerksoberkante die Steintemperatur in der Gasperiode

$$\vartheta_{s1} = 1400 - \frac{4,13 \cdot 1 (1400 - 1146)}{25 \cdot 0,5} = 1316 \text{ }^\circ\text{C}.$$

In $\frac{1}{3}$ F Abstand vom Gaseintritt ist nach Gleichung 21 die Steintemperatur (k und α aus Abb. 5)

$$\vartheta_{s\frac{1}{3}} = 1153 - \frac{3,6 \cdot 1 (1153 - 828)}{21 \cdot 0,5} = 1042 \text{ }^\circ\text{C}.$$

In $\frac{2}{3}$ F Abstand ist die Steintemperatur nach Gleichung 21 (k und α aus Abb. 5)

$$\vartheta_{s\frac{2}{3}} = 875 - \frac{3,05 \cdot 1 (875 - 462)}{16 \cdot 0,5} = 718 \text{ }^\circ\text{C}.$$

Am Ende der Heizfläche ist die Steintemperatur nach Gleichung 21

$$\vartheta_{s2} = 603 - \frac{2,53 \cdot 1 (603 - 100)}{12 \cdot 0,5} = 390 \text{ }^\circ\text{C}.$$

Die bisher berechneten Temperaturen reichen aus, um ein genaues Bild über den mittleren Temperaturverlauf im Regenerator zu geben. Sie sind in Abb. 6 wiedergegeben.

Die spezifische Wärmeübertragung.

Mit Hilfe der gefundenen Temperaturen und der Gleichungen 5 bis 8 kann man ohne weiteres die spezifische Wärmeübertragung, d. h. die je m² und Stunde ausgetauschte Wärmemenge („Heizflächenleistung“) bestimmen. In Gleichung 8 ist dabei als Wärmedurchgangszahl die an dem betreffenden Punkt herrschende zu verwenden. Nach Gleichung 8 und Abb. 5 und 6 ist die Heizflächenleistung der Periode an der Oberkante des Gitters

$$q_{p1} = (0,5 + 0,5) 4,13 \cdot (1400 - 1146) = 1050 \text{ kcal/m}^2 \text{ Per.}$$

In $\frac{1}{3}$ F Abstand ist nach Gleichung 8

$$\text{und Abb. 5 und 6 } q_{p\frac{1}{3}} = (0,5 + 0,5) \cdot 3,59$$

$$(1153 - 828) = 1169 \text{ kcal/m}^2 \text{ Per.}$$

In $\frac{2}{3}$ F Abstand vom Gaseintritt ist nach Gleichung 8 und Abb. 5 und 6 die Heizflächenleistung

$$q_{p\frac{2}{3}} = (0,5 + 0,5) \cdot 3,04 (875 - 462)$$

= 1256 kcal/m² Per. An der Unterkante des Gitterwerks ist die Wärmeübertragung je Periode

$$q_{p2} = (0,5 + 0,5) \cdot 2,53 (603 - 1008)$$

$$= 1271 \text{ kcal/m}^2 \text{ Per.}$$

Da die Vollperiode gerade 1 h dauert, so stellen die gefundenen Werte gleichzeitig die je h Vollperiode und m² ausgetauschte Wärmemenge q_{hv} dar (Gl. 5). Von Bedeutung ist ferner die in einer als Halbperiode gedachten Stunde übertragene Wärmemenge, die die spezifische Wärmeübertragung im engeren Sinne darstellt. Diese Wärmeübertragung wird hier mit q bzw. q' bezeichnet und gibt die Wärmemenge wieder, die wirklich von 1 m² Heizfläche in 1 h abgegeben oder aufgenommen wird. Diese Wärmemengen sind nach Gleichung 6

$$q_1 = \frac{q_{p1}}{t} = \frac{1050}{0,5} = 2100 \text{ kcal/m}^2 \text{ h}$$

$$q_{\frac{1}{3}} = \frac{1169}{0,5} = 2340 \text{ kcal/m}^2 \text{ h}$$

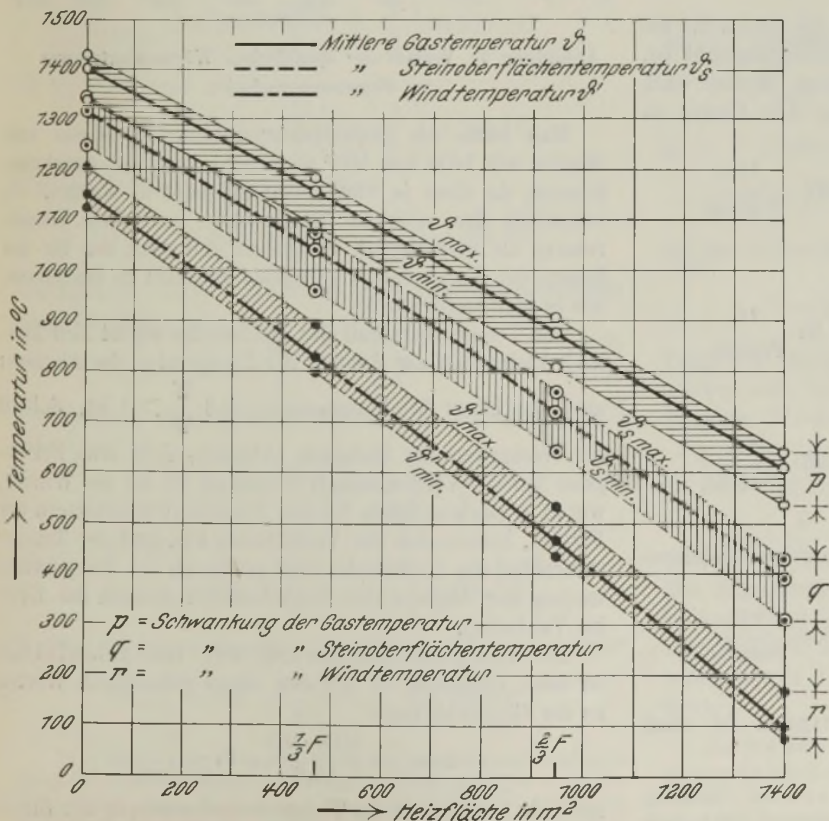


Abbildung 6. Verlaufsdiagramm der Temperaturen im Regenerator.

$$q_3' = \frac{1256}{0,5} = 2510 \text{ kcal/m}^2 \text{ h}$$

$$q_2 = \frac{1271}{0,5} = 2540 \text{ kcal/m}^2 \text{ h}$$

Da die Gas- und Windperiode hier gleich lang ist, so sind auch die Heizflächenleistungen in den beiden Halbperioden gleich, also $q = q'$. Trägt man die gefundenen Zahlen über der Heizfläche F_x auf, so ergibt sich *Abb. 7*. Das Bild zeigt, daß die Wärmeübertragung nach unten hin zunimmt, daß also gerade die kühlen Teile des Regenerators am stärksten arbeiten. Dieser Fall tritt immer dann ein, wenn der Wasserwert des Windes kleiner als der des Heizgases, also $\frac{W}{W'} > 1$, ist und die Wärmedurchgangszahl nicht allzu sehr mit sinkender Temperatur abnimmt.

Die zeitliche Aenderung der Temperaturen.

Die bisher berechneten Temperaturen bezogen sich stets auf das zeitliche Mittel der Periode.

Von besonderer Bedeutung ist dabei die Kenntnis des Temperaturabfalls des Heißwindes und des Temperaturanstiegs des Abgases in 1 Periode. Um nach Gleichung 9 a den Temperaturanstieg des Abgases berechnen zu können, muß der Wasserwert von 1 m² Heizfläche W_s bekannt sein. Zu seiner Berechnung ist zunächst der Ausnutzungsgrad des Steines η_s zu bestimmen. Nach Gleichung 13 ist⁷⁾

$$\eta_s = \frac{1}{1 + \frac{0,083^2}{4 \cdot 0,25 \cdot 1900 (0,5 + 0,5)}} = 0,55$$

Damit wird der ausgenutzte Wasserwert von 1 m² Heizfläche (Gleichung 12)

$$W_s = 0,25 \cdot 1900 \cdot \frac{0,083}{2} \cdot 0,55 = 10,8 \text{ kcal/m}^2 \text{ }^\circ\text{C}$$

Beachtet man noch, daß in Gleichung 9 bis 10 a α die am betrachteten Punkt herrschende Wärmeübergangszahl ist, so ergibt sich mit den bisher gefundenen Werten nach Gleichung 9 a der Temperaturanstieg des Gases an der Gitteroberkante

$$\Delta \vartheta_1 = \frac{2100 \cdot 0,5}{10,8 \left(1 + \frac{2100}{25 \cdot 1400 \cdot 0,5}\right)} = 87 \text{ }^\circ\text{C/Periode}$$

In $\frac{1}{3}$ F Abstand ist

$$\Delta \vartheta_{\frac{1}{3}} = \frac{2340 \cdot 0,5}{10,8 \left(1 + \frac{2100}{21 \cdot 1400 \cdot 0,5}\right)} = 95 \text{ }^\circ\text{C/Periode}$$

in $\frac{2}{3}$ F Abstand ist

$$\Delta \vartheta_{\frac{2}{3}} = \frac{2510 \cdot 0,5}{10,8 \left(1 + \frac{2100}{16 \cdot 1400 \cdot 0,5}\right)} = 98 \text{ }^\circ\text{C/Periode}$$

An der Gitterunterkante ist die Aenderung der Gastemperatur (Abgas) in der Gasperiode

$$\Delta \vartheta_2 = \frac{2540 \cdot 0,5}{10,8 \left(1 + \frac{2100}{12 \cdot 1400 \cdot 0,5}\right)} = 94 \text{ }^\circ\text{C/Periode}$$

Der Temperaturabfall des Heißwindes ist nach Gleichung 10 a

$$\Delta \vartheta'_2 = \frac{2100 \cdot 0,5}{10,8 \left(1 + \frac{1600}{15 \cdot 1400 \cdot 0,5}\right)} = 84 \text{ }^\circ\text{C/Periode}$$

In $\frac{1}{3}$ F Abstand ist

$$\Delta \vartheta'_{\frac{1}{3}} = \frac{2340 \cdot 0,5}{10,8 \left(1 + \frac{1600}{13 \cdot 1400 \cdot 0,5}\right)} = 92 \text{ }^\circ\text{C/Periode}$$

In $\frac{2}{3}$ F Abstand ist

$$\Delta \vartheta'_{\frac{2}{3}} = \frac{2510 \cdot 0,5}{10,8 \left(1 + \frac{1600}{11,5 \cdot 1400 \cdot 0,5}\right)} = 97 \text{ }^\circ\text{C}$$

Am Eintrittsende des Kaltwindes ist

$$\Delta \vartheta'_1 = \frac{2540 \cdot 0,5}{10,8 \left(1 + \frac{1600}{10 \cdot 1400 \cdot 0,5}\right)} = 96 \text{ }^\circ\text{C}$$

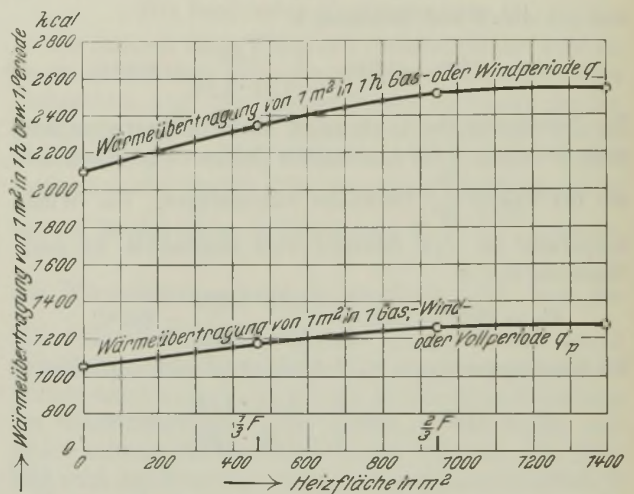


Abbildung 7. Verlauf der spezifischen Wärmeübertragung im Regeneratorbeispiel.

Man hätte die Eintrittstemperaturen des Gases und Windes mit 1400 und 100° auch unveränderlich annehmen können, da diese ja von außen aufgedrückt werden. Es entspricht aber mehr der Wirklichkeit, auch diese Temperaturen als veränderlich anzusehen und nach den für das Innere des Regenerators geltenden Formeln zu berechnen, wie es hier geschehen ist.

Der Temperaturabfall des Heißwindes ergibt sich hier nach kleiner als der Anstieg der Temperatur des Abgases; auch das hängt damit zusammen, daß $\frac{W}{W'} > 1$ ist. Sobald

der Wasserwert des Heizgases (Abgases, nicht etwa Frischgases vor der Verbrennung!) kleiner ist als der des Windes, wie es in starkem Maße bei den Hochofenwinderhitzern der Fall ist, kehren sich die Verhältnisse um, und der Temperaturabfall des Heißwindes wird größer als der Temperaturanstieg des Abgases (bei Hochofenwinderhitzern das Drei- bis Vierfache).

Die Temperaturänderung der Steinoberfläche ist nach Gleichung 11 mit den schon gefundenen Werten an der Gitteroberkante

$$\Delta \vartheta_{s1} = \frac{2100 \cdot 0,5}{10,8} = 97 \text{ }^\circ\text{C/Periode}$$

In $\frac{1}{3}$ F Abstand ist die Temperaturschwankung der Steinoberfläche

⁷⁾ Für kleinere Werte von η_s als 0,55 wird die Gleichung ungenau, und es empfiehlt sich die genaue Bestimmung von η_s nach *Abb. 7, Mitt. Wärmestelle V. d. Eisenh. Nr. 105 (1927) S. 56.*

$$\Delta \vartheta_{s_1} = \frac{2340 \cdot 0,5}{10,8} = 108 \frac{^\circ\text{C}}{\text{Periode}}$$

In $\frac{2}{3}$ F Abstand ist sie

$$\Delta \vartheta_{s_2} = \frac{2510 \cdot 0,5}{10,8} = 116 \frac{^\circ\text{C}}{\text{Periode}}$$

An der Gitterunterkante wird

$$\Delta \vartheta_{s_2} = \frac{2540 \cdot 0,5}{10,8} = 118 \frac{^\circ\text{C}}{\text{Periode}}$$

Die Höchst- und Tiefsttemperaturen.

Nach Gleichung 14 ist die Höchsttemperatur der Stein-
oberfläche am Gaseintrittsende mit $\zeta = 3^8$)

$$\vartheta_{s_{\max 1}} = 1316 + \frac{97}{2} \left(1 - \frac{1}{3}\right) = 1348 \text{ } ^\circ\text{C.}$$

In $\frac{1}{3}$ F Abstand ist sie

$$\vartheta_{s_{\max \frac{1}{3}}} = 1042 + \frac{108}{2} \left(1 - \frac{1}{3}\right) = 1078 \text{ } ^\circ\text{C.}$$

Und $\frac{2}{3}$ F Abstand wird

$$\vartheta_{s_{\max \frac{2}{3}}} = 718 + \frac{116}{2} \left(1 - \frac{1}{3}\right) = 757 \text{ } ^\circ\text{C.}$$

Am Gasaustrittsende ist die Höchsttemperatur der Stein-
oberfläche

$$\vartheta_{s_{\max 2}} = 390 + \frac{118}{2} \left(1 - \frac{1}{3}\right) = 429 \text{ } ^\circ\text{C.}$$

Die tiefste Temperatur der Steinoberfläche (sie wird am
Ende der Windperiode = Anfang der Gasperiode erreicht)
ist an der Gitteroberkante nach Gleichung 15

$$\vartheta_{s_{\min 1}} = 1316 - \frac{97}{2} \left(1 + \frac{1}{3}\right) = 1251 \text{ } ^\circ\text{C.}$$

Die tiefste Temperatur der Steinoberfläche in $\frac{1}{3}$ F Abstand
von der Oberkante ist nach Gleichung 15

$$\vartheta_{s_{\min \frac{1}{3}}} = 1042 - \frac{108}{2} \left(1 + \frac{1}{3}\right) = 970 \text{ } ^\circ\text{C.}$$

In $\frac{2}{3}$ F Abstand

$$\vartheta_{s_{\min \frac{2}{3}}} = 718 - \frac{116}{2} \left(1 + \frac{1}{3}\right) = 641 \text{ } ^\circ\text{C.}$$

Und an der Gitterunterkante wird

$$\vartheta_{s_{\min 2}} = 390 - \frac{118}{2} \left(1 + \frac{1}{3}\right) = 311 \text{ } ^\circ\text{C.}$$

Die höchste Gastemperatur ist an der Gitteroberkante
nach Gleichung 16

$$\vartheta_{\max 1} = 1400 + \frac{87}{2} \left(1 - \frac{1}{3}\right) = 1429 \text{ } ^\circ\text{C.}$$

Die höchste Gastemperatur ist in $\frac{1}{3}$ F Abstand nach
Gleichung 16

$$\vartheta_{\max \frac{1}{3}} = 1153 + \frac{95}{2} \left(1 - \frac{1}{3}\right) = 1185 \text{ } ^\circ\text{C.}$$

in $\frac{2}{3}$ F Abstand ist

$$\vartheta_{\max \frac{2}{3}} = 875 + \frac{98}{2} \left(1 - \frac{1}{3}\right) = 908 \text{ } ^\circ\text{C.}$$

An der Gitterunterkante ist die höchste Abgastemperatur

$$\vartheta_{\max 2} = 603 + \frac{94}{2} \left(1 - \frac{1}{3}\right) = 634 \text{ } ^\circ\text{C.}$$

Die tiefste Gastemperatur ist an der Gitteroberkante
nach Gleichung 17

$$\vartheta_{\min 1} = 1400 - \frac{87}{2} \left(1 + \frac{1}{3}\right) = 1342 \text{ } ^\circ\text{C.}$$

In $\frac{1}{3}$ F Abstand ist

$$\vartheta_{\min \frac{1}{3}} = 1153 - \frac{95}{2} \left(1 + \frac{1}{3}\right) = 1090 \text{ } ^\circ\text{C.}$$

In $\frac{2}{3}$ F Abstand ist

$$\vartheta_{\min \frac{2}{3}} = 875 - \frac{98}{2} \left(1 + \frac{1}{3}\right) = 810 \text{ } ^\circ\text{C.}$$

Die tiefste Abgastemperatur ist schließlich

$$\vartheta_{\min 2} = 603 - \frac{94}{2} \left(1 + \frac{1}{3}\right) = 540 \text{ } ^\circ\text{C.}$$

Die höchsten Windtemperaturen ergeben sich aus
Gleichung 18. Danach ist die höchste Heißwindtem-
peratur (Gitteroberkante)

$$\vartheta'_{\max 1} = 1146 + \frac{84}{2} \left(1 + \frac{1}{3}\right) = 1202 \text{ } ^\circ\text{C.}$$

In $\frac{1}{3}$ F Abstand ist

$$\vartheta'_{\max \frac{1}{3}} = 828 + \frac{92}{2} \left(1 + \frac{1}{3}\right) = 889 \text{ } ^\circ\text{C.}$$

In $\frac{2}{3}$ F Abstand ist

$$\vartheta'_{\max \frac{2}{3}} = 462 + \frac{97}{2} \left(1 + \frac{1}{3}\right) = 527 \text{ } ^\circ\text{C.}$$

Am Eintrittsende des Kaltwindes ist

$$\vartheta'_{\max 2} = 100 + \frac{96}{2} \left(1 + \frac{1}{3}\right) = 164 \text{ } ^\circ\text{C.}$$

Die tiefsten Windtemperaturen ergeben sich aus Gleichung 19. Danach ist die tiefste Heißwindtemperatur

$$\vartheta'_{\min 1} = 1146 - \frac{84}{2} \left(1 - \frac{1}{3}\right) = 1118 \text{ } ^\circ\text{C.}$$

In $\frac{1}{3}$ F Abstand ist die tiefste Windtemperatur

$$\vartheta'_{\min \frac{1}{3}} = 828 - \frac{92}{2} \left(1 - \frac{1}{3}\right) = 797 \text{ } ^\circ\text{C.}$$

In $\frac{2}{3}$ F Abstand ist

$$\vartheta'_{\min \frac{2}{3}} = 462 - \frac{97}{2} \left(1 - \frac{1}{3}\right) = 430 \text{ } ^\circ\text{C.}$$

An der Gitterunterkante ist

$$\vartheta'_{\min 2} = 100 - \frac{96}{2} \left(1 - \frac{1}{3}\right) = 68 \text{ } ^\circ\text{C.}$$

Trägt man die gefundenen Temperaturen in *Abb. 6* ein, so
ergeben sich die schraffierten Gebiete der Schwankungen
der Gas-, Wind- und Steintemperaturen.

Der Heizflächenwirkungsgrad des Regenerators
ist nach Gleichung 23

$$\eta_2 = \frac{W'}{W_{\min}} (1 - f) = \frac{1600}{1600} (1 - 0,195) = 0,805.$$

Der Regenerator ist hiernach genügend groß. Ein höherer
Wirkungsgrad als etwa $\eta_2 = 0,85$ ist im allgemeinen nicht
wirtschaftlich, da ein solcher Wirkungsgrad nur durch über-
mäßig starke Vermehrung der Heizfläche erreicht werden
kann.

Die je t Steingewicht in 1 Periode ausgetauschte Wärme-
menge ist nach Gleichung 24 am Gaseintritt

$$Q_1 = \frac{2000 \cdot 1050}{0,083 \cdot 1900} = 13\,320 \frac{\text{kcal}}{\text{t} \cdot \text{Periode}}$$

⁸⁾ ζ bleibt über die ganze Höhe des Regenerators nicht ganz
gleich. Für den eintretenden Gas- und Windstrom ist $\zeta = 1$. Ander-
seits wirkt aber die vor und hinter dem Gitterwerk liegende
Heizfläche (Wandflächen und Kanäle) auf Gas und Luft ein und
bewirkt dadurch, daß beim Eintritt ins Gitterwerk $\zeta > 1$ wird.

Am Gasaustrittsende des Gitterwerks ist die je t Stein ausgetauschte Wärmemenge

$$Q_2 = \frac{2000 \cdot 1271}{0,083 \cdot 1900} = 16120 \frac{\text{kcal}}{\text{t} \cdot \text{Periode}}$$

2. Gesucht ist die Heizfläche.

Welche Heizfläche muß dem vorstehenden Regenerator gegeben werden, damit man eine mittlere Luftvorwärmung von 1250° erreicht?

Sobald die Heizfläche gesucht ist, muß entweder eine der gewünschten Temperaturen, meist die Heißwind- oder die Abgastemperatur oder der Wirkungsgrad η_2 gegeben sein.

Zur Berechnung der Heizfläche dient dann entweder Gleichung 2 oder 4 oder Gleichung 23. Aus einer dieser Gleichungen ist dann f zu bestimmen. Hier ist nach Gleichung 4

$$1250 = 1400 - 1300 \cdot f.$$

Daraus wird

$$f = 0,115.$$

Da der Ausdruck $\frac{W}{W'}$ mit 1,31 bekannt ist, ergibt sich aus

$$\text{Abb. 3 mit } f = 0,115, \frac{W}{W'} = 1,31 \text{ der Kennwert}$$

$$\frac{kF}{W} = 3,32.$$

An den Bericht schloß sich folgende Erörterung an.

H. Bansen, Rheinhausen: Bei der Frage der Entwicklung unserer Kenntnis vom Regenerator möchte ich die grundlegenden Arbeiten von Herrn Heiligenstaedt nicht vergessen. Zur Klärung der noch offenen Fragen kann meines Erachtens gar nicht genug gearbeitet werden. Ich begrüße es deshalb außerordentlich, daß sich der Vortragende und Herr Schack der mühevollen Arbeit unterzogen haben, durch Einführung des ζ -Wertes zu einfachen Rechnungsarten zu kommen.

Was ich hier vorbringen möchte, sind nur einige Ueberlegungen, die wir angestellt haben, als wir — Herr Vollmacher und ich — uns mit den heute vorgetragenen Ausführungen beschäftigt haben. Sie dienen vielleicht dazu, gewisse Zweifel zu beseitigen.

In seinem ersten Bericht hat Herr Rummel mit Q die Wärmemenge bezeichnet, die je m² und Stunde in der Gasperiode übertragen wird, mit Q' die Wärmemenge, die in der Windperiode je m² und Stunde übertragen wird, und mit Q_p die Wärmemenge je m² und Stunde, die in einer Vollperiode ausgetauscht wird. Unter Ω versteht Herr Rummel die Wärmemenge je m² in einer Teilperiode und auch einer Vollperiode. Seine Rechnungen gehen von der Voraussetzung aus, daß:

$$\Omega = Qt = Q't' = Q_p(t + t')$$

Unsere Ueberlegungen gehen dahin, daß die in einer Vollperiode ausgetauschte Wärmemenge gleich der Summe aus der in den Einzelperioden übertragenen Wärmemengen ist; es ist deshalb:

$$\begin{aligned} \Omega &= Qt = Q't' \text{ und} \\ 2\Omega &= Qt + Q't' = Q_p(t + t'). \end{aligned}$$

Die einfachste Erklärung für die Richtigkeit dieser Gleichung gibt mir das für eine überschlägige Regeneratorberechnung übliche Rechenverfahren. Angenommen, man will x m³ Luft auf eine bestimmte Temperatur erwärmen, dann dividiert man diese Wärmemenge durch die Heizfläche und erhält das, was man Heizflächenleistung nennt. Obgleich man nun beim Regenerator eine halbe Stunde aufheizt, nimmt man in der Rechnung doch die Wärmemenge, die in einer Stunde durch die Luft aufgenommen wird, das ist also die Wärmemenge einer Vollperiode, die doppelt so groß ist wie die Wärmemenge in einer Teilperiode, beim Aufheizen oder Entheizen.

Auf Grund dieser Ueberlegung läßt sich dann auch im Grenzfalle die Formel für den Regenerator in die Rekuperatorformel überführen. Betrachten wir die Heizfläche und die Wandstärke des Regenerators im Hinblick auf die Funktionen des Regenerators als Rekuperator, so dürfen wir nicht $\frac{\delta}{2}$ als Steinstärke in die Formel für die Wärmeaustauschzahl setzen, sondern müssen δ

Daraus

$$F = \frac{W \cdot 3,32}{k}$$

und mit den schon bekannten Werten die gesuchte Heizfläche zu

$$F = \frac{2100 \cdot 3,32}{3,33} = \text{rd. } 2100 \text{ m}^2.$$

Um die Luftvorwärmung um 100° = 9% zu steigern, ist also die große Vermehrung der Heizfläche um 700 m² = 50% notwendig. Dies liegt, wie man leicht ausrechnet, an einer zu starken Steigerung des Wirkungsgrades der Heizfläche. Dieser ist im vorliegenden Fall nach Gleichung 21

$$\eta_2 = \frac{1600}{1600} (1 - 0,115) = 0,885$$

also schon übertrieben hoch. Eine wesentlich stärkere Wirkung als die Vermehrung der Heizfläche oder, was dasselbe bedeutet, Steigerung der Wärmedurchgangszahl, hätte im vorliegenden Fall eine Steigerung der Gaseintrittstemperatur.

Zusammenfassung.

Auf Grund von Sonderveröffentlichungen werden die Gleichungen für die Berechnung der Temperaturen und der ausgetauschten Wärmemengen von Wärmespeichern übersichtlich zusammengestellt; ferner wird der Berechnungsgang an einem Beispiel ausführlich erläutert.

einsetzen, da beim Aufheizen die Wärme um $\frac{\delta}{2}$ in den Stein eindringt und um $\frac{\delta}{2}$ beim Entheizen die Wärmemenge an den Wind abgegeben wird, so daß wie beim Rekuperator die Wärme durch $\frac{\delta}{2} + \frac{\delta}{2} = \delta$ in einer Vollperiode durch die Wand hindurchgeht. Man erhält in Anlehnung an die Ableitung von Dr. Jung Rummel folgende Formel für die Wärmedurchgangszahl bei verschiedenen langen Umstellzeiten:

$$\frac{1}{k} = \frac{t + t'}{2\alpha t} + \frac{t + t'}{2\alpha' t'} + \zeta \left[\frac{t + t'}{c\gamma\delta} + \frac{\delta}{\lambda} \right] \text{ kcal/m}^2 \text{ h } ^\circ\text{C.}$$

Bei gleichen Umstellzeiten vereinfacht sich die Formel; es ist dann:

$$\frac{1}{k} = \frac{1}{\alpha} + \frac{1}{\alpha'} + \zeta \left[\frac{2t}{c\gamma\delta} + \frac{\delta}{\lambda} \right] \text{ kcal/m}^2 \text{ h } ^\circ\text{C.}$$

Diese Formel läßt sich in die Rekuperatorformel überführen, wenn die Umstellzeit $t = 0$ und der Wert ζ sich 1 nähert.

ζ soll doch das Verhältnis der größten Temperaturschwankung des Steines zur mittleren Temperaturschwankung, also

$$\frac{\vartheta_{c \text{ max}} - \vartheta_{c \text{ min}}}{\vartheta_s - \vartheta'_s} = \zeta \text{ sein.}$$

Beim Rekuperator ist aber das größte Temperaturgefälle gleich dem mittleren, so daß in diesem Falle ζ gleich 1 ist und die Regeneratorformel entsprechend der Rekuperatorformel ist:

$$\frac{1}{k} = \frac{1}{\alpha} + \frac{1}{\alpha'} + \frac{\delta}{\lambda}$$

Dadurch, daß man so die Regeneratorformel in die Rekuperatorformel überführen kann, müssen auch die vorhergehenden Ueberlegungen und Annahmen richtig sein, und die ausgetauschte Wärmemenge in einer Vollperiode muß doppelt so groß sein wie die Wärmemenge in einer Teilperiode.

Drittens haben wir uns zu fragen, auf welche Fläche die Wärmedurchgangszahl zu beziehen ist. Berechnet man einen Rekuperator, so stößt man auf gewisse Schwierigkeiten. Der Rekuperator wird viel zu groß, wenn man die von den Rauchgasen berührte Heizfläche so groß wie die aus der Rechnung mit der Wärmedurchgangszahl sich ergebende Wandfläche macht. Andererseits stellt man rechnerisch eine viel zu große Wärmedurchgangszahl fest, wenn man den im Betriebe ermittelten Wärmeumsatz eines Rekuperators rechnerisch auf die rauchgasberührte Fläche als Heizfläche bezieht. Wie aus der Formel für die Wärmedurchgangszahl hervorgeht

$$\frac{1}{kF_D} = \frac{1}{\alpha F_R} + \frac{1}{\alpha' F_L} + \frac{1}{\varphi F_D}$$

bezieht sich k auf die Fläche des Wärmedurchganges, die beim üblichen Rekuperator das arithmetische Mittel aus Aufheiz- und Entheizfläche ist. Falls man k auf die Aufheizfläche bzw. Entheizfläche beziehen wollte, so wäre es deshalb erforderlich, diesen k -Wert mit einem Faktor zu multiplizieren, um zu den richtigen Oberflächenbelastungen zu kommen.

Die Wärmedurchgangsfläche ist also eine errechnete Größe, die sich im allgemeinen beim Rekuperator aus der halben Summe von Heizfläche und Entheizfläche ergibt und die in gleichem Abstände von den beiden Heizflächen gedacht ist. Beim Regenerator ist die Oberfläche des Gitterwerks Aufheiz- und Entheizfläche, und die Wärmedurchgangsfläche ist in diesem Falle nicht gleich der halben Summe der beiden Flächen, sondern sie, wie auch ihr Abstand von der Oberfläche des Gitterwerks, streben Größen zu, die in Abhängigkeit von der Wärmedurchgangszahl und dem Temperaturgefälle zwischen Gas und Luft stehen.

Das sind die Gedankengänge, die uns aufgetaucht sind, als wir uns mit den Ausführungen von Dr.-Ing. Rummel beschäftigten.

K. Rummel, Düsseldorf: Die Abweichungen zwischen der Wärmedurchgangszahl von Herrn Bansen und Herrn Vollmacher einerseits und den unserigen andererseits sind nur scheinbar. Tatsächlich ergeben beide Wärmedurchgangszahlen die gleichen Heizflächen und Temperaturen. Der Unterschied besteht lediglich in der Dimension von k , also im Maßsystem. Wenn man in cm statt in m mißt, wird das Ergebnis 100mal so groß; wenn man nach Bansen und Vollmacher mißt, wird k zweimal so groß wie bei unserer Rechnung. Welches Maßsystem man wählt, ist aber gleichgültig. Man könnte sogar ein drittes Maßsystem wählen, d. h. k überhaupt nicht auf die Stunde, sondern auf die Periode beziehen (Heiligenstaedts ε -Wert) und würde trotzdem die gleichen Rechnungsergebnisse erzielen; nur muß man dann auch den Wasserwert W (d. h. die in diesem enthaltene Gasmenge V) auf die Periode beziehen. Das Ergebnis bleibt immer dasselbe, da in den Formeln nicht k allein, sondern stets $\frac{k}{W}$ auftritt.

Bezieht man nicht auf die Periode, sondern auf die Stunde, so gibt es hierfür zwei Möglichkeiten, die eine von beiden haben Herr Bansen und Herr Vollmacher und die andere haben wir gewählt:

1. Wenn in der Gasperiode von der Dauer t Stunden die Gasmenge V m³ zugeführt wird, dann kann man sagen, es wird je Stunde Gasperiode V/t m³ zugeführt (Bansen und Vollmacher).
2. Wenn in der Vollperiode von der Dauer $2t$ (gleiche Dauer von Gas- und Windperiode) die Gasmenge V m³ zugeführt wird, dann kann man sagen, daß je Stunde Vollperiode $\frac{V}{2t}$ m³ zugeführt hat (Rummel und Schack).

Die Dimension nach Bansen und Vollmacher ist demnach: je Stunde Gasperiode, und die Dimension im vorliegenden Bericht je Stunde Vollperiode.

Der Unterschied bezieht sich sowohl auf V als auch auf W und auf k . Daher bleibt auch $\frac{k}{W}$ unverändert.

Wir hielten es für zweckmäßiger, die Dimension auf die Stunde Vollperiode zu beziehen, weil die Stunde Vollperiode zugleich die Betriebsstunde des Regenerators ist und sich die entsprechenden Begriffe beim Rekuperator auch auf die Betriebsstunde beziehen; ferner ergibt sich, sobald Gas- und Windperiode verschieden lang sind, beim Bezug von k auf die Stunde Gasperiode für den gleichen Regenerator ein anderes k für die Gasperiode als für die Windperiode, und dies schien uns gedanklich schwer vorstellbar, da k ja doch der Durchgang vom Gas an den Wind ist.

Herr Bansen und Herr Vollmacher glauben ferner, man könne in Formel 13 im Nenner die 4 fortlassen; dies ist für Plattenregeneratoren nicht zulässig. Die Formel 13 ist rein empirisch als Ausdruck der von Groeber für η bei der beiderseitig beheizten Platte gebrachten Kurve entwickelt, die Gleichung von Herrn Bansen und Herrn Vollmacher wird dieser Kurve nicht gerecht.

Schließlich wird es noch für richtig gehalten, die Heizfläche anders zu beziehen. Wir können den Gedankengängen der Herren Bansen und Vollmacher bezüglich des Eindringens der Wärme in den Speicherstein weder mathematisch noch gedanklich folgen. Die Abweichung der wirklichen Regeneratorform von der beiderseitig beheizten Platte kommt in unseren Rechnungen durch die Einführung der äquivalenten Steinstärke voll zum Ausdruck.

H. Bansen: Die Schwierigkeiten werden durch die verschiedenen Begriffe — Wärmeeinheiten je m² und h , Wärmebedarf von x m³ je h , Wärmemenge je Periode (Teil- und Vollperiode) — bedingt. Die von Herrn Rummel angegebene Formel mag vielleicht, bezogen auf die Heizfläche beider Kammern, richtig sein.

Für die Berechnung des Temperaturabfalles kommen wir durch Einsetzen von 2Ω statt Ω und von δ statt $\frac{\delta}{2}$ auf den gleichen Ausdruck. Vielleicht kann Herr Heiligenstaedt uns etwas über die Natur seines Wertes $\Sigma = \frac{k}{t + t'}$ sagen. Ist Heizzeit = Entheizzeit, so wird $\Sigma = \frac{k}{2}$. Wir kommen also in diesem Falle, wenn wir 2Ω und k sagen, zu dem gleichen Ergebnis.

E. Herzog, Hamborn-Bruckhausen: Bezüglich der Anwendung der Wärmedurchgangszahl auf den Rekuperator möchte ich auf folgendes hinweisen. In der von Herrn Rummel gegebenen Formel steht δ als Steinstärke. Diese beeinflusst aber auch die Größe der Heizfläche, gleichgültig ob es die innere Heizfläche ist, die der Berechnung zugrunde gelegt wird, oder die Wärmedurchgangsfläche, von der Herr Bansen gesprochen hat. Als festliegend ist für bestimmte Ofenverhältnisse nur das Lückenmaß zwischen zwei parallelen Gittersteinreihen zu betrachten. Somit vergrößert sich mit abnehmender Steinstärke die Heizfläche. Die Arbeit wäre also noch dahin zu vervollständigen, daß nicht, wie in den Beispielen, einfach von einer gleichbleibenden Heizfläche von 1400 m² ausgegangen wird unter beliebiger Aenderung der einzelnen Faktoren in der Formel für die Wärmedurchgangszahl, sondern es müßte auch die Größe der Heizfläche von der Steinstärke abhängig gemacht werden.

K. Rummel: Der Einfluß der Steinstärke auf die Wärmedurchgangszahl ist in unseren Formeln berücksichtigt.

E. Herzog: Ich bin noch nicht ganz verstanden worden. Darf ich noch auf folgendes hinweisen. Wenn man einen dünneren Stein nimmt, kann man nicht die Lücken entsprechend größer machen, sonst würde man eine Kammer mit geringerem Steingewicht bekommen. Man wird also den Abstand von Steinmitte zu Steinmitte kleiner machen müssen, wodurch die Heizfläche vergrößert wird.

Dann möchte ich noch auf die Frage des Wirkungsgrads zurückkommen.

Wenn wir vom Wirkungsgrad einer Feuerung reden, dann haben wir einen rohen Maßstab für diesen Wirkungsgrad in der Höhe der Abgastemperatur. Diese Abgastemperatur ist aber bei bestimmten Anfangstemperaturen des wärmeren und kälteren Mittels nicht nur abhängig von der Leistungsfähigkeit des Regenerators bzw. Rekuperators, sondern auch davon, ob die Wärmeaufnahme-fähigkeit, d. h. der Wasserwert des kälteren Mittels, so groß ist, daß die von dem wärmeren Mittel angebotene Wärmemenge auch in dem Idealfalle einer unendlich großen Heizfläche von dem kälteren Mittel überhaupt abgenommen werden kann. Diese Möglichkeit ist bekanntlich nicht mehr gegeben, sobald der Wasserwert des kälteren Mittels unter demjenigen des wärmeren Mittels liegt. Nun ist bei dem in dem Bericht von Herrn Rummel und Herrn Schack gebrachten Zahlenbeispiel der Wasserwert des kälteren Mittels niedriger als derjenige des wärmeren Mittels. Infolgedessen müssen sich in diesem Falle hohe Abgastemperatur und niedriger Wirkungsgrad ergeben. Herr Rummel und Herr Schack betrachten aber als Wirkungsgrad nicht das Verhältnis von der ausgetauschten zur angebotenen Wärmemenge, sondern das Verhältnis von der ausgetauschten zu der höchsten übertragbaren Wärmemenge. Bei dieser Definition nimmt also der Wirkungsgrad nicht nur dann zu, wenn man die Wärmeübertragung im Rekuperator beispielsweise durch Vergrößerung der Heizfläche des Rekuperators verbessert, sondern auch dann, wenn man sie durch eine ungünstigere Gestaltung des Wasserwertverhältnisses verschlechtert.

Zur Verdeutlichung dieser Verhältnisse möchte ich Ihnen noch ein Kurvenbild vorführen, das ich Ihnen früher schon einmal auf einer Sitzung unseres Unterausschusses gezeigt habe⁹⁾ (Abb. 8). In dieser Abbildung ist der Wirkungsgrad immer auf das Wärmeangebot des wärmeren Mittels bezogen, und zwar sowohl da, wo W_1 kleiner als W_2 ist, als auch da, wo es größer ist. Man kann sich das Kurvenbild durch die Ordinate für $W_1/W_2 = 1,0$ in eine rechte und linke Hälfte unterteilt denken. Dann liefert die linke Seite dieselben Werte, wie wir sie nach den Formeln von Rummel und Schack bekommen. Auf der rechten Seite würde man nach den gleichen Formeln mit steigendem Verhältnis W_1/W_2 ansteigende Kurven bekommen, die sich mit den

⁹⁾ St. u. E. 48 (1928) S. 10.

Kurven der linken Seite in der Ordinate für $W_1/W_2 = 1,0$ schneiden. Das vorstehende Bild dagegen zeigt einen stetigen Verlauf, dabei aber ein um so stärkeres Abfallen des Wirkungsgrades, je größer der Wert $\frac{kF}{W}$, d. h. je leistungsfähiger der Rekuperator selbst ist. Wie man sieht, hat der Wirkungsgrad in der Begriffsfassung, wie sie von mir gewählt worden ist, auch den Vorzug, daß er für alle Verhältnisse, durch die die Arbeitsweise des Rekuperators bestimmt wird, durch ein einheitliches Kurvenbild wiedergegeben werden kann. Wichtiger aber erscheint mir, daß diese Auffassung vom Wirkungsgrad sich auch dem praktischen Bedürfnis besser anpaßt.

Als Heizflächenwirkungsgrad für $W_1 = W_2$ ist in der Arbeit von Herrn Rummel und Herrn Schack die Formel

$$\eta_2 = \frac{1}{1 + \frac{k_m \cdot F}{W}}$$

angegeben. Das kann nicht stimmen, denn mit größer werdender Heizfläche muß der Wirkungsgrad größer werden. Nach der vorstehenden Formel würde er aber kleiner. Der richtige Ausdruck dürfte folgendermaßen lauten:

$$\eta_2 = \frac{\frac{k_m \cdot F}{W}}{1 + \frac{k_m \cdot F}{W}}$$

A. Schack, Düsseldorf: Darf ich zunächst auf die Ausführungen von Herrn Herzog antworten. Die Unterschiede der beiden Wirkungsgrade sind reine Definitionssache. Wir sagen: Der Wirkungsgrad eines Regenerators ist das Verhältnis

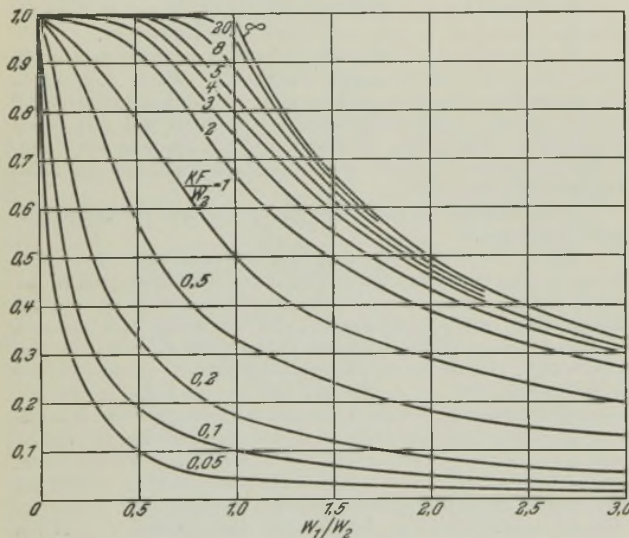


Abbildung 8. Ausnutzungsgrad der auszutauschenden Wärmemenge in Abhängigkeit von dem Verhältnis der Wasserwerte $W_1:W_2$, Parameter: $\frac{kF}{W_2}$

der wirklich ausgetauschten Wärme zu derjenigen, die übertragen werden würde, wenn der Regenerator unendlich groß wäre. Dies ist ein Kennzeichen des Regenerators selbst, das beurteilen läßt, ob er zu groß oder zu klein ist. Herr Herzog sagt dagegen: Der Wirkungsgrad des Regenerators ist das Verhältnis der wirklich ausgetauschten Wärmemenge zu der „angebotenen Wärmemenge“, d. h. zu dem Wärmeinhalt des heizenden Mittels. Dieser Wirkungsgrad ist ein Kennzeichen des ganzen Systems Regenerator + Ofen. Mit seiner Hilfe beurteilt man neben der Größe des Regenerators noch die Güte der Abstimmung zwischen den Mengen des heizenden und beheizten Mittels, also auch Dinge, die außerhalb des Regenerators liegen. Beide Wirkungsgradbestimmungen sind im Rahmen dieser Erklärung berechtigt. Die Wirkungsgradformel ist in der Tat in der von Herrn Herzog angegebenen Weise fehlerhaft; wir werden sie in der vorliegenden Arbeit entsprechend abändern.

Bei den Ausführungen von Herrn Bansen scheinen mir Mißverständnisse vorzuliegen. Die Wärmedurchgangszahl für Regeneratoren mit unendlich kurzer Umstellzeit wurde da zu

$$\frac{1}{k} = \frac{1}{\alpha} + \frac{1}{\alpha'} + \frac{\delta}{\lambda}$$

angegeben, wobei δ die Steinstärke ist. Das ist aber nicht richtig, da für unendlich kurze Umstellzeit

$$\frac{1}{k} = \frac{1}{\alpha} + \frac{1}{\alpha'}$$

wird. Das Mittel der Heizflächen auf der Gas- und Windseite eines Rekuperators als Wärmedurchgangsfläche zu nehmen, ist richtig. Man kann aber beim Regenerator nicht von einer derartigen Wärmedurchgangsfläche sprechen, die von der eigentlichen Heizfläche verschieden ist; denn beim Regenerator sind die Heizflächen auf der Luft- und Gasseite gleich groß und sogar dieselben. Dann ergibt sich ebenso wie beim Rekuperator mit gleicher Heizfläche auf der Gas- und Windseite, daß mit der einfachen Heizfläche zu rechnen ist. Hierbei ist noch zu beachten, daß in allen praktischen Fällen beim Rekuperator sowohl als auch beim Regenerator der Wärmeleitwiderstand gegen die beiden Wärmeübergangswiderstände zurücktritt.

C. Schwarz, Hamborn-Bruckhausen: Ich möchte nur kurz auf eine Erweiterung des Berechnungsverfahrens hinweisen, durch die man in der Lage ist, auch verwickeltere Fälle ohne allzu große Umstände zu beherrschen. Wenn man die Formel 1 (auf S. 1301 dieses Heftes) näher betrachtet, so findet man als Exponenten von e den immer wiederkehrenden Ausdruck

$$\frac{k_{mx} F_x}{W} \left(1 - \frac{W}{W'}\right) \text{ bzw. } \frac{k_m F}{W} \left(1 - \frac{W}{W'}\right)$$

Formt man diesen Ausdruck nach dem Vorbild von Groeber¹⁰⁾ zu

$$\left(k_{mx} F_x\right) \cdot \left(\frac{1}{W} - \frac{1}{W'}\right)$$

um, so erhält man als Klammerausdruck die von Wärmeübertragung und Heizfläche unabhängigen Einflüsse der Betriebsweise

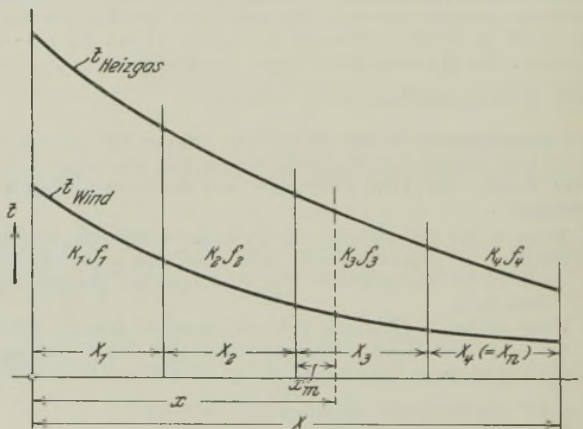


Abbildung 9. Unterteilter Wärmeaustauscher mit verschieden ausgegitterten Stufen.

(Belastung auf der Gas- bzw. Windseite), während der Faktor $k_{mx} F_x$ bzw. $k_m F$ den Wärmeübertragungsverhältnissen und der Heizfläche Rechnung trägt.

Erschwerend für die praktische Berechnung nach den bisher gegebenen Formeln ist der Tatsache in letzter Zeit häufig auftretende Fall, daß der Wärmeaustauscher mehrere Zonen mit verschiedener Heizflächenzahl und verschiedenen Geschwindigkeiten enthält (s. Abb. 9). Es ist dann vorteilhafter, den für jeden Wärmeaustauscher besonders bezeichnenden Wert der Heizfläche je Längeneinheit einzuführen. Allgemein wird dann die Gesamtheizfläche bis zum Punkte x , d. i. $F_x = f \cdot x$, und die Gesamtheizfläche bei gewöhnlicher Gitterung $F = f \cdot X$, wenn X die gesamte Länge des Wärmeaustauschers bezeichnet. Ändert sich nun f in Abhängigkeit von x stetig oder sprungweise, so wird man doch stets $f = \Phi(x)$ setzen können. Außerdem ändert sich auch die Wärmedurchgangszahl k sowohl mit Rücksicht auf die Temperaturen als auch mit Rücksicht auf die Heizflächenbildung. Beide Einflüsse — der erstere näherungsweise, der zweite streng richtig — lassen es zu, k in gesetzmäßiger Abhängigkeit von x darzustellen. Dann wird $k = K(x)$. Unter diesen Umständen läßt sich das Produkt $k_{mx} F_x$ bzw. $k_m F$ mathematisch streng richtig durch das Integral

$$\int_0^x K(x) \cdot \Phi(x) \cdot dx$$

¹⁰⁾ Die Grundgesetze der Wärmeleitung und des Wärmeübergangs (Berlin: Julius Springer 1921) S. 222 u. 227.

ersetzen. Hat nun der Wärmeaustauscher n verschiedene Zonen mit f_1, f_2, \dots, f_n m² Heizfläche je Längenmeter und den einzelnen Stufenlängen X_1, X_2, \dots, X_n m, wie in *Abb. 9* angedeutet, und haben diese verschiedenen Stufen die in ihrem jeweiligen Bereich konstanten Wärmedurchgangszahlen k_1, k_2, \dots, k_n , so ergeben sich für die Berechnung folgende Verhältnisse:

1. Die Gesamtlänge des Wärmeaustauschers wird $X = X_1 + X_2 + \dots + X_n$.
2. Die Teillänge x wird $x = X_1 + X_2 + \dots + X_m$.
3. Das Produkt $k_{mx} F_x$ wird zu $\int_0^x K(x) \cdot \Phi(x) dx = k_1 f_1 X_1 + \dots + k_m \cdot f_m X_m$.
4. Ebenso wird das Produkt $k_m F = \int_0^x K(x) \cdot \Phi(x) dx = k_1 f_1 X_1 + \dots + k_n f_n X_n$.

Auf diese Weise können die Temperaturen an den Enden der einzelnen Stufen ohne besondere Ansätze genau so einfach berechnet werden, als ob es sich um einen stufenlosen Wärmeaustauscher handelte, während man ohne diese Vereinfachung ziemlich umständliche Rechnungen zu diesem Zweck durchführen muß. Dabei ist die Kenntnis dieser Temperaturen für die Auswahl des feuerfesten Baustoffes meist sehr erwünscht.

Sehr häufig, besonders bei größeren Längen, wird man aber auch bei gleicher Heizflächenzahl k in linearer Abhängigkeit der Heizfläche annehmen (s. *Abb. 5*). Mathematisch läßt sich das in der Weise ausdrücken, daß man $k = K(x) = \alpha \mp \beta x$ setzt. Dann erhält man

$$k_{mx} F_x = \alpha f x \mp \frac{1}{2} \beta f x^2 \left(= \int_0^x (\alpha \mp \beta x) \alpha x \right)$$

$$k_m F = \alpha f X \mp \frac{1}{2} \beta f X^2$$

Das Auftreten des quadratischen Gliedes erklärt vielleicht auch die in der Erörterung bereits öfter zum Ausdruck gekommene Tatsache, daß man bei linearer Mittelnahme der Wärmedurchgangszahl häufig eine zu große Heizfläche erhält, wenn man nach dem im Vortrag angegebenen Formeln rechnet.

W. Heiligenstaedt, Saarbrücken: Die Erörterung zeigt, daß die zu starke Anlehnung an die Rekuperatorformeln bei der Berechnung der Heizflächen recht oft zu Mißverständnissen führen kann. Der Regenerator unterscheidet sich durch den Speichervorgang in seinem Wesen doch sehr stark vom Rekuperator. Aus diesem Gedankengang habe ich meine Regeneratorberechnung vorzugsweise auf dem Speichervorgang aufgebaut. Ich berechne die Wärmemenge, die das zu 1 m² Heizfläche gehörende Steinvolumen während der Heizzeit aufnimmt und der Entheizzeit abgibt. Infolge dieses der Natur des Vorganges völlig angepaßten Berechnungsganges werden die Irrtümer leicht vermieden, die sich einstellen können, wenn man der Rekuperatorberechnung folgend die Stunde als Zeitmaß annimmt, sich also von dem wirklichen Vorgang gedanklich unabhängig macht, wenn man ferner nur den Wärmeaustausch als Wärmedurchgangsaustausch sich vorstellt und notgedrungen zu der Vorstellung einer wärmebefördernden Trennwand zwischen Gas und Wind greifen muß, die wiederum in Wirklichkeit nicht vorhanden ist.

Die Einführung der nach meinem Rechnungsgang gewonnenen Wärmeaustauschzahlen in die Gegenstrom-Wärmeaustausch-

formel bietet keinerlei Schwierigkeit, wenn man auch die während einer Periode an dem Vorgang beteiligten Gas- und Windmengen einsetzt.

H. Vollmacher, Rheinhausen: Zu den Ausführungen von Schack möchte ich erwidern, daß seine Annahme nicht richtig ist, unsere Regeneratorformel ließe sich im idealen Falle nicht in die Rekuperatorformel überführen. Wenn man bedenkt, daß im idealen Falle auch beim Regenerator die Wärme nur ganz gering in den Stein eindringt, so werden demnach bei kurzen Umstellzeiten nur ganz geringe Steinströken benötigt. Wird die Umstellzeit unendlich klein und $t = 0$, so wird die Eindringtiefe und Steinstärke $\delta = 0$, so daß im idealen Falle die Formel sowohl für Rekuperatoren als auch für Regeneratoren gültig ist:

$$\frac{1}{k} = \frac{1}{\alpha} + \frac{1}{\alpha'}$$

K. Schumacher, Duisburg-Meiderich¹¹⁾: An der Versuchskammer bei den Vereinigten Stahlwerken, Hütte Ruhrort-Meiderich, sind mit äußerster Sorgfalt Temperatur- und Mengenmessungen ausgeführt worden. Aus den Ergebnissen dieser Messungen wurden einerseits die Wärmeübergangszahlen von Gas an Stein und von Stein an Wind entwickelt, andererseits konnte der von Herrn Rummel eingeführte ζ -Wert, der durch

die Gleichung $\zeta = \frac{\vartheta_{s_{\max}} - \vartheta_{s_{\min}}}{\vartheta_g - \vartheta'_s}$ dargestellt wird, eingehend

geprüft und dessen hauptsächlichsten Abhängigkeiten untersucht werden. Bei den an der Versuchskammer gegebenen Versuchsbedingungen liegt der mittlere ζ -Wert bei 2,5 (Vollperiodendauer 40 min) bis 4,3 (Vollperiodendauer 4 h). Er nimmt also mit der Vollperiodendauer zu. Ferner verläuft der ζ -Wert, in Abhängigkeit von der Gitterhöhe dargestellt, bis zur Mitte der Gitterhöhe steigend und dann wieder fallend. Diese Erscheinung beruht auf der zeitlichen sowie örtlichen Veränderlichkeit der Gas- und Windtemperaturen. Nimmt man an, der Gas- und Windtemperaturverlauf über Heiz- und Kühlzeit wäre konstant, so hätte man den kleinsten unter sonst gleichen Verhältnissen auftretenden ζ -Wert. In der Mitte der Kammerhöhe liegt aber die größte Abweichung von der zeitlich konstanten Gas- und Windtemperatur, somit muß sich dort das größte ζ zeigen, was auch die Versuche bestätigt haben.

Die mit der Gleichung $q_{hv} = k (\vartheta - \vartheta') \frac{\text{kcal}}{\text{m}^2 \text{h}}$ aus den

Meßergebnissen an der Versuchskammer ermittelte Wärmedurchgangszahl k ergibt den gleichen Wert, wie die mit der Gleichung

$$\frac{1}{2k} = \frac{1}{\alpha} + \frac{1}{\alpha'} + \frac{1}{\zeta \cdot \eta \cdot c \cdot \gamma \delta / 2}$$

errechnete Wärmedurchgangszahl.

Mit Hilfe der Rekuperatorformeln und dem errechneten k -Wert wurde die Temperatur der austretenden Heizgase und des abziehenden heißen Windes berechnet. Es ergab sich mit den an der Versuchskammer gemessenen Werten eine Abweichung von 3°. Diese geringe Abweichung beweist, daß die von Herrn Rummel aufgestellten Formeln hinreichend genau sind, um die für die Praxis notwendigen Grundlagen der Winderhitzerberechnung zu liefern.

¹¹⁾ Nachträgliche schriftliche Mitteilung.

Einfluß der Höhe der Koksofenkammern und des Wassergehaltes der Kohle auf das Schüttgewicht in der Kammer und auf die Beschaffenheit des Koks.

Von Heinrich Hock und Max Paschke in Clausthal¹⁾.

Das Bestreben der letzten Jahre, die Leistungsfähigkeit der Kokereien zu steigern, führte u. a. auch zur Erhöhung der Koksofenkammern; während ältere Batterien Kammerhöhen von etwa 2 bis 3 m aufwiesen, hat man in jüngster Zeit Koksöfen von einer Höhe bis zu 6 m gebaut. Die dadurch veranlaßte größere Fallhöhe der Kohle beim Füllen kann nicht ohne Einfluß auf das Schüttgewicht und damit auf die Eigenschaften des erzeugten Koks sein. Auch ist anzunehmen, daß die Schüttung der Kohle von ihrem Wassergehalt abhängig ist.

¹⁾ Auszug aus Arch. Eisenhüttenwes. 3 (1929/30) S. 99/102 (Gr. A: Nr. 52).

Zur Untersuchung dieser Fragen wurden an einem Holzmodell, das einer Kokskammer nachgebildet und auf das Füllaschen gleich aufgesetzt waren, Schüttgewichtsbestimmungen vorgenommen. Die Länge des Modells wurde so bemessen, daß sich zwei vollständige Schüttäler bilden konnten. Die Höhe entsprach einmal einer 6-m-Kammer und wurde später entsprechend einem 4,5 m hohen Ofen umgestellt. Die Schüttgewichte wurden in der Weise ermittelt, daß durch neun über die Kammerwand verteilte Öffnungen, die während des Einfüllens mit Deckeln verschlossen waren, Blechbüchsen mit einem Rauminhalt von etwa 0,1 m³ eingetrieben wurden; diese schnitten aus dem

Kohlenkuchen eine dem Büchsenöffnungsquerschnitt und der Kammerbreite entsprechende Raummenge Kohle heraus, deren Gewicht dann durch Wägung bestimmt wurde.

Da der Feuchtigkeitsgehalt der Kohle bei den Versuchen mangels entsprechender Betriebseinrichtungen nicht durch eine künstliche Trocknung geändert werden konnte, mußte man sich darauf beschränken, einen Wechsel der Kohlennässe durch verschieden langes Lagern der gewaschenen Kohlen in den Türmen zu erreichen, wodurch naturgemäß die Abstufungsmöglichkeiten wesentlich eingengt wurden. So wurde bei den Versuchen mit Kohlen von etwa 9, 10 und 12 % Nässe gearbeitet.

Für die Verkokungsversuche wurde von den Kohlenproben dem Gewichte nach so viel in Kisten, die etwa 120 kg nasse Kohle fassen konnten, eingefüllt, daß das gleiche Raumgewicht wie im Modell hergestellt war. Die Kisten wurden in üblicher Weise in eine Ofenkammer eingebracht und in annähernd gleichen Zeiten und bei gleichen Temperaturen verkocht.

Aus den Versuchen ergab sich, daß die höchsten Schüttgewichte sich nicht in den untersten Lagen, also unmittelbar über der Kammersohle, finden, wie es wohl zunächst zu erwarten war, sondern daß die Einsatzkohle ihre dichteste Schüttung etwa 1,75 m über Kammer-sohle besitzt. Dies zeigt sich sowohl bei den Versuchen in der 6-m-Kammer als auch in der 4,5-m-Kammer, und zwar in bester Uebereinstimmung. Bei der 6 m hohen Kammer erklärte man sich diese Erscheinung dadurch, daß sich die Kohle mit wachsender Fallhöhe immer mehr zerstreut und an Gesamtaufschlagskraft verliert, wobei auch der Anprall der Kohle an die Wandungen in dem unteren Teil die Fallgeschwindigkeit verringert. Als zweiter Grund für diese Erscheinung nahm man an, daß die auf den Boden auf-

treffende Kohle eine federnde Wirkung hervorrufen könne und so eine lockere Lagerung der Kohle im unteren Teil veranlassen würde. In etwas größerer Höhe über der Sohle würde dann erst die Wucht des gesamten Kohlenstrahls vollkommen in Erscheinung treten und dort die höchsten Schüttgewichte finden lassen. Eine genaue Erklärung für diese an sich überraschende Erscheinung ist von inzwischen angestellten Untersuchungen zu erwarten, deren Ergebnisse späteren Mitteilungen vorbehalten bleiben mögen.

Was die Beziehungen zwischen Schüttgewicht und Nässe der Kohle anlangt, so ging aus den Versuchsergebnissen deutlich hervor, daß mit zunehmendem Wassergehalt auch die Werte für die Naßschüttgewichte ansteigen; die mittleren Trockenkohlenschüttgewichte jedoch weisen bei den verschiedenen Nässegraden eine ziemlich ausgeprägte Gleichmäßigkeit auf. Daraus ergibt sich, im Gegensatz zu gelegentlich von anderer Seite geäußerten Ansichten, daß durch größere Nässe der Einsatzkohle eine Erhöhung des Trockenschüttgewichtes, daß ja allein maßgebend ist, kaum erreicht werden kann.

Die Verkokungsversuche zeigten zunächst die bekannte Erscheinung, daß das Koksausbringen bei den Kistenverkokungen stets 1 bis 3 % höher liegt als das laboratoriumsmäßige Tiegelausbringen, weiterhin, daß im allgemeinen mit steigender Nässe der Kokskohlen die Druckfestigkeit der erzeugten Kokse erheblich sinkt, während die Kokse aus Kohlen von gleicher Feuchtigkeit mit steigendem Schüttgewicht an Druckfestigkeit zunehmen, und schließlich, daß mit zunehmender Nässe der Kohle die Porosität der Kokse im allgemeinen wächst, während bei gleichen Kokskohlennässen eine dichtere Schüttung der Kohle eine Abnahme der Porosität des Kokses bewirkt.

Leistung und Kraftverbrauch im Walzwerk.

Von Dipl.-Ing. H. Schreyer in Clausthal¹⁾.

Es wurden im Peiner Walzwerk an der 575er (3 Walzgerüste) und 440er (4 Walzgerüste) Trio-Schwungradstraße mit Gleichstrommotorantrieb Versuche angestellt, um die Leistung in t/h und Lastmehrarbeit in kWh/t, die

Zahlentafel 1. Zusammenstellung der Betriebs- und Schaulinienwerte und der Leistungsgrade.

Profil	Lastmehrarbeit kWh/t		Verlängerung	Leistung t/h		Leistungsgrad %
	Betriebswerte	Schaulinienwerte		Betriebswerte	Schaulinienwerte	
U W $\frac{105}{65}$	29,3	30,1	13,01	11,3	12,8	61,0
U 10	28,4	31,0	14,52	16,2	18,7	71,8
U 8	31,0	35,8	17,82	15,5	15,7	61,6
U 6 $\frac{1}{2}$	19,7	28,5	18,72	8,5	10,1	66,5
U 6	18,3	22,8	20,26	9,5	11,5	67,1
U 5	24,4	21,7	23,74	7,6	10,7	72,4
U 4	23,0	27,7	23,19	6,2	6,6	68,1
U 3	21,0	19,8	18,38	4,5	5,4	73,7

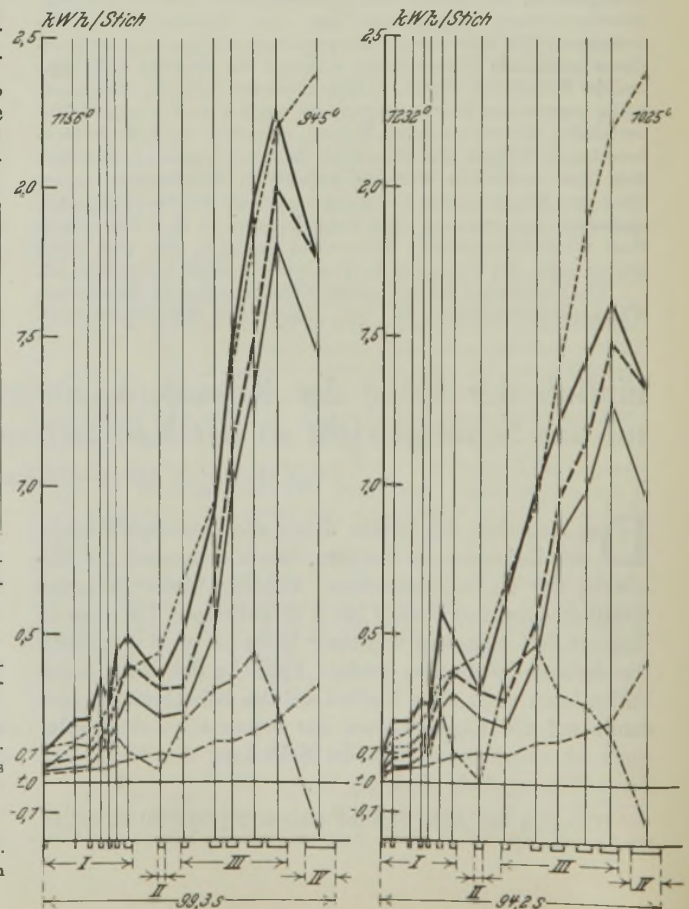
sich aus dem Unterschied des Gesamtkraftverbrauchs des Motors und der Leerlaufarbeit ergibt, zu ermitteln.

Insgesamt ist das Verwalzen 29 verschiedener Profile untersucht worden (I; [; < u. □).

Es wurde zunächst die Lastmehrarbeit beim Ver-

Abbildung 1. Arbeitsverbrauch je Stich bei den Einzelblockwalzungen von U 5.

Zeichenerklärung:
 — Gesamte für den Stich angewendete Arbeit mit Leerlauf in kWh.
 — Lastmehrarbeit je Stich.
 - - - Schwungradarbeit je Stich.
 - - - Gesamtkraftverbrauch des Motors.
 — Leerlauf je Stich.
 - - - - Verlängerung je Stich (zehnmaliger Maßstab).
 Auf der x-Achse sind die einzelnen Walzzeiten aufgetragen.



¹⁾ Auszug aus Arch. Eisenhüttenwes. 3 (1929/30) S. 117/22 (Gr. C: Nr. 24).

walzen von Einzelblöcken mit selbstschreibenden Meßgeräten (Tourendynamo, Voltmeter und Leistungsschreiber) bestimmt. Die Ergebnisse sind in Zahlentafeln zusammengestellt und in Schaubilder (Abbildung 1) eingetragen, die für die einzelnen Stiche die Lastmehrarbeit und den Anteil der Schwungmassenarbeit wiedergeben.

Um Leistung und Lastmehrarbeit beim gleichzeitigen Verwalzen mehrerer Blöcke in der Gerüst-anordnung zu erfassen, sind Kraftverbrauch (aus Zählerablesungen), Blockzahl, Blocklänge, Blockgewicht, Anfangs- und Endquerschnitt, Verlängerung (Anfangsquerschnitt : Endquerschnitt) und Walztemperatur während der ganzen Zeit des Verwalzens des betreffenden Profils (Betriebsaufnahmen) bestimmt worden.

Zur genaueren Ermittlung der Leistung und der Lastmehrarbeit wurde eine Walzzeit von etwa 45 min Dauer herausgegriffen und mit den selbstschreibenden Geräten aufgenommen (Schaulinienaufnahmen). Diese Aufzeichnungen geben Spitzenleistungen wieder, da sie keine größeren Pausen enthalten als die Betriebsaufnahmen (Zahlentafel 1).

Die Leistung in t/h oder Block/h hängt von der Blockwalzzeit, dem Blockgewicht und der Kalibrierung ab.

Die Lastmehrarbeit in kWh/t wächst mit steigender Verlängerung (vgl. Abbildung 2), steigender Härte (Preßmutterneisen) und fallender Temperatur (vgl. Abbildung 1).

Bei der Aufstellung von Walzplänen (Abb. 3) und bei der Berechnung des Leistungsgrades (vgl. Zahlentafel 1) sind die Schaulinienaufnahmen zugrunde gelegt worden. Unter Leistungsgrad ist das Verhältnis der kürzesten Walzdauer in Sekunden zur tatsächlichen Walzdauer in Sekunden zu verstehen. Die tatsächliche Walzdauer ergibt sich aus der Länge der ausgewerteten

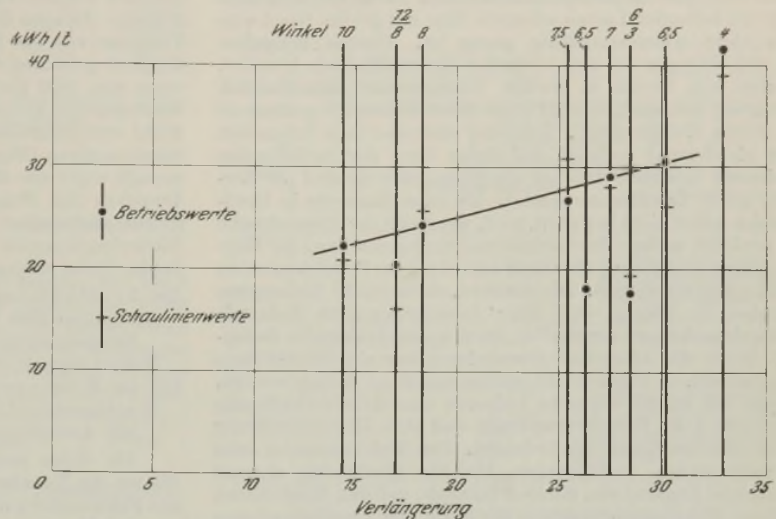


Abbildung 2. Abhängigkeit der Lastmehrarbeit von der Verlängerung; Winkelprofile.

Schaulinienaufnahmen; die kürzeste Walzdauer dagegen setzt sich aus den kürzesten Blockwalzzeiten (= kürzeste Stichzeiten + kürzeste Stichpausen, durch Zeitstudien ermittelt) zusammen, die genau so aneinander gesetzt werden, wie den Schaulinienaufnahmen entsprechend gewalzt ist und wie es der Walzplan (vgl. Abb. 3) erkennen läßt.

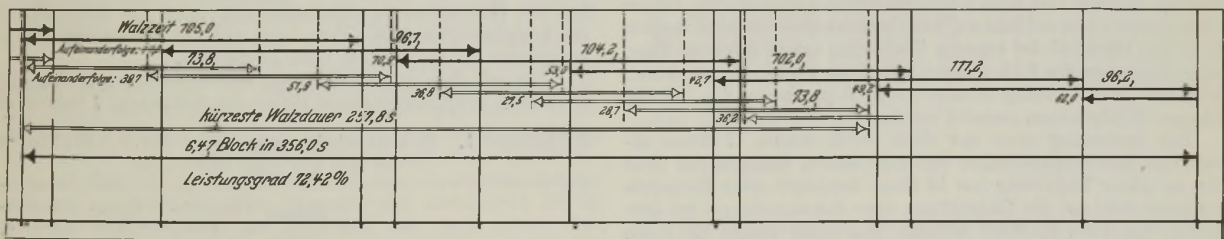


Abbildung 3. Walzplan U 5 (14 Stiche). Die ausgezogenen Linien geben die tatsächliche Walzzeit in s wieder, die Doppellinien dagegen die kürzeste Walzzeit.

Umschau.

Eiserne Schwellen in England.

In England wurden bekanntlich bisher im Eisenbahnbau nur hölzerne Schwellen verwendet, da sich das Holz in dem feuchten Seeklima ausgezeichnet hält. Seitdem jedoch vor einiger Zeit auf die außerordentliche Bedeutung hingewiesen worden ist, die die Verwendung eiserner Schwellen im Oberbau für die Wirtschaft eines Industrielandes hat, kommt die Erörterung dieser Frage in den beteiligten Kreisen in England nicht mehr zur Ruhe. Bei einer kürzlich im Unterhaus eingebrachten Anfrage, weshalb die Eisenbahngesellschaften sich der beschleunigten Einführung eiserner Schwellen gegenüber so ablehnend verhielten, erwiderte der Verkehrsminister, daß die Regierung diese Frage mit Aufmerksamkeit verfolge. Bei der in England üblichen Verwendung von Stahlschienen bringe die Umstellung von hölzernen auf eiserne Schwellen jedoch gewisse technische Schwierigkeiten mit sich. Auch könne die Wirtschaftlichkeit der eisernen Schwellen nicht allein nach den Beschaffungskosten be-

urteilt werden. Sie sei in hohem Maße auch vom Klima, von der Belastung und sonstigen Verkehrsverhältnissen beeinflusst. Trotzdem habe die Regierung in Erkenntnis der hohen Bedeutung der Angelegenheit für die Wirtschaft des Landes die Aufmerksamkeit der Eisenbahngesellschaften auf die Notwendigkeit der Verwendung eiserner Schwellen gelenkt und sie zur Vornahme von Versuchen in großem Umfang veranlaßt. Tatsächlich hat auch die englische Südbahn, nachdem sie bereits jahrelang kleinere Versuche gemacht hat, jetzt bei einem englischen Stahlwerk 70 000 Stück Eisenschwellen bestellt.

Mit der gleichen Angelegenheit beschäftigte sich ein Bericht bei der kürzlich abgehaltenen Jahreshauptversammlung der Permanent Way Institution¹⁾. Der Redner ging hierbei auf die Lage am Holzmarkt ein und führte aus, daß der Weltverbrauch an Nutzholz in ständigem Wachsen begriffen sei, und daß früher oder später der Zeitpunkt kommen müsse, in dem der jährliche

¹⁾ Nach „Modern Transport“ vom 20. Juli 1929.

Zahlentafel 2. Abbrandzahlen eines 250-kg-Stahllofens für das Umschmelzen von nichtrostendem Stahl.

	Einsatz	Block			
		1	2	3	4
C . . . %	0,30	0,31	0,31	0,30	0,31
Cr . . . %	11,30	11,85	12,15	12,50	12,30
Si . . . %	0,40	0,48	0,40	0,29	0,31
Mn . . . %	0,30	0,24	0,23	0,21	0,22
P . . . %	—	0,012	0,013	0,015	0,006
S . . . %	—	0,023	0,022	0,023	0,023

Die Kosten werden bei einem Ausbringen von 540 t im Jahre zu £ 5.5 sh je t bei folgenden Ansätzen eingeschätzt:

- Abschreibung 10 %
- Verzinsung 5 %
- Stromverbrauch 738 kWh/t zu 0,5 d
- Tiegel 60 sh je Stück bei einer Lebensdauer von 12 Hitzen.

Dabei muß hervorgehoben werden, daß die Erzeugung mit 540 t sehr niedrig angenommen ist und bei voller Ausnutzung leicht auf die doppelte Menge gebracht werden kann. Die Kosten sollen die für das gewöhnliche Tiegelverfahren in Ansatz zu bringenden ganz erheblich unterschreiten; damit würde verständlich gemacht sein, daß die englische Edeltahlindustrie den Schritt vom Tiegelofen zum eisenlosen Induktionsofen nach verbürgten Nachrichten bereits heute schon in großem Maßstabe vollzieht. F. Wever.

Tägliche schaubildliche Betriebsüberwachung (Planwirtschaft).

Zweck dieser Darstellung ist, schnell, möglichst einfach und genügend genau eine tägliche Ueberwachung und Uebersicht über den Betriebsablauf mit Hilfe eines Zeit- und Leistungsvergleichs zu ermöglichen. Verglichen werden hierbei Ist-Gewichtserzeugung, Ist-Bezugserzeugung¹⁾ und veranschlagte Soll-Bezugserzeugung.

Voraussetzung ist, daß (z. B. durch Zeitstudien) die Unterlagen geschaffen sind, die es ermöglichen, die verschiedenen vorkommenden Sorten auf eine mittlere oder Bezugssorte umzurechnen.

Aus der für jeden einzelnen Monatstag und für den Monat insgesamt bekannten Betriebsschichtenzeit ausschließlich gesetzlicher Pausen (a. g. P.) kann mit einer beliebig ermittelten und festgelegten Soll-Bezugsleistung je Stunde die der Betriebsschichtenzeit entsprechende Soll-Bezugserzeugung für jeden Monat im voraus berechnet und festgelegt werden. Die Summierung der einzelnen Tages-Soll-Bezugserzeugungen ergibt die oberste Linie I in Abb. 1 a (Soll-Bezugserzeugung). Die unterste Linie III ist die Summierung der vom Betrieb gemeldeten Tageserzeugung in wirklich erzeugten Tonnen (Ist-Gewichtserzeugung). Rechnet man die einzelnen Tonnen jeder Sorte dieser Ist-Erzeugung mit Hilfe von Bezugsfaktoren auf eine einheitliche Bezugssorte um, und trägt man diese Bezugstonnen summarisch für die einzelnen Monatstage in das Schaubild ein, dann erhält man den mittleren Linienzug II (Ist-Bezugserzeugung). Unterschiede in der täglichen Erzeugung, d. h. in der Neigung der Kurve, sind durch kürzere Betriebsschichtenzeit, z. B. an Samstagen, Sonn- und Feiertagen, bei gewollter Arbeitsstreckung durch Feierschichten und ähnlichem bedingt.

Im unteren Teil des Schaubildes (s. Abb. 1 b) ist das an jedem Tag entstandene Zeitbild²⁾ wiedergegeben. Die zur Verfügung stehende Betriebsschichtenzeit a. g. P. zerfällt in eine Zeit, in der tatsächlich gearbeitet wird, in der also die Ist-Gewichtserzeugung hergestellt wird, das ist die sogenannte Ist-Fertigungszeit, und in eine Zeit, in der nicht erzeugt wird. Das letzte kann z. B. bei Walzwerken bedingt sein durch Einrichten (Umstellen oder Umbauen), durch Wartezeiten auf den Ofen, Störungen an der StraÙe, Stromausfall und ähnliches.

¹⁾ Näheres über die Zusammenhänge von Gewichts- und Bezugserzeugung siehe auch: „Mittlere Betriebskennziffern“, Arch. Eisenhüttenwes. 2 (1928/29) S. 49/54 (Gr. F: Betriebsw.-Aussch. 21), und: „Die Ermittlung von Vergleichsgrundlagen für die Monatserzeugung eines Betriebes auf Grund von Zeitstudien“, Arch. Eisenhüttenwes. 2 (1928/29) S. 55/8 (Gr. F: Betriebsw.-Aussch. 22).

²⁾ Siehe auch: „Die Gliederung der Zeiten bei Zeitstudien auf Hüttenwerken“, Arch. Eisenhüttenwes. 2 (1928/29) S. 773/8 (Gr. F: Betriebsw.-Aussch. 32).

Zur Aufzeichnung des Zeitbildes nach Abb. 1 b wird aus den Betriebsschichtenbüchern der jeweilige Anteil der vorgenannten einzelnen Zeiten entnommen und für jeden Tag eingetragen.

Vervielfältigt man nun diese einzelnen unproduktiven Zeiten mit der festliegenden Soll-Bezugserzeugung je Stunde, dann erhält man den hierdurch bedingten Ausfall an Soll-Bezugserzeugung in Tonnen. Dieser ist in dem unteren Teil der Abb. 1 a als „durch Einrichtezeit und abzugelende Verlustzeit verlorene Soll-Bezugstonnen“ summarisch aufgetragen (IV).

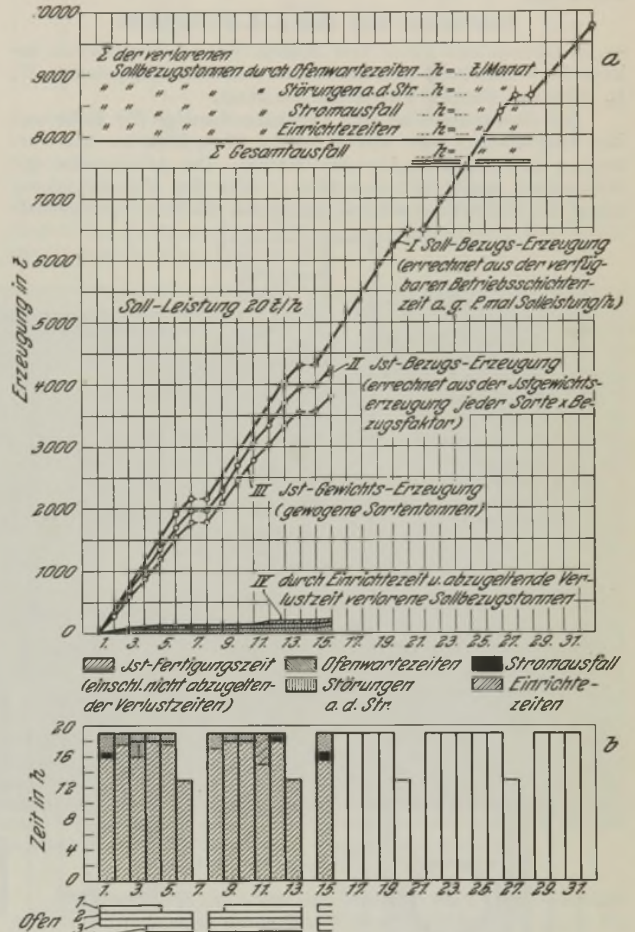


Abbildung 1. Schaubild zur Erzeugungsplanwirtschaft.

Errichtet man an einem beliebigen Stichtage in Abb. 1 a eine Senkrechte, so zeigt der Schnittpunkt mit der Linie III den augenblicklichen Stand, d. h. das Gewicht der bis heute tatsächlich erzeugten gewogenen Tonnen an. Der Abstand zwischen I und II gibt den Unterschied zwischen Ist-Bezugserzeugung und Ist-Gewichtserzeugung wieder, und die Linie I sagt, wieviel Tonnen von der Bezugssorte bis heute hätten erzeugt werden können, wenn keine Störungen eingetreten wären, und wenn die Belegschaft jederzeit die vorgeschriebene Menge an Tonnen erzeugt hätte (Rührigkeit).

Der Grund und die Höhe für den durch Einrichten und Störungen verursachten Tonnenausfall ist mengenmäßig in Abb. 1 a (IV) und zeitmäßig in Abb. 1 b ersichtlich. Der in dem Unterschied zwischen Soll-Bezugserzeugung und Ist-Bezugserzeugung außer Einrichte- und Störungsverlusten noch enthaltene Einfluß der Rührigkeit der Belegschaft ist nicht besonders hervorgehoben, er ergibt sich jedoch ohne weiteres, wenn man den Anteil an Einrichte- und Verlustzeiten, der zu jeder Bezugserzeugung gehört, aus dem unteren Teil der Abb. 1 a zu der Linie der Ist-Bezugserzeugung hinzufügt. Der Unterschied gegen die Soll-Bezugserzeugung läßt dann den gewünschten tonnenmäßigen Einfluß der Rührigkeit der Belegschaft erkennen.

Diese Darstellung erhebt nicht Anspruch, restlos genau zu sein, jedoch vereinigt sie in sich alle Angaben, die sonst der Werksleitung in den verschiedenartigsten Vordrucken zahlreich auf den Tisch flattern.

H. Steinhaus.

Aus Fachvereinen. Iron and Steel Institute.

Frühjahrsversammlung 2. und 3. Mai 1929 in London.
(Schluß von Seite 1277.)

Auch in England scheint man sich der Erkenntnis nicht mehr länger zu verschließen, daß zu einem ordnungsmäßigen Hochofenbetrieb eine weitgehende Aufbereitung der Rohstoffe gehört. Von den Eisenwerken Guest, Keen & Nettlefolds, Ltd., Cardiff, wurde eine

Sinteranlage nach dem A.-I.-B.-Verfahren

— in Deutschland unter dem Namen Torulf-Verfahren bekannt¹⁾ — errichtet, über deren Bau und Betriebsergebnisse W. E. Simons, Cardiff, ausführlich berichtet.

Der Sinteranlage ist eine Doppelbrechanlage für Koks und Erz vorgeschaltet, die aus je einem Walzenbrecher als Vorbrecher und einem Nachbrecher besteht. Die Arbeitsweise der Sinteranlage ergibt sich aus Abb. 1. Von den Vorratsbunkern bringt das Förderband a die zu sinternden Stoffe in den Sammel-

ist, weil dann der Koks zu schnell verbrennt. Der Koksverbrauch schwankt je nach dem Agglomeriergut; bei einer Mischung von Eisenerz, Kiesabbränden und Gichtstaub beträgt er etwa 7 %.

Simons betont die Schwierigkeiten bei der Gichtstaubsinterung. Der in Cardiff entfallende Staub ist eisen- und kohlenstoffreich; der größte Nachteil des Flugstaubes ist der stark wechselnde Gehalt an Kohlenstoff, man geht deshalb in der Mischung nicht über einen Anteil von 30 % Flugstaub. Außerdem wird kein frischer Entfall verarbeitet, man läßt vielmehr den Staub erst mehrere Monate auf dem Lager „auswittern“. Da die Oefen häufig hängen und auswerfen, so finden sich im Flugstaub Koksstücke bis zu einer Größe von 10 cm. Diese Koksstücke läßt man ruhig im Staub, da sie nachweislich beim Sintern wegen der großen Körnung nicht verbrennen und deshalb auch keine nachteiligen Einwirkungen auf den Rost usw. auslösen.

Das A.-I.-B.- (Allmänna Ingeniörs-Byran) oder Torulf-Verfahren soll eine Verbesserung des Greenawalt-Verfahrens bedeuten, da dessen Leistungsfähigkeit durch die Vereinigung von standfesten Pfannen und fahrbarem Beschickungswagen begrenzt ist. Die in Cardiff erreichten Erzeugungszahlen sind jedoch, verglichen mit den Greenawalt-Anlagen und mit dem verwandten

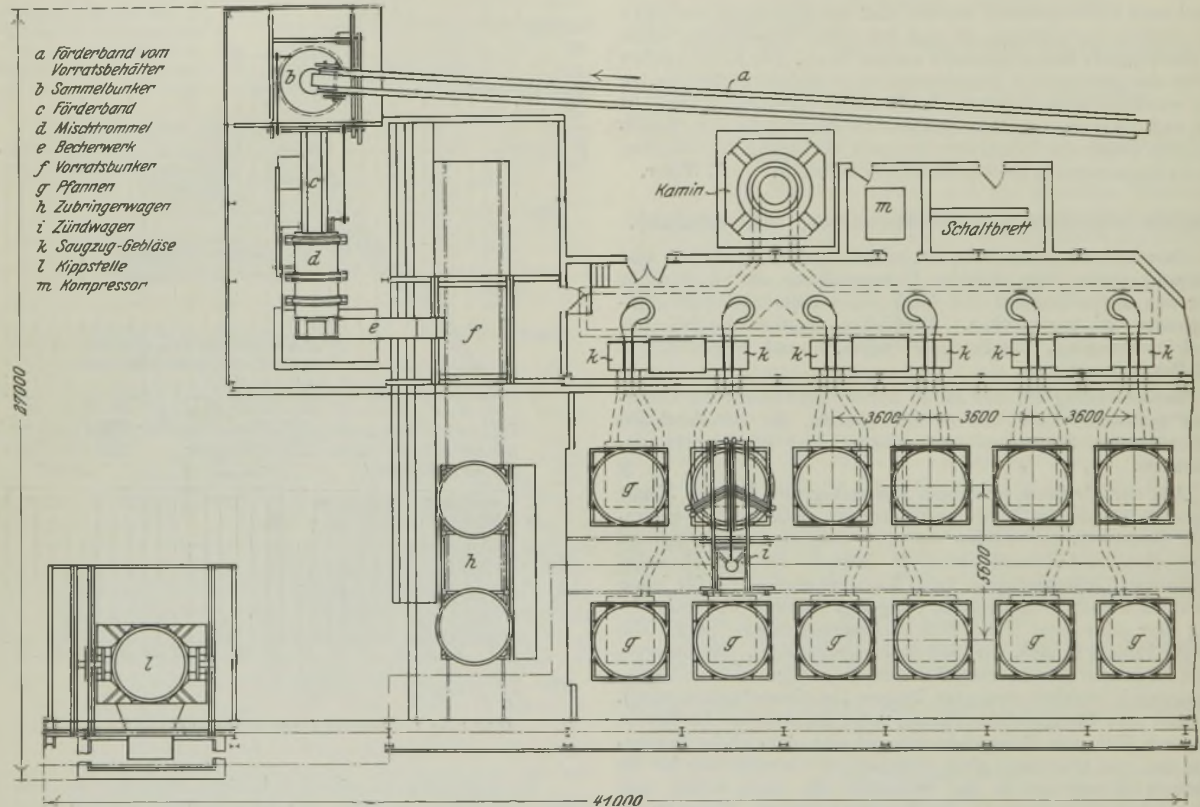


Abbildung 1. Grundriß der Sinteranlage in Cardiff.

bunker b, dessen Inhalt durch Drehteller und Abstreicher auf das Förderband c und von dort in die Mischtrommel d gelangt. Das Becherwerk e fördert die Mischung aus der Sammelgrube in den Vorratsbunker f. Die Pfannen g werden von einem Kran nacheinander auf den Zubringerwagen h gesetzt, der zum Füllen unter den Beschickungsbunker f fährt. Ein verfahrbarer Zündwagen i zündet die vollen Pfannen. Der Saugzug für die Pfannen wird in den Gebläsen k erzeugt. Die fertig gesinterten Pfannen werden vom Kran zur Kippstelle l gefahren und dort über einem Schrägrost entleert, der 18 bis 20 % Rückfall ausscheidet. Die Zündung erfolgt durch Oel und Preßluft, die im Kompressor m erzeugt wird. Um die Zündung zu erleichtern und den Rückfall zu vermindern, wird oben auf die Pfanne vor der Zündung etwas feinkörniger Anthrazit oder Koksgrus aufgegeben. Die Zündung nimmt 1 bis 2 min in Anspruch, die Sinterdauer beträgt 1 bis 1½ h je nach dem zu sinternden Gut. Das Erz hat eine Korngröße unter 6 mm; es soll möglichst keinen Kalk enthalten, da man sonst zu starke Verschlackung und zu große Dichte des Sintergutes befürchtet. Die Mischung wird auf einen Wassergehalt von 15 % eingestellt. Der zugesetzte Koks wird auf höchstens 6 mm gebrochen; man glaubt, daß eine feinere Körnung unwirtschaftlich

Pfannen-Sinterapparat Bauart Lurgi¹⁾, sehr mäßig zu nennen. Nachstehend sind die Betriebsergebnisse von Cardiff mit den Monatsergebnissen eines Lurgi-Handsinterapparates der Röchlingschen Eisen- und Stahlwerke A.-G. in Völklingen zum Vergleich gestellt:

	Cardiff	Völklingen
Vorhandene Pfannen	8	4
Pfannen gleichzeitig unter Saugung	6	3
Saugfläche je Pfanne . . . m ²	5,3	4,0
Gesamte Saugfläche . . . m ²	32	12
Pfannenzahl je 24 h	145	270
Saugzeit je Pfanne . . . min	$\frac{24 \cdot 60 \cdot 6}{145} = 60$	$\frac{24 \cdot 60 \cdot 3}{270} = 16$
Unterdruck . . . mm W.-S.	760	600
Motorenleistung für Absaugung PS	270	136
Gesamte Erzeugung . . . t/24h	230	225
Erzeugung je m ² Saugfläche t/24h	7,2	18,7

Beide Anlagen arbeiten auf drei Schichten durch. Das Sintererzeugnis in Cardiff hat 59,20 % Fe, das in Völklingen 40 bis

¹⁾ St. u. E. 47 (1927) S. 625.

¹⁾ St. u. E. 47 (1927) S. 625/6; 49 (1929) S. 388/92.

41 % Fe. In Cardiff ist man in der Mischung nicht über 16,5 % Gichtstaub gegangen, während in Völklingen im Monatsdurchschnitt 66,4 % Minettegichtstaub verarbeitet wurden, dessen Körnung zu 90 % kleiner als 0,3 mm ist. In Cardiff sind vorläufig acht Pfannen in Betrieb; der Ausbau auf zwölf Pfannen ist vorgesehen. Verglichen mit dem einfachen Pfannen-Sinterapparat, Bauart Lurgi, erscheint die A.-I.-B.-Anlage in Cardiff sehr teuer, umständlich und wenig leistungsfähig. Dasselbe gilt in verstärktem Maße für einen Vergleich mit den in Betrieb befindlichen neuzeitlichen Dwight-Lloyd-Anlagen, deren Leistungsfähigkeit je nach Eisengehalt und Körnung der zu sinternden Mischung 20 bis 30 t/m² Saugfläche in 24 h beträgt.

A. Wagner, Völklingen.

C. Parsons und H. M. Duncan berichteten über
Ein neues Verfahren zur Herstellung dichten Stahles.

Seit 1924 hat das Iron and Steel Institute durch einen Sonderausschuß zur Untersuchung der Heterogenität von Stahlblöcken, Blöcke aller Größen und Stahlsorten, untersuchen lassen. Das Ergebnis dieser Untersuchungen ist in zwei großen Arbeiten veröffentlicht worden¹⁾. Durch diese Arbeit wurde nachgewiesen oder bestätigt, daß kein Gußblock vollkommen frei von Seigerungen und schwachen lockeren Stellen in der Blockachse ist.

Ausgehend von diesen Feststellungen haben die Verfasser des vorliegenden Berichtes ein Verfahren ausgebildet²⁾, das darauf beruht, daß man die Erstarrung vom Blockfuß zum Blockkopf vor sich gehen läßt. Es soll dies dadurch erreicht werden, daß man das flüssige Metall in eine seitlich

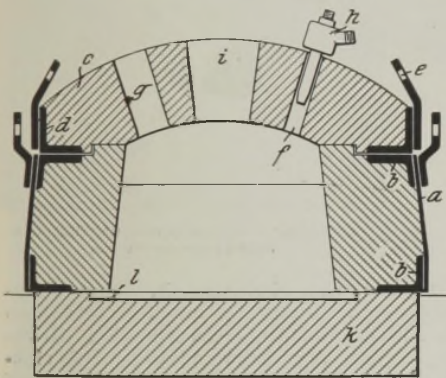


Abbildung 1. Längsschnitt durch die vorgeschlagene Gußform.

mit feuerfesten Stoffen ausgemauerte Kokille gießt, die breiter als hoch ist, und daß man als Gießplatte eine schwere metallische Kühlplatte verwendet. Diese Gußform wird vor dem Gießen sehr hoch vorgewärmt, und ferner wird die Oberfläche des flüssigen Metalls nach dem Gießen beheizt, so daß die oberste Schicht des Blockes zuletzt erstarrt.

Abb. 1 gibt einen Längsschnitt durch Block- und Gußform wieder. Die Kokille besteht aus einem starken Blechmantel (a) von leicht konischer Form und ist an ihren beiden Enden durch schwere Winkel (b) verstärkt. Der Blechmantel der Kokille ist mit feuerfesten Formsteinen ausgemauert und hat an den Seiten angenietete Ohren.

Der Kokillendeckel ist gleichfalls aus Formsteinen gemauert. Die Deckelmauerung ruht in einem schweren winkelförmigen Stahrling (d). Dieser Deckel ist an dem Stahrling (d) ebenfalls mit angenieteten Ohren (e) versehen.

Im Deckel sind ein oder mehrere Öffnungen (f) vorgesehen, die zur Einführung von Gas- oder Oelbrennern dienen sollen. Außerdem befinden sich noch eine oder mehrere Öffnungen (g) im Deckel, damit die sich während des Gießens bildenden Gase sowie die Verbrennungsgase entweichen können. Die Brenner sollen dazu dienen, die Blockoberfläche nach dem Gießen des Blockes flüssig zu halten. Die Kokille wird vor dem Gießen mit samt dem Deckel auf einer besonderen Wärmvorrichtung aufgeheizt. Diese Wärmvorrichtung besteht aus einer feuerfest ausgemauerten Sohle, in die Gas- oder Oelbrenner von unten her einmünden. Die im Deckel befindlichen Brenner (h) können ebenfalls zum Aufheizen benutzt werden. Der Deckel enthält einen Einguß (i), durch den die Gußform gefüllt wird.

¹⁾ J. Iron Steel Inst. 113 (1926) S. 39/151; 117 (1928) S.401/57.
²⁾ Amerikanisches Patent Nr. 278 032.

Zahlentafel 1. Festigkeitswerte von Proben aus dem Blockkern.

Probe	Streckgrenze kg/mm ²	Festigkeit kg/mm ²	Dehnung %	Einschnürung %
1 ¹⁾	29,18	41,7	1,0	—
2	29,9	33,1	—	—
3	21,2	49,5	15,0	20,5
4	22,1	49,9	12,5	14,0
5	18,9	46,9	17,0	23,0
6	18,9	44,8	14,0	18,0
7	18,9	46,4	17,5	21,0
8	17,3	44,5	13,5	18,0
9	17,3	40,5	12,0	15,5
10	20,5	46,4	32,5	45,5
11	23,6	46,9	25,0	38,5

¹⁾ Die mit ungeraden Zahlen bezeichneten Proben bedeuten die vom Blockkopf (1) bis zum Blockfuß (11) genommenen Längsproben, die mit geraden Zahlen benannten die entsprechenden Quersproben.

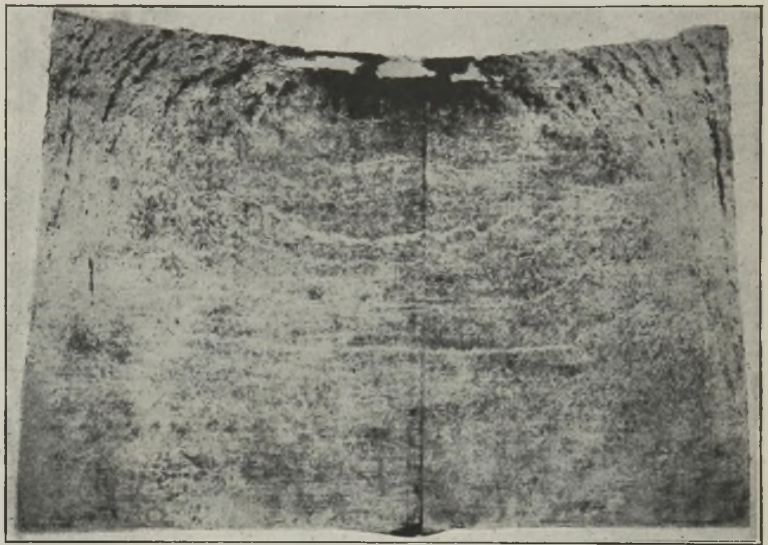


Abbildung 2. Schwefelabdruck eines Längsschliffes durch die Blockachse eines 20-t-Blockes.

Die Gießplatte (k) kann aus Gußeisen oder Stahl bestehen und wird zweckmäßig durch eine dünne Stahlplatte (l) gegen die Wirkung des Gießstrahls geschützt.

Nach diesem neuen Verfahren wurde ein Rundblock von 1778 mm Dmr. und 1143 mm Höhe mit einem Gewicht von 20,5 t gegossen. Von diesem Block wurden Längsschliffe durch die

Zahlentafel 2. Zerreißproben aus verschiedenen Stellen des Blockes.

Probe Nr.	Zerreißfestigkeit kg/mm ²	Dehnung auf rd. 50 mm Meßlänge %	Einschnürung %	Streckgrenze kg/mm ²	Kerbzähigkeit mkg	Lage der Proben im Block
1	51,3	13,0	21,6	—	0,83	L ¹⁾
2	52,0	12,0	15,2	28,4	0,55	L
3	48,0	12,0	18,4	—	0,69	Q ¹⁾
4	50,7	22,5	36,4	25,2	0,97	Q
5	45,7	18,0	23,2	—	0,83	L
6	47,8	27,0	50,0	23,6	1,10	L
7	43,4	10,0	15,2	23,6	—	Q
8	44,5	21,0	27,6	—	0,83	Q
9	47,6	27,0	44,8	20,5	1,10	Q
10	47,9	26,5	47,2	22,1	1,24	L
11	44,9	26,5	47,2	—	1,10	L
12	45,4	22,0	47,2	—	0,83	Q
13	49,4	26,5	46,0	23,6	1,10	Q

¹⁾ L bedeutet Längsprobe, Q = Quersprobe.

Blockachse angefertigt. *Abb. 2* zeigt einen Schwefelabzug und *Abb. 3* ein Aetzbild des Blockes im Längsschliff. Der Schwefelabzug läßt sowohl längs- als auch querverlaufende Seigerungsstreifen erkennen. Die Makrostruktur zeigt weder V-förmige Seigerung noch axiale Schwächen. Seigerungen, besonders Kohlenstoffseigerungen, lassen sich etwa im oberen Sechstel des Blockes, und da wieder vor allem in der Blockmitte beobachten. Auch Phosphor- und Schwefelgehalt sind in der Mitte und in der Zone zwischen Mitte und Rand höher als am Rande. Das Gußgefüge des Blockes ist durch zahlreiche Aufnahmen aus den verschiedensten Blockteilen untersucht worden. Diese Aufnahmen zeigen durchweg ein außerordentlich grobes Widmannstädtensches Gefüge, das in vielen Fällen erhebliche Schlackeneinschlüsse aufweist, wie dies in *Abb. 4 und 5* zu erkennen ist.

Ueber die Festigkeitswerte von Längs- und Querproben geben *Zahlentafel 1 und 2* Aufschluß. Die Werte der *Zahlentafel 1*

sind, feststellen lassen. Die von den Verfassern angegebenen physikalischen Werte entsprechen nicht den Anforderungen, die vom Maschinenbau heute an den Werkstoff gestellt werden. Bei Querproben sind beispielsweise Abweichungen zulässig von dem Werte der Längsproben in Höhe von 10 % für Streckgrenze und Festigkeit

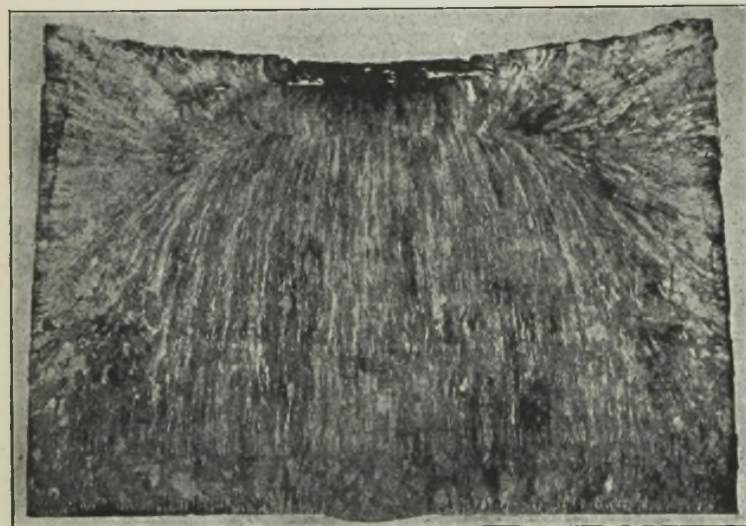


Abbildung 3. Makrostruktur eines Längsschliffes durch die Blockachse eines 20-t-Blockes.

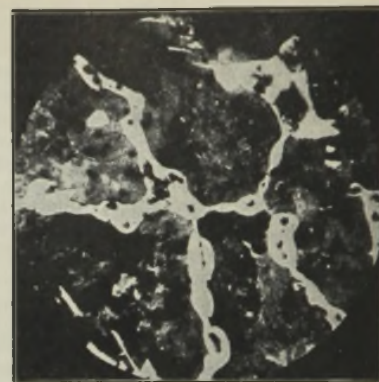


Abbildung 4. Gefügebild aus der geseigerten Zone mit Schlackeneinschlüssen im Ferrit-Netzwerk.



Abbildung 5. Schliffprobe, ungeätzt, mit Schlackeneinschlüssen.

entsprechen Längs- und Querproben aus der Kernzone des Blockes. Die Verfasser vergleichen die physikalischen Werte mit den Radialproben aus einem Querschnitt eines großen Schmiedestückes von 1448 mm Dmr. Die Werte sind nach Rand- und Mittelzone getrennt in *Zahlentafel 3* aufgeführt. Sie weisen selbst auf die über das übliche Maß hinausgehende Anreicherung an Schlackeneinschlüssen hin und machen die niedrige Gießgeschwindigkeit — der Block wurde mit einem 38-mm-Auslauf gegossen! — hierfür verantwortlich. Hiermit dürfte die Schwäche des neuen Verfahrens getroffen sein. Die starke abkühlende Wirkung der 1800 mm dicken Gießplatte sowie die außerordentlich große Blockoberfläche üben eine zu starke Kühlwirkung aus. Eine Krustenbildung wird zu Beginn des Gießens auch bei höheren Gießgeschwindigkeiten kaum zu vermeiden sein und wird sich immer im Schliff durch helle Linien, wie sie aus *Abb. 2* zu ersehen

und 33 % für Dehnung und Kerbzähigkeit. Diese Forderungen lassen sich auch anstandslos mit Schmiedeblocken aus den allgemein üblichen Kokillenformen herstellen. Die von den Verfassern angezogenen Vergleichswerte eines auf die allgemein übliche Art hergestellten Schmiedestückes weisen darauf hin, daß das vorliegende Schmiedestück nicht gesund war. Bei dem neuen Verfahren wird die Blockseigerung von der Mitte zum Rande hin verlegt; sie kann jedoch nicht nennenswert verhindert werden. Die feuerfeste Ausmauerung sowie die Kopfbeheizung beeinflussen die Kristallisation, d. h. die Kernzahl und die Kristallisationsgeschwindigkeit; dadurch besteht die Möglichkeit, der Bildung von interkristallinen Schwindungsrissen vorzubeugen.

Zahlentafel 3. Radialproben aus einem Querschnitt eines großen Schmiedestückes von 1448 mm Dmr.

Proben aus der geseigerten Zone				Proben aus der Randzone			
Streckgrenze	Zerreißeigenschaft	Dehnung auf rd. 50 mm Meßlänge	Einschnürung	Streckgrenze	Zerreißeigenschaft	Dehnung auf rd. 50 mm Meßlänge	Einschnürung
kg/mm ²	kg/mm ²	%	%	kg/mm ²	kg/mm ²	%	%
28,4	34,5	2,0	4,9	28,0	53,6	24,0	33,5
29,3	36,5	3,5 ¹⁾	4,9	29,6	54,6	23,0	24,5
29,6	—	3,0	—	29,3	56,0	20,0	24,5
28,7	50,0	7,0	11,7	28,4	55,8	21,5	33,5
29,6	49,1	6,0 ²⁾	11,7	29,6	55,4	24,0	24,5
29,3	49,4	8,0 ³⁾	11,7	28,0	54,4	30,5	47,2
29,0	46,5	5,0	8,4	30,2	53,6	21,5	30,6
29,6	41,4	4,5	8,4	26,8	53,5	24,0	33,5
29,2	43,9	4,9	8,8	28,7	54,5	23,6	31,5

1) Außerhalb der mittleren Hälfte gerissen.
 2) Außerhalb des Körners gerissen.
 3) Fehlerhafter Bruch.

An den Bericht schloß sich unter Beteiligung namhafter Forscher, wie Dr. Rosenhain, Dr. Hatfield, Saniter u. a., eine sehr eingehende Erörterung¹⁾ an, aus der folgendes kurz wiedergegeben sei. Der in dem Bericht beschriebene 20-t-Block wurde auf die in Stahlblöcken vorkommenden vier Hauptfehler untersucht. Die bei normal vergossenen Blöcken auftretenden axialen Schwächen waren in dem Block nicht vorhanden. Der Schwefelabdruck ließ keine axialen Seigerungen erkennen. V-förmige Seigerungen, die gewöhnlich in der Mitte zwischen Blockmitte und Oberfläche liegen, konnten nicht festgestellt werden; wohl aber waren Spuren einer neuartigen Seigerung zu erkennen. Was die nichtmetallischen Einschlüsse anlangt, so enthielt der nach dem neuen Verfahren hergestellte Block mindestens genau soviel derartige Einschlüsse wie ein normal vergossener Block. Als besondere Nachteile des neuen Verfahrens gelten die unglückliche für manche Zwecke unbrauchbare Form des Blockes, die durch seine Form bedingten Spannungen sowie die grobkristalline Struktur, die gleichzeitig durch das Vorhandensein größerer nichtmetallischer Einschlüsse verschlechtert ist. Für größere Erzeugungsmengen werden außer den rein metallurgischen Gesichtspunkten die Kosten der Herrichtung der Kokillen sowie das geringere Ausbringen eine entscheidende Rolle spielen. Das Ergebnis der Erörterung zeigt jedenfalls, daß das beschriebene Verfahren bis jetzt noch nicht annähernd das theoretisch gesteckte Ziel erreicht hat.

Dr.-Ing. F. Beitter.

1) Iron Coal Trades Rev. 118 (1929) S. 758/30 u. 900.

R. H. Greaves, H. H. Abram und S. H. Rees, Woolwich, berichteten über

Die Abnutzung von Geschützrohren.

Einleitend geben die Verfasser eine gedrängte Uebersicht über die verschiedenen Ursachen, die auf die Zerstörung der Geschützrohre Einfluß haben. An Hand einer großen Anzahl von Abbildungen zeigen sie, daß sich im Innern von abgenutzten Rohren zwei besonders kennzeichnende Erscheinungen erkennen lassen, nämlich eine harte dünne Schicht und ein Netzwerk von Oberflächenrisen von wenigen hundertstel Zoll Tiefe.

Bei genauer Prüfung der harten Haut an der inneren Oberfläche zeigte sich, wie übrigens schon vielfach festgestellt wurde, daß diese aus Martensit bestand, der durch die plötzliche Erhitzung der inneren Rohrwandung auf eine sehr hohe Temperatur und die darauffolgende sehr schnelle Abkühlung durch die an die hoherhitzte dünne Schicht sich anschließende kältere Stahlmasse erzeugt wurde. Die Dicke der Martensitschicht nahm von der Mündung der Rohre bis zum Beginn der Züge zu und setzte sich bis in die Kammer fort. *Abb. 1* gibt die gehärtete Oberflächenschicht im Innern eines 16zölligen Geschützrohres aus Nickelstahl wieder. Zwischen der Martensitschicht und dem durch den Beschuß des Rohres weniger hoherhitzten, nicht umgewandelten Gefüge wurde häufig eine dünne Uebergangsschicht von Troostit beobachtet. Je stärker der Gasstrom und je höher die Verbrennungstemperatur der Verbrennungsgase waren, desto stärker bildete sich die Martensitschicht aus. Die Dicke der gehärteten Schicht konnte daher als Erkennungszeichen für die verschiedene Wirkung der erzeugten Gase angesehen werden, wenn auch

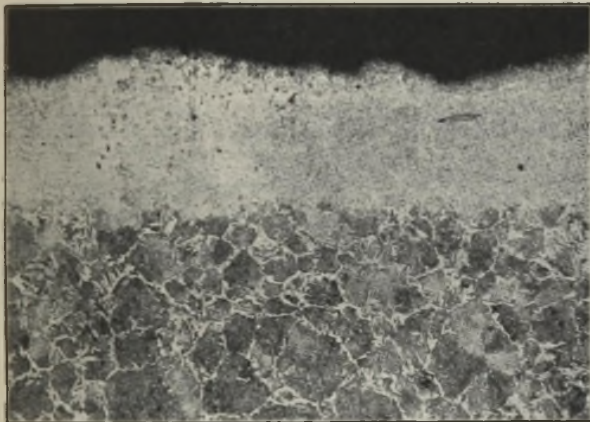


Abbildung 1. Gehärtete Schicht eines 16"-Geschützrohres. $\times 100$

andererseits das Nichtvorhandensein der gehärteten Schicht nicht als Nachweis für die Abwesenheit der erodierenden Gaswirkung zu betrachten ist. Zu beachten ist ferner, daß eine unter Martensitbildung gehärtete Oberflächenschicht auch nur durch Reibung ohne Einwirkung heißer Gase entstehen kann, wie sie sich z. B. an Geschossen, starken gebremsten Radreifen, an der Oberfläche von Eisenbahnschienen oder an Kugellagern zuweilen zeigt.²

Die Entstehung und die Beschaffenheit der harten Haut wurde von den Verfassern an Stahlzylindern mit 0,8 % C untersucht, die, in der Kammer einer 15zölligen Kanone untergebracht, der Einwirkung der Gase ausgesetzt wurden. Es zeigte sich bei diesen Versuchen, daß die Schnelligkeit der Bildung einer gleichmäßigen festen Lösung aus Ferrit und Zementit bei einem völlig aus Perlit bestehenden Stahl größer ist als bei einem Stahl, der noch ein Netzwerk von Ferrit besitzt. Die Stahlzylinder wurden nach einem, fünf und zehn Schüssen geprüft. Die größte beobachtete Tiefe der gehärteten Schicht war nach einem Schuß 0,09, nach fünf Schüssen 0,28 und nach zehn Schüssen 0,29 mm. Die volle Tiefe war praktisch bereits nach dem fünften Schuß erreicht. Die Schicht selbst bestand aus einer Außenzone von Martensit normaler Größe, an die sich Zonen aus sehr feinkörnigem Martensit, Troostit, Ferrit und Troostit und eine sehr dünne Zone aus Sorbit als Uebergang zum Ursprungsgefüge anschlossen. Die größte Brinellhärte der gehärteten Schicht war, mit einer 1-mm-Kugel und 30 kg Druck gemessen, 547, während die Brinellhärte des ursprünglichen Stahles 209 BE. betrug.

Die beobachteten Oberflächenrisse der harten Haut (*Abb. 2*), die sich in dem tiefliegenden Teil der Züge hauptsächlich diesen parallel und in dem erhabenen Teil quer dazu erstreckten,

haben nach D. K. Tschernoff¹⁾, M. Okochi²⁾ und anderen ihre Ursache vorzugsweise in der thermischen Zusammenziehung und kritischen Volumenänderung bei der Abkühlung. Jedoch zeigte sich, daß sie unter der Einwirkung hoherhitzter Gase auch in Metallegierungen auftreten können, die auch durch Abschreckung nicht härter sind. Die Untersuchung der Risse wird durch Aetzen der Probstücke in 20prozentiger Schwefelsäure bei 80° erleichtert.

Die beim Beschuß auftretende Härtung des Stahles und die Entstehung der Risse an der inneren Oberfläche sind jedoch nicht als die Hauptursache für das Unbrauchbarwerden der Geschützrohre zu betrachten. Vielmehr liegt der bestimmende Einfluß hierfür in dem Schmelzen und Ausblasen der dünnen Oberflächenschicht durch die Wucht des dem Geschosse folgenden hoherhitzten Gases. Die Abnutzung (Erosion) der Rohre nimmt mit der Verbrennungswärme des Pulvers sowie steigendem Druck und steigender Geschwindigkeit des Gases zu. Der Verschleiß der Rohre ist beim Beginn der Züge am stärksten.

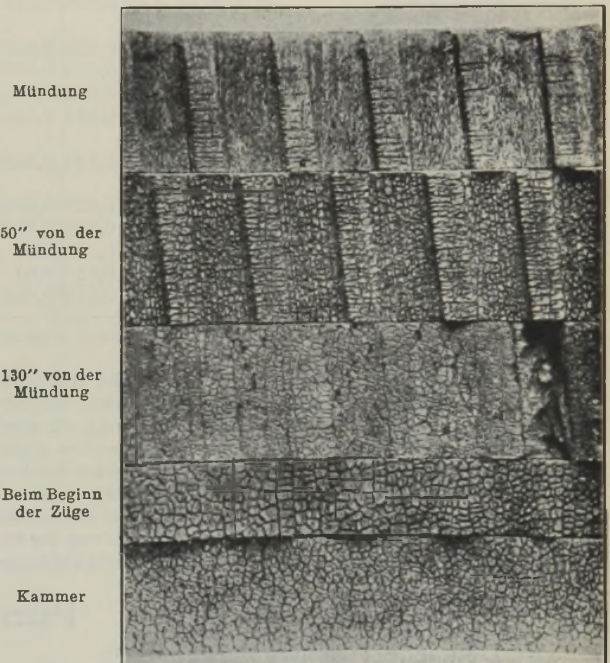


Abbildung 2. $\times \frac{2}{3}$
Abschnitte aus einem 60-Pfünder-Geschützrohr mit Oberflächenrisen. Geätzt mit 20prozentiger H_2SO_4 bei 80° C.

Um die beim Beschuß auftretenden Änderungen der Beschaffenheit des Stahles laboratoriumsmäßig besser erfassen zu können, haben die Verfasser in Anlehnung an Untersuchungen von Sir Andrew Noble³⁾ in den Jahren 1882 bis 1885 und anderen Forschern Ausschießdüsen aus Stählen verschiedener chemischer Zusammensetzung hergestellt und in einer besonderen Versuchseinrichtung eingebaut und geprüft. Die ausgeführten Ausschießversuche mit Düsen, deren Gewichtsabnahme gemessen wurde, zeigten die relative Ausschießfähigkeit verschiedener Stähle und Nichteisenmetalle. Sie beleuchteten die überragende Bedeutung des Schmelzpunktes, obwohl auch andere Eigenschaften, wie die gebundene Verbrennungswärme des verwendeten Pulvers und die Wärmeleitfähigkeit der Stähle, einigen Einfluß ausübten. *Zahlentafel 1* gibt die chemische Zusammensetzung und die mechanischen Eigenschaften der zu den Ausschießversuchen verwendeten Stähle wieder und zeigt, daß sehr reines Eisen (Armco-Eisen) weniger zum Ausschießen neigt als irgendein anderer Stahl.

Die relative Ausschießkraft verschiedener Pulverarten ist von ihrem Wärmewert abhängig. Seine Verminderung auf 25 % ergibt eine Verminderung des Ausschießverlustes auf annähernd die Hälfte.

Bei der Betrachtung der Lebensdauer eines Geschützes ist ferner noch der durch die Reibung des Geschosses an der Rohrwandung auftretende Verlust in Rechnung zu setzen. Diese Wirkung ist bei kleinen Waffen am größten, sie nimmt jedoch

¹⁾ Artilleriski J. (1912) Nr. 7.

²⁾ J. College Engg. Tokyo Imp. Univ. 9 (1919) Nr. 7, S. 1.

³⁾ Sir A. Noble: Artillery and Explosives (London: J. Murray 1906) S. 503 u. 536.

Zahlentafel 1. Chemische Zusammensetzung und mechanische Eigenschaften der verwendeten Werkstoffe sowie ihr relativer Ausschleißverlust.

Werkstoff	Chemische Zusammensetzung								Andere Elemente	Verwendungszustand	Brinellhärte	Elastizitätsgrenze kg/mm ²	Zugfestigkeit kg/mm ²	Relativ. Ausschleißverlust, angenäh. auf 0,5
	C %	Si %	Mn %	P %	S %	Ni %	Or %	%						
Armco-Eisen	0,03	0,01	0,02	0,013	0,002	—	—	—	—	gewalzt	109	19	33	4,0
Weichstahl	0,16	0,05	0,51	0,070	0,076	—	—	—	—	„	111	20	40	4,0
Kohlenstoffgeschützstahl	0,42	0,13	0,80	0,037	0,036	—	—	—	—	in Oelgehärt. u. angelassen	179	37	62	4,5
Kohlenstoffstahl mit hohem Mangangehalt	0,39	0,11	1,12	0,025	0,035	—	—	—	—	„	183	39	60	4,5
	0,36	0,09	2,24	0,025	0,027	—	—	—	—	„	239	62	78	4,5
Wolframstahl	0,30	0,09	0,17	0,027	0,045	—	—	1,72 W	—	„	179	42	58	4,5
Nickelgeschützstahl	0,32	0,13	0,66	0,023	0,026	3,63	0,05	—	—	„	198	47	67	4,5
Nickel-Chrom-Geschützstahl	0,29	0,12	0,56	0,030	0,023	3,67	0,62	—	—	„	234	58	76	4,5
Nickel-Chrom-Stahl	0,25	0,26	0,45	0,010	0,015	3,39	0,75	—	—	„	230	59	74	4,5
Nickel-Chrom-Molybdän-Stahl	0,28	0,15	0,48	0,028	0,032	2,45	0,65	0,43 Mo	—	„	259	73	87	4,5
Nickel-Chrom-Vanadin-Stahl	0,28	0,23	0,37	0,024	0,032	3,36	0,90	0,25 V	—	„	245	67	79	4,5
Chrom-Vanadin-Stahl	0,36	0,12	0,21	0,022	0,037	—	1,2	0,38 V	—	„	306	84	99	4,5
Rostfreier Stahl	0,43	0,13	0,20	0,024	0,080	0,20	12,37	—	—	„	255	65	84	9,0
Niedriggekohlter rostfreier Stahl	0,13	0,15	0,21	0,040	0,045	0,20	12,40	—	—	gewalzt	202	47	64	9,0
Hochchromhaltiger rostfreier Stahl	0,23	0,11	0,15	0,035	0,034	2,04	17,9	—	—	„	296	73	96	10,0
Austenitischer rostfreier Stahl	0,15	0,16	0,11	0,018	0,005	7,8	19,8	—	—	„	171	20	84	11,0
	0,37	0,11	1,30	0,03	0,02	35,6	11,0	—	—	„	216	26	65	10,5
Austenitischer Nickelstahl	0,02	0,13	0,30	0,01	0,01	34,7	0,26	—	—	„	175	54	60	7,0
	0,11	0,11	0,37	0,013	0,025	36,7	0,005	—	—	„	217	56	71	7,0

im Vergleich zu dem Verlust durch die Gaswirkung mit zunehmendem Kaliber schnell ab.

Die Abnutzung beginnt nicht gleichzeitig mit der Inbetriebnahme des Geschützes, sondern, wenn sie überhaupt auftritt, erst später, und zwar meist schnell, unregelmäßig und oft stark örtlich. Wenn die Abnutzung oder irgendwelche besonders starke Aufweitung einen bestimmten Betrag erreicht hat, setzt das Ausbrennen als Folge des Gasentweichens zwischen Führungsband und Rohrwandung ein, wobei die tiefer liegenden Teile der Züge zuerst angegriffen werden. Die Stärke der Ausbrennung ist von der Geschützart und der Größe des Kalibers des Geschützrohres abhängig.

Die mehr gleichmäßige Abnutzung, die dem Ausbrennen in kleinen Geschützrohren stets vorausgeht, und die schweren Geschützen während ihrer ganzen Lebensdauer eigentümlich ist, ist dem Schmelzen und Fortschleudern einer dünnen Schicht der Bohroberfläche durch die hochoberhitzten vorstoßenden Gase zu verdanken. Zu ihrer Verhinderung gibt es jedoch kein metallurgisches Hilfsmittel. Die einzige praktische Möglichkeit, das Ausschließen der Rohre zu vermindern, besteht in der Verwendung eines weniger Wärme erzeugenden Pulvers und in einer besonders sorgfältigen Herstellung der Kammer.

F. Schmitz.

Patentbericht.

Deutsche Patentanmeldungen¹⁾.

(Patentblatt Nr. 35 vom 29. August 1929.)

Kl. 7 f, Gr. 1, D 93 111; Zus. z. Pat. 460 410. Reifenwalzwerk mit zwei axial verschiebbaren und je einen Ringflansch zur Herbeiführung des Kaliberschlusses tragenden Walzen. Demag A.-G., Duisburg.

Kl. 10 a, Gr. 1, O 17 454; Zus. z. Pat. 446 323. Senkrechter Kammerofen. Dr. C. Otto & Comp., G. m. b. H., Bochum, Christstr. 9.

Kl. 10 a, Gr. 16, S 88 350. Gleitschuh für Koksandrückstangen. Sächsische Maschinenfabrik vorm. Rich. Hartmann A.-G., Chemnitz.

Kl. 10 a, Gr. 17, O 16 101; mit Zus.-Anm. O 16 358. Koks-lösch- und Verladeeinrichtung. Dr. C. Otto & Comp., G. m. b. H., Bochum, Christstr. 9.

Kl. 10 a, Gr. 17, S 78 809; Zus. z. Anm. S 78 270. Koks-löschwagen. Karl Sassenhoff, Langendreer, Bahnhofstr. 3.

Kl. 12 e, Gr. 2, D 56 495. Vorrichtung mit Prallflächen zum Abscheiden von festen oder flüssigen Bestandteilen aus gas- oder dampfförmigen Körpern. Max Dreyer, Magdeburg-S., Halberstädter Str. 128 a.

Kl. 12 e, Gr. 5, M 105 178. Vorrichtung zur elektrischen Abscheidung von Schwefelkörpern aus Gasen. Metallgesellschaft A.-G., Frankfurt a. M., Bockenheimer Anlage 45.

Kl. 13 g, P 54 120. Wärmespeicher für Dampfkraftanlagen. Theodor Popescu, Alexander Pais und Constantin Pais, Bukarest.

Kl. 18 a, Gr. 18, N 26 916. Verfahren zur Reduktion von Erzen, besonders Eisenerzen, in einem Kanalofen. Fa. Nybergs Gufaktiebolag, Smedjebacken (Schweden).

Kl. 18 b, Gr. 20, H 117 913. Verfahren zur Herstellung von kupferhaltigem Gußeisen und Stahl. Dr. Fr. Heusler, Dillenburg.

Kl. 18 c, Gr. 9, H 113 623. Beschickungsvorrichtung für industrielle Ofenanlagen unter Verwendung von Prätzenkränen oder Prätzenwagen, bei welchen sich die Prätzen quer zur Beschick-

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

richtung erstrecken und mit einem rostartigen, im Ofen angeordneten Auflager für das Gut zusammenwirken. Hirsch, Kupfer- und Messingwerke A.-G., Berlin NW 7, Neue Wilhelmstr. 9—11.

Kl. 24 e, Gr. 3, I 31 155; Zus. z. Anm. T 29 908. Gaserzeuger. I.-G. Farbenindustrie A.-G., Frankfurt a. M.

Kl. 40 a, Gr. 12, W 73 222. Reduktion von Erzen. Dr. Herbert Wittek, Beuthen, O.-S., Kantstr. 4.

Deutsche Gebrauchsmustereintragungen.

(Patentblatt Nr. 35 vom 29. August 1929.)

Kl. 7 a, Nr. 1 084 700. Stahl-, Kalt- und Warmwalzen aus legiertem Molybdänstahl. Carl Plachetka, Düsseldorf, Roßstr. 16.

Kl. 12 e, Nr. 1 084 482. Vorrichtung zur Entstaubung von Gasen, Dämpfen oder Gasdampfgemischen u. dgl. Metallgesellschaft A.-G., Frankfurt a. M., Bockenheimer Anlage 45.

Kl. 12 e, Nr. 1 084 646 und 1 084 647. Vorrichtung zum Ausscheiden von Verunreinigungen aus Gasen, Luft, Dämpfen o. dgl. Eduard Theisen, München O 27, Herschelstr. 25.

Kl. 18 a, Nr. 1 085 078. Spannschloß für Flacheisenbänder, beispielsweise für Hochofen- und Kaminbänder o. dgl. Ludwig Koch A.-G., Siegen i. W.

Kl. 18 c, Nr. 1 084 718. Wandausbildung von Glüh-, Härte- und Einsatzkasten sowie -töpfen mit hierdurch bedingter Randform. Pose & Marré, Ingenieurbüro, Erkrath b. Düsseldorf.

Kl. 21 h, Nr. 1 084 390. Hochfrequenzinduktionsofen. Siemens & Halske A.-G., Berlin-Siemensstadt.

Kl. 21 h, Nr. 1 084 406. Vorrichtung zum Schutz der Heizwicklung in Schmelzöfen u. dgl. Siemens-Schuckertwerke A.-G., Berlin-Siemensstadt.

Kl. 21 h, Nr. 1 084 476. Elektrodenfassung für elektrische Ofen. Siemens & Halske A.-G., Berlin-Siemensstadt.

Kl. 31 b, Nr. 1 084 438. Sandschleudermaschinen zum Füllen von Sandbehältern. Maschinen- und Werkzeugfabrik Kabel, Vogel & Schemmann A.-G., Kabel i. W.

Kl. 80 b, Nr. 1 085 058. Isolierkörper aus Schlackenwolle. Gebr. Brune, Bochum, Ehrenfeldstr. 26.

Statistisches.

Der Außenhandel Deutschlands in Erzeugnissen der Bergwerks- und Eisenhüttenindustrie im Juli 1929.

Die in Klammern stehenden Zahlen geben die Positions-Nummern der „Monatlichen Nachweise über den auswärtigen Handel Deutschlands“ an.	Einfuhr		Ausfuhr	
	Juli 1929 t	Januar-Juli 1929 t	Juli 1929 t	Januar-Juli 1929 t
Eisenerze (237 e)	1 481 880	9 192 018	8 279	72 741
Manganerze (237 h)	25 222	175 619	204	860
Eisen- oder manganhaltige Gasreinigungsmasse; Schlacken, Kiesabbrände (237 r)	128 690	584 991	42 324	186 808
Schwefelkies und Schwefelerze (237 l)	111 435	657 409	5 009	27 663
Steinkohlen, Anthrazit, unbearbeitete Kennelkohle (238 a)	688 428	4 289 226	2 385 043	14 607 991
Braunkohlen (238 b)	212 362	1 616 824	1 464	17 125
Koks (238 d)	32 136	233 070	1 000 713	5 699 066
Steinkohlenbriketts (238 e)	1 331	8 449	57 324	394 931
Braunkohlenbriketts, auch Naßpreßsteine (238 f)	13 046	80 390	187 896	1 096 754
Eisen und Eisenwaren aller Art (777 a bis 843 b)	177 749	1 092 753	545 568	3 381 342
Darunter:				
Roheisen (777 a)	12 708	94 098	42 637	214 787
Ferrosilizium, -mangan, -aluminium, -chrom, -nickel, -wolfram und andere nicht schiedbare Eisenlegierungen (777 b)	90	652	4 847	29 129
Bruchisen, Alteisen, Eisenfeilspäne usw. (842; 843)	46 620	208 566	14 050	153 206
Röhren und Röhrenformstücke aus nicht schiedbarem Guß, roh und bearbeitet (778 a, b; 779 a, b)	6 698	36 332	12 843	64 153
Walzen aus nicht schiedbarem Guß, desgleichen [780 A, A ¹ , A ²]	13	182	1 037	8 842
Maschinenteile, roh und bearbeitet, aus nicht schiedbarem Guß [782 a; 783 a ¹ , b ¹ , c ¹ , d ¹]	471	3 185	536	2 781
Sonstige Eisenwaren, roh und bearbeitet, aus nicht schiedbarem Guß (780 B; 781; 782 b; 783 e, f, g, h)	727	4 822	16 319	87 812
Rohrippen; Rohschienen; Rohblöcke; Brammen; vorgewalzte Blöcke; Platinen; Knüppel; Tiegelstahl in Blöcken (784)	13 785	93 394	46 885	279 334
Stabeisen; Formeisen; Bandisen [785 A ¹ , A ² , B]	60 659	402 183	125 697	784 204
Blech: roh, entzündert, gerichtet usw. (786 a, b, c)	5 445	40 963	65 411	334 528
Blech: abgeschliffen, lackiert, poliert, gebräunt usw. (787)	49	153	64	539
Verzinte Bleche (Weißblech) (788 a)	2 483	14 987	2 772	18 629
Verzinkte Bleche (788 b)	290	2 075	581	12 386
Well-, Dehn-, Riffel-, Waffel-, Warzenblech (789 a, b)	217	2 075	758	7 370
Andere Bleche (788 c; 790)	58	418	994	5 230
Draht, gewalzt oder gezogen, verzinkt usw. (791 a, b; 792 a, b)	9 509	60 318	35 782	308 544
Schlangenhöhren, gewalzt oder gezogen; Röhrenformstücke (793 a, b)	40	138	857	5 333
Andere Röhren, gewalzt oder gezogen (794 a, b; 795 a, b)	1 433	14 656	34 810	220 565
Eisenbahnachsen usw.; Straßenbahnachsen; Eisenbahnschwellen; Eisenbahnlaschen; -unterlagsplatten (796)	9 881	70 703	47 309	237 490
Eisenbahnachsen, -radeisen, -räder, -radsätze (797)	51	489	5 254	36 783
Schmiedbarer Guß; Schmiedstücke usw.; Maschinenteile, roh und bearbeitet, aus schmiedbarem Eisen (798 a, b, c, d, e; 799 a ¹ , b ¹ , c ¹ , d ¹ , e, f)	2 941	18 966	22 896	138 263
Brücken- und Eisenbauteile aus schmiedbarem Eisen (800 a, b)	537	2 861	8 444	49 076
Dampfkessel und Dampfzylinder aus schmiedbarem Eisen sowie zusammengesetzte Teile von solchen, Ankertonnen, Gas- und andere Behälter, Röhrenverbindungsstücke, Hähne, Ventile usw. (801 a, b, c, d; 802; 803; 804; 805)	248	858	10 334	63 887
Anker, Schraubstücke, Ambosse, Sperrhörner, Brecheisen; Hämmer; Kloben und Rollen zu Flaschenzügen; Winden usw. (806 a, b; 807)	74	450	824	4 689
Landwirtschaftliche Geräte (808 a, b; 809; 810; 816 a, b)	88	1 014	3 504	29 746
Werkzeuge, Messer, Scheren, Waagen (Wiegervorrichtungen) usw. (811 a, b; 812; 813 a, b, c, d, e; 814 a, b; 815 a, b, c; 816 c, d; 817; 818; 819)	169	1 336	3 726	28 410
Eisenbahnoberbauzeug (820 a)	644	4 668	1 633	10 604
Sonstiges Eisenbahnzeug (821 a, b)	11	65	1 287	6 854
Schrauben, Nieten, Schraubenmutter, Hufeisen usw. (820 b, c; 825 e)	224	1 639	3 568	27 173
Achsen (ohne Eisenbahnachsen), Achsteile usw. (822; 823)	23	179	106	1 352
Eisenbahnwagenfedern, andere Wagenfedern (824 a, b)	648	3 937	697	4 249
Drahtseile, Drahtlitzen (825 a)	100	596	1 673	9 959
Andere Drahtwaren (825 b, c, d; 826 b)	76	2 312	8 116	59 875
Drahtstifte (Huf- und sonstige Nägel) (825 f, g; 826 a; 827)	42	390	4 861	39 315
Haus- und Küchengeräte (828 d, e, f)	37	233	2 972	19 650
Ketten usw. (829 a, b)	16	397	830	5 823
Alle übrigen Eisenwaren (828 a, b, c; 830; 831; 832; 833; 834; 835; 836; 837; 838; 839; 840; 841)	644	2 463	10 699	70 753
Maschinen (892 bis 906)	5 229	35 250	55 601	359 735

¹⁾ Die Ausfuhr ist unter Maschinen nachgewiesen.

Die Saarkohlenförderung im Juni 1929.

Nach der Statistik der französischen Bergwerksverwaltung betrug die Kohlenförderung des Saargebietes im Juni 1929 insgesamt 1 100 704 t; davon entfallen auf die staatlichen Gruben 1 060 440 t und auf die Grube Frankenholz 40 264 t. Die durchschnittliche Tagesleistung betrug bei 24,28 Arbeitstagen 45 340 t. Von der Kohlenförderung wurden 83 739 t in den eigenen Werken verbraucht, 32 023 t an die Bergarbeiter geliefert und 22 894 t den Kokereien zugeführt sowie 972 463 t zum Verkauf und Versand gebracht. Die Haldenbestände verminderten sich um 10 415 t. Insgesamt waren am Ende des Berichtmonats 52 370 t Kohle und 814 t Koks auf Halde gestürzt. In den eigenen angegliederten Betrieben wurden im Mai 1929 15 631 t Koks hergestellt. Die Belegschaft betrug einschließlich der Beamten 62 978 Mann. Die durchschnittliche Tagesleistung der Arbeiter unter und über Tage belief sich auf 841 kg.

Im ersten Halbjahr 1929 förderten die französischen Saargruben insgesamt 6 436 401 t Kohle gegen 6 435 752 t im gleichen Zeitraum des Vorjahres; die Förderung ist also nahezu gleichgeblieben. Die Kokerzeugung betrug 116 128 t gegen 124 702 t im Vorjahre, hat sich mithin um rd. 8000 t verringert.

Luxemburgs Roheisen- und Stahlerzeugung im Januar bis Juli 1929.

1929	Roheisenerzeugung				Stahlerzeugung			
	Thomas-t	Gießerei-t	Puddel-t	zusammen-t	Thomas-t	Siemens-Martin-t	Elektro-t	zusammen-t
Januar	238 397	3272	20	241 689	222 955	990	672	224 617
Februar	206 252	2955	—	209 207	193 070	1784	549	195 403
März	231 839	4475	725	237 039	217 156	2901	1313	221 370
April	228 887	4525	1665	235 077	223 071	2356	671	226 098
Mai	244 475	3108	280	247 863	227 999	1517	104	229 620
Juni	239 064	2956	—	242 020	215 915	2186	533	218 634
Juli	247 295	2950	15	250 260	232 807	2344	90	235 241

Die Roheisenerzeugung der Vereinigten Staaten im ersten Halbjahr 1929.

Nach den Ermittlungen des „American Iron and Steel Institute“ wurden in den Vereinigten Staaten während des ersten Halbjahres 1929 insgesamt 22 169 181 t Roheisen und Eisen-

legierungen erzeugt, gegen 18 985 395 t im ersten Halbjahre und 19 780 810 t während der zweiten Hälfte des Jahres 1928. Die Erzeugung hat somit in der Berichtszeit gegenüber der gleichen Zeit des Vorjahres um rd. 17 % und gegenüber dem zweiten Halbjahre 1928 um rd. 12 % zugenommen. Von der gesamten Roheisenerzeugung waren 4 916 230 t zum Verkauf bestimmt, während 17 252 951 t von den Erzeugern selbst weiterverarbeitet wurden.

Ueber die Zahl der Hochöfen und die Roheisenerzeugung, getrennt nach den einzelnen Bezirken, gibt nebenstehende Zusammenstellung Aufschluß.

Der Herstellung von Eisenlegierungen dienten im ersten Halbjahre 1929 insgesamt 18 Hochöfen, von denen am 30. Juni 1929 12 in Betrieb waren, davon 8 in Pennsylvania, 1 in Virginia, 1 in Tennessee und 2 in Ohio. Erzeugt wurden:

Staaten	Zahl der Hochöfen				Erzeugung von Roheisen (ausschl. Spiegeleisen, Ferromangan, Ferrosilizium usw.) in t zu 1000 kg		
	in Betrieb am 31. Dez. 1928	am 30. Juni 1929			1. Halbjahr 1928	2. Halbjahr 1928	1. Halbjahr 1929
		in Betrieb	außer Betrieb	insgesamt			
Massachusetts	1	1	0	1	1 233 104	1 171 656	1 467 215
New York	12	16	7	23			
New Jersey	0	0	2	2			
Pennsylvania	63	71	24	95	5 854 199	6 391 044	7 315 934
Maryland, Virginia, West-Virginia, Kentucky, Mississippi, Texas, Tennessee	11	14	17	31	953 886	1 060 571	1 056 156
Alabama	18	17	14	31	1 272 265	1 285 500	1 434 524
Ohio	43	45	12	57	4 365 732	4 795 566	5 051 978
Illinois	17	19	6	25	2 074 752	1 930 738	2 301 347
Indiana, Michigan	22	24	4	28	2 383 422	2 272 972	2 623 569
Wisconsin, Minnesota, Missouri, Colorado, Utah . .	6	6	7	13	467 979	486 688	496 406
zusammen	193	213	93	306	18 605 339	19 394 735	21 747 129

	1. Halbjahr 1928	2. Halbjahr 1928	1. Halbjahr 1929
New York und New Jersey	94 683	104 275	114 807
Pennsylvania	187 981	188 139	219 160
Maryland, Virginien, Westvirginien, Tennessee, Alabama	29 878	43 707	38 054
Ohio, Colorado, Iowa . . .	67 514	49 954	50 031
zusammen	380 056	386 075	422 052

Auf die einzelnen Roheisensorten entfallen von der Erzeugung der drei letzten Halbjahre folgende Mengen:

Art	Erzeugung in t zu 1000 kg		
	1. Halbjahr 1928	2. Halbjahr 1928	1. Halbjahr 1929
Roheisen für das basische Verfahren	10 887 444	11 590 957	13 192 622
Bessemer- und phosphorarmes Roheisen	4 529 078	4 628 990	5 023 568
Gießereiroheisen	2 139 084	2 138 062	2 144 949
Roheisen f. d. Temperguß	961 745	991 993	1 294 689
Puddelroheisen	61 900	27 876	71 294
Sonstiges Roheisen und Gußwaren l. Schmelzung	26 088	16 857	20 007
zusammen	18 605 339	19 394 735	21 747 129

Art	Erzeugung in t zu 1000 kg		
	1. Halbjahr 1928	2. Halbjahr 1928	1. Halbjahr 1929
Ferromangan, Spiegeleisen	208 354	217 566	236 493
Ferrosilizium	154 827	153 625	163 359
Sonstige Eisenlegierungen	16 875	14 884	22 200
zusammen	380 056	386 075	422 052
Insgesamt Roheisen und Eisenlegierungen	18 985 395	19 780 810	22 169 181

Die Verteilung der Hochöfen nach den verwendeten Brennstoffen und die sich hieraus ergebende Roheisenerzeugung ist aus nachfolgenden Zahlentafeln ersichtlich:

	Hochöfen			
	in Betrieb am 31. Dez. 1928	am 30. Juni 1929		
		in Betrieb	außer Betrieb	insgesamt
Koks-Hochöfen	189	208	90	298
Holzkohlen-Hochöfen	4	5	3	8
Auf Eisenlegierungen gingen	10	12	6	18
insgesamt	203	225	99	324

	Erzeugung in t zu 1000 kg		
	1. Halbjahr 1928	2. Halbjahr 1928	1. Halbjahr 1929
Koks-Roheisen	18 524 970	19 329 857	21 678 545
Holzkohlen-Roheisen	80 369	64 878	68 584
Eisenlegierungen	380 056	386 075	422 052
zusammen Roheisen und Eisenlegierungen	18 985 395	19 780 810	22 169 181

Der Eisenerzbergbau Preußens im Jahre 1928¹⁾.

Oberbergamtsbezirke und Wirtschaftsgebiete (Preuß. Anteil)	Betriebswerke		Beschäftigte Beamte und Arbeiter	Verwertbare, absatzfähige Förderung an							Absatz				
	Hauptbetriebe	Nebenbetriebe		Manganerz über 30 % Mangan	Brauneisenstein bis 30 % Mangan		Spateisenstein	Rot-eisenstein	sonstigen Eisen-erzen	zusammen		berechneter Eisen-inhalt	Menge	berechneter Eisen-inhalt	berechneter Mangan-inhalt
					über 12 %	bis 12 %				Menge	berechneter Eisen-inhalt				
					t	t				t	t				
Breslau	1	2	362	—	—	—	—	36 990 ²⁾	—	—	18 425	37 000	18 439	—	
Halle	1	—	97	—	91 800	—	—	—	—	91 800	9 179	9 164	9 417	1 889	
Clausthal	9	—	1 840	—	1 327 095	—	—	—	—	1 327 095	466 278	1 258 395	436 787	24 425	
<i>Davon entfallen a. d.</i>															
a) Harzer Bezirk	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	
b) Subherzynischen Bezirk (Peine, Salzgitter)	6	—	1 768	—	1 310 433	—	—	—	—	1 310 433	449 760	1 242 707	429 679	23 574	
Dortmund	4	—	281	—	23 579	—	447	561 ³⁾	—	24 587	7 682	24 753	7 765	515	
Bonn	104	2	10 730	210	82 742	159 662	1 879 478	690 286	3 885 ⁴⁾	2 816 263	1 000 630	2 553 717	987 546	136 667	
<i>Davon entfallen a. d.</i>															
a) Siegerländer-Wieder Spateisenstein-Berzirk	44	—	7 797	—	213	27 871	1 872 190	59 613	—	1 959 887	681 937	1 731 693	678 856	121 458	
b) Nassauisch-Oberhessischen (Lahn- und Dill-) Bezirk	55	2	2 564	210	8 702	131 791	7 288	597 880	3 885	749 756	289 382	736 866	286 172	6 464	
c) Taunus-Hunsrück-Berzirk	4	—	365	—	73 827	—	—	32 493	—	106 320	29 191	85 158	22 518	7 745	
d) Waldeck-Sauerländer Berzirk	1	—	4	—	—	—	—	300	—	300	—	—	—	—	
Zus. in Preußen 1929	119	4	13 310	210	82 712	1 602 131	1 871 474	691 436	4 296 735	1 492 191	3 908 029	1 458 954	1 649 878	162 489	
Zus. in Preußen 1927	128	5	14 654	37	190 441	1 579 429	2 112 167	689 517	3 816 667	1 585 262	4 552 977	1 649 878	216 172		

¹⁾ Z. Bergwes. Preuß. 77 (1929) S. St 16. — ²⁾ Darunter 34 990 t Magnetisenstein, 2000 t Toneisenstein. — ³⁾ Raseneisenerze. — ⁴⁾ Magnetisenstein.

Wirtschaftliche Rundschau.

Die Lage des deutschen Eisenmarktes im August 1929.

I. RHEINLAND-WESTFALEN. — Das Gesamtbild der Marktlage weist in der Berichtszeit keine erheblichen Wandlungen auf. Die zeitbedingten Auftriebskräfte der Wirtschaft haben bereits den Gipfelpunkt überschritten. Das zeigt deutlich die in den letzten Wochen geringer werdende Aufnahmefähigkeit des Arbeitsmarktes.

Bemerkenswert ist, was das Landesarbeitsamt Rheinprovinz in seinem Bericht anfangs August sagt: Gegenüber der gleichen Zeit 1928 sind insgesamt 12 % mehr Arbeitslose vorhanden, darunter 30 % mehr Bauarbeiter, in der Gruppe Metallverarbeitung und Maschinenbau fast 20 %, in der Textilindustrie 16 % mehr. Von Mitte Juni bis Mitte Juli betrug der Zugang an Unterstützungsempfängern 58 500, der Abgang, freilich einschließlich 10 850 wegen Erschöpfung der Höchstdauer Ausgeschiedener, 66 250 (— 10 850 = 55 400, also 3100 weniger als der Zugang). Allein in der Zeit vom 20. Juli bis 2. August sind 46 Stilllegungsanträge für Betriebe mit fast 4000 Arbeitern und Angestellten eingelaufen, überwiegend aus der Metallverarbeitung und dem Maschinenbau. Die Stilllegungsanzeigen aus der 1. Augusthälfte betreffen rd. 3000 Arbeiter und Angestellte. Auch die Deutschen Eiselstahlwerke stehen durch die schlechte Marktlage und ungünstige Preisgestaltung vor größeren Betriebseinschränkungen, namentlich in der Erzeugung billiger Stähle, und haben, nachdem am 1. August bereits etwa 200 Arbeiter entlassen sind, die Entlassung weiterer 500 beantragt. Dagegen war im August die Nachfrage nach Bergarbeitern sogar stärker als 1926 nach der Belebung des Bergbaues durch den englischen Streik, was jedoch seine besonderen Ursachen hat.

Die Gesamtzahlen der Hauptunterstützungsempfänger stellen sich wie folgt:

		1929 gegen das Vorjahr mehr	
30. Juni 1929	. 929 579	30. Juni 1928	. 724 282
15. Juli 1929	. 912 424	15. Juli 1928	. 669 323
31. Juli 1929 rd.	863 000	31. Juli 1928	. 646 998
			rd. 216 000

Der Rückgang in der 1. Julihälfte 1929 betrug also nur 17 155. Von dem Rückgang in der 2. Julihälfte von rd. 49 000 entfielen 39 000 auf die Krisenunterstützten, betrifft also vermutlich infolge Beendigung der Höchstdauer Ausgeschiedene. Es sind dann im Juli nur verhältnismäßig wenig Unterstützte zufolge Wiederaufnahme der Arbeit aus der Unterstützung ausgeschieden.

Für die gegenwärtige Lage ist in der Entwicklungslinie eine gewisse Uneinheitlichkeit bezeichnend, welche den Stillstand der Wirtschaft nur verdeckt. Eine große Zahl der Teilmärkte zeigt eine unbefriedigende Entwicklung. Das beweisen die 46 Stilllegungsanträge. Die Arbeitslosenzahl würde zweifellos viel höher sein, wenn die abgleitende Beschäftigungskurve nicht erheblich gestützt würde durch die wegen der Ernte gut beschäftigte Landwirtschaft und durch die günstige Gestaltung des Eisen- und Kohlenmarktes. Die hohen Förder- und Erzeugungszahlen bei Eisen und Kohle sind jedoch kein Anzeichen für eine innere Wirtschaftsbelebung, denn der Inlandsmarkt ist weiterhin unzureichend, und die verarbeitenden Industrien haben durch die Belebung der Schlüsselindustrien bisher keinen Auftrieb erfahren. Die in den letzten Monaten wider Erwarten gute Aufwärtsentwicklung bei Eisen und Kohle ist vorübergehend durch die gesteigerte Aufnahmefähigkeit der Auslandsmärkte und durch den Arbeitsausfall während der Winterkälte bedingt. Zum Teil ist die gesteigerte Nachfrage nach Kohle eine Folge der Bevorzugung durch Ausnutzung der gewährten vorteilhafteren Sommerpreise. Nach dem Zurücktreten der günstigen Saisoneinflüsse wird sich um so deutlicher das wahre Bild des Tiefstandes unserer Wirtschaft abheben. Einer weiteren Verschlechterung des inneren Marktes kann nur durch eine erhebliche Steigerung des Auslandsabsatzes vorgebeugt werden, jedoch erscheint ein solcher Ausgleich bei den gedrückten Weltpreisen sehr zweifelhaft.

Wir haben es demnach in den letzten Wochen mit einer ausgesprochen künstlichen Mengenkonjunktur zu tun, die nichts mit einer Verbesserung der ungenügenden Wirtschaftlichkeit zu tun hat. Das günstige Bild ist eine Scheinblüte von kurzer Lebensdauer. Die Belebung weniger Teilmärkte darf über die stete Wirtschaftskrise nicht hinwegtäuschen, die getragen wird von der ständigen Kapitalnot unserer Wirtschaft und der Kapitalraubenden Tributlast — schwerwiegende Umstände, mit denen auch im Young-Plan gerechnet werden muß. Eine Gesundung ist nur dann zu erwarten, wenn mit aller Strenge die innerpolitische Mißwirtschaft durch eine gründliche Umbildung des Geld-, Sozial- und Verwaltungswesens abgestellt wird. Dazu ist aber Opfergeist

und restlose Bejahung der kapitalistischen Wirtschaftsweise erforderlich. Die ständigen Bemühungen der Wirtschaft, eine Festigung herbeizuführen, werden immer durch macht- und parteipolitische Gegenkräfte vereitelt. Wir verweisen hierbei nur auf die augenblicklichen Kämpfe um die Neugestaltung der Arbeitslosenversicherung.

Was bisher darüber bekannt geworden ist, kann die Wirtschaft auf keinen Fall befriedigen. Die Vereinigung der deutschen Arbeitgeberverbände hat denn auch eine Erklärung veröffentlicht, in der es mit Recht u. a. heißt:

„Die Vereinigung der deutschen Arbeitgeberverbände hat bereits im Mai dieses Jahres ein Programm zu der dringend notwendigen Reform des Arbeitslosenversicherungsgesetzes unterbreitet, das unter voller Wahrung des Versicherungscharakters der Arbeitslosenversicherung und unter voller Anerkennung der Notwendigkeit dieses Versicherungsweiges eine Sanierung der Reichsanstalt ohne eine weitere Mehrbelastung von Arbeitgebern und Arbeitnehmern ermöglicht. Die inzwischen auf diesem Gebiet eingetretenen Ereignisse, insbesondere der vorliegende Regierungsentwurf zur Abänderung des Gesetzes, zwingen die Vereinigung, nochmals auf die dringende und sofortige Reformnotwendigkeit ohne weitere Mehrbelastung der Wirtschaft, nicht zuletzt im Interesse der Sicherung der Reichsanstalt, hinzuweisen, und insbesondere ihre Bedenken gegen die jetzige Regierungsvorlage zu äußern.

Die Reichsanstalt hat eine derzeitige Verschuldung von 350 Mill. *RM* und muß mit einem weiteren jährlichen Fehlbetrag von 280 Mill. *RM* und mit einem besonderen Mehrbedarf für den kommenden Winter von 106 Mill. *RM* rechnen. Im Reichshaushalt sind Mittel in nennenswertem Umfang für diese Zwecke nicht mehr verfügbar, ebensowenig, wie ihre künftige Beschaffung bei der Finanzlage des Reiches erwartet werden kann. Trotzdem ist bis zum heutigen Zeitpunkt weder von der Reichsregierung noch vom Reichstag ein entscheidender Schritt getan worden. Der von der Reichsregierung vorgelegte Gesetzentwurf sieht keine Deckung der zu erwartenden Fehlbeträge vor. Die Vereinigung der deutschen Arbeitgeberverbände hält nach wie vor eine Erhöhung der Beiträge zur Arbeitslosenversicherung über 3 Prozent mit der gegenwärtigen Lage von Wirtschaft und Reich nicht für vereinbar. Die Absicht der Regierungsvorlage, die Wirtschaft durch die in Aussicht gestellte Beitragserhöhung um weitere 140 Mill. *RM* im Jahre zu belasten, steht aber auch im Gegensatz zu der von allen Kreisen anerkannten und auch vom Reichsfinanzminister wiederholt betonten Notwendigkeit, die Wirtschaft endlich steuerlich zu entlasten. Die Vereinigung ist nach wie vor der Auffassung, daß es möglich und notwendig ist, die Reichsanstalt unter Vermeidung einer Beitragserhöhung und ohne weitere Gefährdung des Reichshaushalts durch Reform und Ersparnismaßnahmen zu sanieren und eine auch ihren sozialen Aufgaben genügend Rechnung tragende Arbeitslosenversicherung zu schaffen. Sie weist mit besonderem Nachdruck auf die ersten Folgen hin, die entstehen müssen, wenn eine Reform der Arbeitslosenversicherung nicht vor Eintritt der Wintererwerbslosigkeit erfolgt, und die die Reichsanstalt das Reich noch um weitere ungedeckte Hunderte von Millionen Reichsmark belasten müßten.“

Wie notwendig eine gründliche Umgestaltung der Arbeitslosenversicherung aber ist, das zeigen die höchst wichtigen und dankenswerten, noch gerade zur rechten Zeit kommenden Ermittlungen und Veröffentlichungen des (der Sozialdemokratischen Partei angehörenden) Regierungsvizepräsidenten Dr. Bier in Köln, die neben gewiß erfreulichen auch ebenso unerhörte wie betäubende Feststellungen enthalten. Danach ist die Zahl der Arbeitsscheuen und Schwarzarbeiter „überraschend und erschreckend groß. In Köln haben von je 100 Personen trotz ihrer Tauglichkeit zu Notstandsarbeiten über 26 (insgesamt ungefähr 3000!) diese ohne Grund verweigert und nach kurzer Zeit niedergelegt. Sie wurden sämtlich aus der Fürsorge ausgeschlossen. Hiernach war in Köln jeder vierte Erwerbslose der Unterstützung nicht bedürftig oder nicht würdig“. Noch schlimmer war es in Wiesbaden (43 bis 44 % verweigerten den Dienst), und ähnliche Feststellungen sind in anderen Orten gemacht. Dr. Bier kommt für das Reichsgebiet zu dem Schlußergebnis: „Von den durchschnittlich 1,1 Millionen ist ein Viertel (275 000) unberechtigt im Genuß der Unterstützung, und der Mehraufwand dafür beträgt jährlich rd. 330 Mill. *RM*. Aber

auch ohne diese Ermittlungen steht für jeden Einsichtigen fest: Unkenntnis der menschlichen Natur und des im Gesetz zu bearbeitenden Gebietes haben bei diesem Werk Pate gestanden! Das Reich und dessen Steuersäckel war ja auch noch da und erlaubte vermeintlich der Reichsregierung und ihren Helfern, bei der Masse durch große Freigebigkeit sich beliebt zu machen.

Es bleibt dabei: Solange die Wirtschaft Gegenstand einer wirtschaftsfeindlichen Politik ist — die alltäglichen Forderungen und programmatischen Ausführungen der freien Gewerkschaften bestätigen es stets aufs neue —, ist mit einer Wiederherstellung der lebensnotwendigen Ergiebigkeit nicht zu rechnen. Es muß unbedingt haltgemacht werden in der Steigerung sämtlicher Ausgaben, die in ihrer Höhe längst für die Wirtschaft und für den Staat eine Gefahr bildet. Die gesamte Staatsverwaltung, nicht minder freilich auch jeder deutsche Volksgenosse, sollte sich das wie für die Jetztzeit gesprochene Kaiserwort aus dem „Faust“ merken, das Staatssekretär a. D. Professor Dr. Ang. Müller gegenüber jeder leichtfertigen Ausgabenwirtschaft kürzlich anführte: „Wir wollen alle Tage sparen und brauchen alle Tage mehr!“ Dies veranschaulichte er durch folgende auf den Kopf der Bevölkerung berechnete Zahlen:

	1913	1925
	<i>M</i>	<i>RM</i>
a) Kosten der deutschen öffentlichen Verwaltung	96,—	141,—
b) Davon entfielen auf die Staatsverwaltung	73,—	94,— ¹⁾
und auf die Gemeindeverwaltung	23,—	33,— ¹⁾
a) Steuern	70,20	121,—
Dagegen wuchsen im Ausland		
die Kosten zu a (öffentliche Verwaltung)		
in Großbritannien	von 94,30	auf 125,30
in Frankreich	88,30	93,60
in Italien	47,30	49,—
die Steuern zu c		
in Großbritannien	87,10	111,60
in Frankreich	55,80	44,30 ²⁾
in Italien	43,70	44,—

¹⁾ Die 94 oder die 33 *RM*, oder beide unter b scheinen nicht richtig zu sein, denn die Summe der beiden Zahlen macht nur 127 statt der 141 *RM* unter a.

²⁾ Die für Frankreich in *RM* sich ergebende Senkung wird durch die Frankenentwertung entstehen.

Zur Kennzeichnung der allgemeinen Wirtschaftslage seien noch einige Zahlen gegeben:

Die in den letzten 3 Monaten etwas zurückgegangenen Maßzahlen begannen wieder anzuziehen und stiegen für den Großhandel vom Juni-Durchschnitt von 1,351 auf 1,378 im Juli sowie für die Lebenshaltung von 1,534 im Juni auf 1,544 im Juli. Die Zahl der Konkurse ging von 846 im Mai auf 803 im Juni weiter zurück (der Rückgang seit April = 885, gegen 930 im März, hielt also an), und die Zahl der Wechselproteste senkte sich nach seit März andauernder Steigung bis auf 9431 aus Mai erstmalig auf 8750 im Juni.

Die Spareinlagen im Reich überschritten im Juni die 8-Milliarden-Grenze und betragen am 30. Juni 8 190 086 000 *RM* gegen 7 998 901 000 *RM* Ende Mai 1929 sowie 7 416 277 000 *RM* Ende Januar 1929. Die Giroeinlagen betragen Ende Juni 1 384 400 000 *RM* gegen 1 418 100 000 *RM* Ende Mai. In Preußen war der Stand Ende Juni 1929: Spareinlagen 5 017 100 000 *RM*, Giroeinlagen 857 700 000 *RM*.

Der deutsche Außenhandel schließt im Juli wie auch vorher seit geraumer Zeit, ausgenommen Mai und Juni 1929 bei Einrechnung der Reparations-Sachlieferungen, laut folgender Uebersicht wieder mit einem Einfuhrüberschuß ab.

	Gesamt-Wareneinfuhr	Deutschlands	
		Wareneinfuhr ohne einschl. Reparations-Sachlieferungen	Gesamt-Wareneinfuhrüberschuß ohne einschl. Reparations-Sachlieferungen
alles in Millionen <i>RM</i>			
Jan. bis Dez. 1925	11 744,0	8 930,5	2 813,5
Monatsdurchschnitt	978,7	744,2	234,5
Jan. bis Dez. 1926	9 701,5	9 299,9	10 560,7
Monatsdurchschnitt	808,5	827,5	880,1
Jan. bis Dez. 1927	13 801,3	10 375,7	10 953,3
Monatsdurchschnitt	1 150,1	864,6	912,8
Jan. bis Dez. 1928	13 643,7	11 785,7	12 444,0
Monatsdurchschnitt	1 137,0	982,1	1 037,0
Dezember 1928	1 100,8	978,6	1 028,9
Januar 1929	1 319,1	1 036,1	1 105,0
Februar	1 016,8	921,1	973,3
März	1 021,9	931,0	983,5
April	1 254,9	1 164,2	1 231,0
Mai	1 132,4	1 098,8	1 175,8
Juni	1 077,6	1 016,2	1 079,3
Juli	1 230,0	1 031,1	1 100,1

¹⁾ Ausfuhrüberschuß 1926: ohne Reparations-Sachlieferungen 228,4, im Monatsdurchschnitt 19,0; einschließlich Reparations-Sachlieferungen 859,2, im Monatsdurchschnitt 71,6; ferner einschließlich Reparations-Sachlieferungen auch im Mai 1929 = 43,4, im Juni 1929 = 1,7 Ausfuhrüberschuß.

Die Einfuhr war im Juli um 152,4 Mill. *RM* größer als im Juni, indes soll dies zu einem erheblichen Teil auf verspäteten

Zollabrechnungen für Lebensmittel im Niederlageverkehr beruhen. Darüber hinaus hat wesentlich nur die Lebensmitteleinfuhr zugenommen, Getreide um 66 Mill. *RM*, die Einfuhr von Rohstoffen und halbfertigen Waren um 28 Mill. *RM*, während die Fertigwareneinfuhr gegenüber Juni etwas abgenommen hat. Die Ausfuhr dagegen stieg im Juli etwas.

Der deutsche Außenhandel in Eisen und Stahl (Walzerzeugnisse und Eisenwaren) entwickelte sich im Juli wie folgt, wobei die Ausfuhr sich einschließlich der Reparations-Sachlieferungen versteht:

	Einfuhr	Deutschlands	Ausfuhrüberschuß
		Ausfuhr	
in 1000 t			
Januar bis Dezember 1925	1448	3548	2100
Monatsdurchschnitt	120	295	175
Januar bis Dezember 1926	1261	5348	4087
Monatsdurchschnitt	105	445	340
Januar bis Dezember 1927	2897	4531	1634
Monatsdurchschnitt	241	378	137
Januar bis Dezember 1928	2397	5030	2633
Monatsdurchschnitt	200	419	219
Dezember 1928	182	299	117
Januar 1929	177	420	243
Februar	112	341	229
März	125	346	221
April	155	619	464
Mai	170	587	417
Juni	177	522	345
Juli	178	546	368

Die Ruhrkohlenförderung bewegt sich seit März 1929, wenn auch etwas schwankend, in einer gegen die vorhergegangenen 12 Monate erfreulich gestiegenen Höhe und betrug im Juli 1929 an verwertbarer Förderung 10 913 248 t (an 27 Arbeitstagen je 404 194 t) gegen 10 078 971 (23³/₄ × 407 231) aus Juni 1929 sowie 9 418 920 (26 × 362 266) aus Juli 1928. Die Kokserzeugung betrug im Juli 1929 2 951 341 t, im Juni 1929 2 814 967 t. Die Bestände bezifferten sich Ende Juli auf 1,52 gegen 1,36 Mill. t Ende Juni 1929. Die Gesamtzahl der beschäftigten Arbeiter belief sich Ende Juli auf 378 834 gegen 375 831 Ende Juni 1929 und 377 260 Ende Juli 1928. Feierschichten wurden im Juli 1929 nicht eingelegt.

Die Erzeugung der deutschen Werke erbrachte im Juli 1929 Höchstzahlen, sowohl gegen den Vormonat als gegen Juli 1928:

Roheisen	1 203 510 t (Juni 1 164 358, Juli 1928 = 1 035 594 t)
Rohstahl	1 466 072 t (Juni 1 430 452, Juli 1928 = 1 315 035 t)
Walzerzeugnisse	1 029 588 t (Juni 985 884, Juli 1928 = 937 853 t)

Allgemein ist die Lage des deutschen Eisenmarktes dahin zu umschreiben, daß das inländische Eisengeschäft im Verkauf meist ruhig war. Dem Beschäftigungsstande kam aber zugute, daß in den Vormonaten reger gekauft worden war, so daß die wie stets im Hochsommer so auch jetzt geübte gewisse Zurückhaltung der Kundschaft im Einkauf das Arbeitsmaß noch nicht beeinträchtigte, da genügende Mengen abgerufen wurden. Eine Ausnahme machte leider die Reichsbahn, deren Abrufe, für die Eisenindustrie sehr zur Unzeit, schon seit Juni wieder schwächer geworden sind. Auch das Auslandsgeschäft verlief in ruhigen Bahnen, wengleich, so in Stabeisen, eine geringe Belebung, mengenmäßig wie preislich, bemerkbar war. Mit wirklichem Anziehen der Preise ist aber in den nächsten Wochen kaum zu rechnen; nicht nur halten einige ausländische Absatzgebiete teils aus politischen, teils aus wirtschaftlichen Gründen mit Käufen zurück, teils auch verkaufen die Auslandswerke einstweilen nicht, weil sie noch auf Wochen genug Arbeit haben.

Im einzelnen ist noch folgendes zu berichten:

Der Güterverkehr auf der Reichsbahn hielt sich im Monat Juli etwa in den Grenzen des Juniverkehrs. Die durchschnittliche arbeitstäglige Wagengestellung betrug 156 300 Wagen gegenüber 157 300 Wagen im Vormonat. Obwohl der Wasserstand der Flüsse im Juli allmählich ungünstiger geworden ist, wurden der Eisenbahn deswegen noch keine wesentlichen Mehrfrachten überwiesen. Der Kohlenversand übertraf den des Vormonats, da die Auffüllung der Vorratslager fortgesetzt wurde. In den großen Kohlengebieten wurden an Wagen gestellt:

	Ruhrgebiet	Deutsch-Oberschlesien	Mitteldeutschland	Sachsen	Niederrh. Braunkohlengebiet
Juli 1929	760 510	173 266	259 795	108 476	108 587
Juni 1929	720 431	156 400	241 257	98 413	102 092
Juli 1928	672 090	149 110	239 597	101 549	98 308

In den Rhein-Ruhr-Häfen wurden 1 207 200 t umgeschlagen (1 099 700 t im Juni). Der Koksverkehr nach Frankreich, Luxemburg und Steiermark hielt sich auf der Höhe der letzten Monate. Lebhaft war auch der Versand an Baustoffen und Zement.

Die regen Kohlenverladungen in den letzten Monaten zum Oberrhein und nach Holland haben auch in der Berichtszeit angehalten. Das Angebot an Leerraum nahm stark zu, was in der Hauptsache auf die geringeren Ankünfte in den Seehäfen

Zahlentafel 1. Die Preisentwicklung in den Monaten Juni bis August 1929.

	1929				1929		
	Juni	Juli	August		Juni	Juli	August
Kohlen und Koks:	<i>R.M.</i> je t	<i>R.M.</i> je t	<i>R.M.</i> je t		<i>R.M.</i> je t	<i>R.M.</i> je t	<i>R.M.</i> je t
Flammförderkohlen	16,70	16,70	16,70	Stahleisen, Siegerländer Qualität, ab Siegen	88,—	88,—	88,—
Kokskohlen	18,10	18,10	18,10	Siegerländer Zusatzseisen, ab Siegen:			
Hochofenkoks	23,50	23,50	23,50	weiß	99,—	99,—	99,—
Gießereikoks	24,50	24,50	24,50	meliiert	101,—	101,—	101,—
				grau	103,—	103,—	103,—
Erze:				Kalt erblasenes Zusatzseisen der kleinen Siegerländer Hütten, ab Werk:			
Rohspat (tel quel)	14,70	14,70	14,70	weiß	105,—	105,—	105,—
Gerösteter Spateisenstein	20,—	20,—	20,—	meliiert	107,—	107,—	107,—
Vogelsberger Brauneisenstein (Mn-arm) ab Grube (Grundpreis auf Basis 45 % Metall, 10 % SiO ₂ u. 10 % Nässe)	13,70	13,70	13,70	grau	109,—	109,—	109,—
Manganhaltiger Brauneisenstein:				Spiegeleisen, ab Siegen:			
1. Sorte ab Grube	12,80	12,80	12,80	6—8 % Mangan	102,—	102,—	102,—
2. Sorte „ „	11,30	11,30	11,30	8—10 % „	107,—	107,—	107,—
3. Sorte „ „	7,80	7,80	7,80	10—12 % „	112,—	112,—	112,—
Nassauer Roteisenstein (Grundpreis auf Basis von 42 % Fe u. 28 % SiO ₂) ab Grube	9,80	9,80	9,80	Temperroheisen, grau, großes Format, ab Werk	93,50	96,50	96,50
Lothringer Minette, Basis 32 % Fe ab Grube	fr. Fr 27 bis 29	fr. Fr 27 bis 29	fr. Fr 27 bis 29	Gießereiroheisen III, Luxemburger Qualität, ab Apacherromangan 80 %, Staffel ± 2,50 <i>R.M.</i> , frei Empfangsstation	75,—	75,—	75,—
Briey-Minette (37 bis 38 % Fe), Basis 35 % Fe ab Grube	34 bis 36	34 bis 36	34 bis 36	Ferrosilizium 75 % ²⁾ (Skala 7,— <i>R.M.</i>), frei Verbrauchsstation	270—280	270—280	270—280
Bilbao-Rubio-Erze:				Ferrosilizium 45 % ²⁾ (Skala 6,— <i>R.M.</i>), frei Verbrauchsstation	413—418	413—418	413—418
Basis 50 % Fe cif Rotterdam	sh	sh	sh	Ferrosilizium 10 %, ab Werk	250—260	250—260	250—260
Bilbao-Rostspat:				Vorgewalztes und gewalztes Eisen:			
Basis 50 % Fe cif Rotterdam	18/6	18/6	18/6	Grundpreise, soweit nicht anders bemerkt, in Thomas-Handelsgüte			
Algier-Erze:				Robblöcke ³⁾	104,—	104,—	104,—
Basis 50 % Fe cif Rotterdam	ausverkauft	20/6	20/— b. 20/6 ⁷⁾	Vorgew. Blöcke ³⁾	111,50	111,50	111,50
Marokko-Rif-Erze:				Knüppel ³⁾	119,—	119,—	119,—
Basis 60 % Fe cif Rotterdam	23/—	23/—	24/9 ⁷⁾	Platinen ³⁾	124,—	124,—	124,—
Schwedische phosphorarme Erze:				Stabeisen	141/135 ⁴⁾	141/135 ⁴⁾	141/135 ⁴⁾
Basis 60 % Fe fob Narrik	Kr 17,50	Kr 17,50	Kr 17,50	Formeisen	138/132 ⁴⁾	138/132 ⁴⁾	138/132 ⁴⁾
Ia gewaschenes kaukasisches Mangan-Erz mit mind. 52 % Mn	d 13	d 13	d 12 ^{1/2)}	Bandeisen	164/160 ⁴⁾	164/160 ⁴⁾	164/160 ⁴⁾
Schroti, Frachtgrundlage				Kesselbleche S.-M. ⁴⁾	188 —	188,—	1,88 —
Essen:				Dsgl. 4,76 mm u. darüber, 34 bis 41 kg ab Festigkeit, 25 % Dehnung	160,—	160,—	160,—
Späne	<i>R.M.</i> 51,02	<i>R.M.</i>	<i>R.M.</i> ¹⁾	Behälterbleche	158,—	158,—	158,—
Stahlschrott	66,16			Mittelbleche	165,—	165,—	165,—
Roheisen:				3 bis u. 5 mm } ab Essen	162,50 bis 165,—	162,50 bis 165,—	162,50 bis 165,—
Gießereiroheisen				Feinbleche			
Nr. I } ab Ober-	88,50	88,50	88,50	1 bis u. 3 mm } je nach Fracht-			
Nr. III } ab Ober-	85,—	85,—	85,—	unter 1 mm } grundlage			
Hämatit	91,—	91,—	91,—	Gezogener blanker Handelsdraht	230,—	230,—	230,—
Cu-armes Stahleisen, ab Siegen	88,—	88,—	88,—	Verzinkter Handelsdraht	265,—	265,—	265,—
				Schrauben- u. Nietendraht, S.-M.	247,50	247,50	247,50
				Drahtstifte	242,50	242,50	242,50

1) Erste Hälfte August. — 2) Der niedrigere Preis gilt für mehrere Ladungen, der höhere bei Bezug nur einer einzigen Ladung. 5.— *R.M.* je t werden den Bezieher in Form eines Treuarbattes zurückgezahlt, wenn diese ein Jahr lang nachweislich ihren Bedarf nur beim Syndikat decken. — 3) Preise für Lieferungen über 200 t. Bei Lieferungen von 1 bis 100 t erhöht sich der Preis um 2,— *R.M.*, von 100 bis 200 t um 1,— *R.M.* — 4) Frachtgrundlage Neunkirchen-Saar. — 5) Frachtgrundlage Homburg-Saar. — 6) Für Kesselbleche nach den neuen Vorschriften für Landdampfkessel beträgt der Preis 198,— *R.M.* — 7) Lieferbar 1930.

und auf die infolge des günstigen Wasserstandes bessere Ausnutzungsmöglichkeit der Ladefähigkeit größerer Kähne zurückzuführen ist. Diese Entwicklung machte sich auch auf dem Frachtenmarkt bemerkbar. Während zu Anfang des Monats für Verladungen nach Mainz/Mannheim 1,75 bis 1,80 *R.M.* je t und später 1,90 *R.M.* je t gezahlt werden mußten, ging der Frachtsatz bis zum Ende des Monats auf 1,50 *R.M.* je t zurück. Die Kohlenfracht nach Rotterdam betrug bis zum 7. August 1,55 bis 1,60 *R.M.*, vom 8. bis 17. August 1,75 bis 1,80 *R.M.*, vom 19. bis 21. August 1,55 bis 1,60 *R.M.* und ab 22. August 1,35 bis 1,40 *R.M.* je t.

In den Arbeitsverhältnissen der Angestellten und Arbeiter trat im Berichtsmonat keine Veränderung ein.

Die günstige Entwicklung des Kohlenabsatzes in den letzten Monaten hat im August eine Unterbrechung erlitten. Nachdem das Syndikat mit hohen Wagenbeständen in den August hineingegangen war, auf deren Absatz in Anbetracht der vielen Arbeitstage (27) nicht gerechnet werden konnte, nahmen die Lager- und Wagenbestände einen immer größeren Umfang an. Zurückgeführt wird diese Absatzstockung größtenteils auf den seit einigen Wochen herrschenden ungünstigen Wasserstand. Die Rheinkähne müssen vielfach leichtern, wodurch hohe Frachtsätze entstehen, was viele Abnehmer veranlaßt, zunächst eine abwartende Haltung einzunehmen, zumal da die Lager in den

zurückliegenden Monaten wieder gut bevorratet worden sind. Es zeigt sich immer mehr, daß die bisherige Beschäftigung von über 60 % nicht etwa auf eine bessere Wirtschaftslage, sondern nur auf eine reichlichere Bevorratung infolge der im letzten Winter gemachten Erfahrungen zurückzuführen ist.

In Gas- und Gasflammkohlen herrscht in allen Sorten, mit Ausnahme von gewaschenen Feinkohlen, Absatzmangel. Auch die Nachfrage nach Bunkerkohlen, welche in den letzten Monaten geradezu stürmisch verlangt wurden, hat sehr nachgelassen. In Fettförderkohlen gleichen sich heute Angebot und Nachfrage ungefähr aus. Nußkohlen waren infolge Fehlens des Hausbrandgeschäftes wenig gefragt, so daß viele Zechen dazu übergegangen sind, kleine Nüsse zu mahlen, wodurch sich auch das große Angebot von Kokskohlen erklärt. Durch die zurückgegangene Kokerzeugung und die vielen Fördertage im August wurden größere Mengen Kokskohlen als sonst frei. Für Bestmeliierte und Stücke war der Absatz noch leidlich, obwohl die Eisenbahn in diesem Monat über 50 000 t weniger in Auftrag gegeben hat. Der Absatz an Eßkohlen war noch als gut zu bezeichnen, da einzelne Firmen dazu übergegangen sind, ihren Winterbedarf jetzt schon einzudecken. In Briketts war ein kleiner Rückgang zu verzeichnen, da auch hier die Eisenbahn in diesem Monat weniger abgenommen hat. Bei Koks gingen die

Abrufe der Hochofenwerke etwas zurück. Auch die Bestellungen auf Brechkoks, namentlich in den Sorten 1 und 2, ließen wegen der geringer gewordenen Sommerpreisvergünstigungen etwas nach. Großkoks für die Ausfuhr wurde lebhafter als im Vormonat gefragt. Die Wagengestellung war im Berichtsmonat gut.

Bei den Siegerländer Erzgruben haben sich Förderung und Absatz gegenüber dem Vormonat nicht geändert; auch die bisherigen Verkaufspreise sind bestehen geblieben. Andererseits wurde die bewilligte Reichs- und Staatsbeihilfe dadurch beeinträchtigt, daß durch einen verbindlich erklärten Schiedsspruch die Gruben rückwirkend ab 1. Juli eine 3prozentige Lohnerhöhung auf sich nehmen mußten. Im Lahn-Dill-Gebiet einschließlich Oberhessen hat sich die Erzmarktlage gegenüber dem Vormonat nicht geändert. Auch hier werden alle Bemühungen der Werke, durch die behördlichen Zwangslohnerhöhungen und durch die sich infolgedessen auch auf anderen Gebieten ergebenden Preiserhöhungen zunichte gemacht. Es geht daher mit den Betrieben statt aufwärts, langsam abwärts. Zur Zeit überbrückt zwar die Staatsbeihilfe diese mißlichen Verhältnisse. Wie aber die Betriebe auf die Dauer bei diesen Zuständen wirtschaftlich weitergeführt werden können, ist nicht zu übersehen.

Die Zufuhren an Auslandserzen gingen in der üblichen Weise vor sich; infolge der Saisonverschiffungen von Wabana und den nord- und mittelschwedischen Häfen, die im Winter geschlossen sind, wiesen sie den um die jetzige Jahreszeit üblichen stärkeren Umfang auf. Die Werke sind bis Jahresende voll gedeckt und die Gruben durchweg ausverkauft. Da die Werke auch für 1930 ihren Bedarf im großen und ganzen sichergestellt haben, sind größere Abschlüsse für das nächste Jahr, abgesehen von Minette, nicht zustande gekommen. Die Preise, wegen des fehlenden Geschäftes mehr nominell, sind gegenüber dem Vormonat unverändert. Die Schwedenerzverschiffungen nach Deutschland im Monat Juli 1929 betragen ab Narvik 519 870 t, ab Lulå 260 225 t. Die Seefrachten von Skandinavien sind infolge der starken Raumnachfrage für Holzverschiffungen immer noch fest; zur Zeit notieren:

Narvik—Rotterdam/Emden . . .	3,70—3,80 schwed. Kr.
Oxelösund—Rotterdam/Emden . . .	3,70—3,80 schwed. Kr.
Luleå—Rotterdam/Emden . . .	4,20—4,30 schwed. Kr.
Kirkenes—Rotterdam	4/3 sh.

Von den spanischen, afrikanischen und nordfranzösischen Erzmärkten ist nichts Neues zu berichten. Vom Minettemarkt wird ein Abschluß über größere Mengen Briey-Minette für mehrere Jahre zu festen Preisen, die gegenüber den diesjährigen nur geringfügig höher sind, gemeldet. Die Seefrachten von den spanischen und mittelländischen Erzabladeplätzen nach Rotterdam sind zur Zeit:

	sh je t		sh je t
Bilbao	6/—	Bona	5/1½
Huelva	5/9	Melilla	5/4½
Algier	5/—	Seriphos	6/—

Der Abbrandmarkt ist ebenfalls ohne Bewegung, da die Werke für dieses Jahr voll und für das nächste Jahr fast gedeckt sind. Auch auf dem Markt für Siemens-Martin-, Puddel- und Schweißschlacken sowie für Walzsinter hat sich nichts geändert.

Die Lage auf dem Manganerzmarkt blieb auch im Berichtsmonat vollkommen ruhig. Zu eigentlichen Käufen ist es nicht gekommen. Die Verbrauchswerke haben sich bis in das nächste Jahr hinein eingedeckt, so daß sie in Ruhe die Entwicklung des Marktes abwarten können, die sich aller Voraussicht nach für sie nicht ungünstig gestalten wird. Schon heute erhält der Manganerzmarkt eine besondere Färbung durch das im nächsten Jahr zu erwartende Aufkommen der südafrikanischen Erze. Der Ausbau der Gruben und Eisenbahn wird mit allen Mitteln gefördert, und man hofft, im Jahre 1930 bereits 250 000 bis 300 000 t ausführen zu können. Verkaufsverhandlungen sind von der Firma Müller & Co., Rotterdam, bereits mit den Verbrauchern in den verschiedenen Ländern aufgenommen worden. Der Zuwachs von rd. 250 000 bis 300 000 t, der etwa dem deutschen Jahresverbrauch entspricht, wird naturgemäß das ohnehin schon bestehende Ueberangebot an Manganerzen noch verstärken. Zu berücksichtigen ist ferner, daß die Russen das Bestreben haben, durch einen weiteren Ausbau ihrer Gruben und durch Vervollkommnung der Erzwäschen ihre Förderung erheblich zu steigern. Auch in Indien lagern erhebliche Vorräte an Manganerzen; nach den letzten Schätzungen sollen sie sich auf über 1 Million t belaufen. Ohne Zweifel ist also in nächster Zeit mit einem Kampf um den Absatz der Förderung zu rechnen, der bestimmt nicht ohne Einfluß auf die Preise sein wird.

Auf dem Roheisen-Inlandsmarkt hat die leichte Belegung, welche sich im Vormonat bemerkbar gemacht hatte, angehalten.

Auf den Auslandsmärkten herrschte allgemein Geschäftsstille, jedoch war ein weiteres Nachgeben der Preise nicht zu verzeichnen.

In Halbzeug sind am Inlandsmarkt Veränderungen gegenüber dem Vormonat nicht eingetreten. Verringerte Nachfrage nach fertigen Walzerzeugnissen rief stärkeres Bedürfnis der Werke nach Arbeit in Halbzeug hervor, das zum Teil mit Aufträgen aus dem Ausland befriedigt werden konnte, wo die Nachfrage, nachdem die Preise weiter gesunken sind, besser geworden ist.

Die Abrufe in Formeisen aus dem Inland waren für die Leistungsfähigkeit der Werke nicht ausreichend. Die Abschlußfähigkeit hat sich in der letzten Hälfte des Monats zwar leicht gebessert, das Gesamtergebnis bleibt jedoch hinter dem Vormonat zurück. Der Verkauf nach dem Ausland war bei annähernd gleichbleibenden Preisen ziemlich unverändert.

In schweren Oberbaustoffen ist die Beschäftigung durch kleinere Nachträge etwas besser geworden, sie ist aber weiter unbefriedigend geblieben. Im Grubenschienengeschäft sind Ansätze einer leichten Besserung zu erkennen, die aber noch bei weitem ungenügend ist.

Die Ferienzeit übte auf die Verkaufstätigkeit im Inlandsgeschäft von Stabeisen ihren Einfluß aus, wogegen sich der Eingang an Spezifikationen weniger stark verminderte. Nachdem Anfang des Monats im Stabeisen-Ausfuhrgeschäft der Rückgang der Preise zum Stillstand gekommen war, trat eine allerdings nur leichte Besserung ein. Eine gleichmäßige ausreichende Beschäftigung der Werke läßt sich aber nicht erzielen.

Das Bändeisen-Inlandsgeschäft war weiter ruhig. Auch der Spezifikationseingang ließ zu wünschen übrig. — Im Ausland hatten die Unterbietungen durch den ausländischen Wettbewerb einen Rückgang der Preise und Zurückhaltung der Käufer zur Folge.

Der Beschäftigungsgrad in rollendem Eisenbahnzeug war im Berichtsmonat wiederum gänzlich unbefriedigend. Auch der Eingang an neuen Aufträgen ließ viel zu wünschen übrig. Die Nachfrage vom In- und Auslande bewegte sich gleichfalls in mäßigen Grenzen. Eine Belegung des Marktes war bisher nicht festzustellen, so daß auch weiterhin mit einer mangelhaften Beschäftigung gerechnet werden muß.

Das Grobblech-Inlandsgeschäft zeigt noch keine Besserung. Aus dem Ausland dagegen konnten einige größere Geschäfte hereingenommen werden. Die Zurückhaltung des Inlandsbedarfes zeigt sich jetzt auch durch einen schleppenderen Eingang an Spezifikationen auf die laufenden Abschlüsse. Aus dem Ausland konnten einige größere Geschäfte hereingenommen werden. Die Preise haben keine Änderung erfahren.

Die vormonatige Ruhe im Mittelblechgeschäft hat sich auf den Berichtsmonat übertragen. Die Kundschaft beschränkte sich im allgemeinen auf Deckung des notwendigsten Bedarfes bei Beanspruchung kürzester Lieferzeiten. Die Beschäftigung war noch einigermaßen ausreichend. Der Auslandspreis zeigte nur leichte Schwankungen. Trotz guter Nachfrage kamen doch nur wenig Geschäfte zustande.

Die Lage auf dem Feinblechmarkt blieb gegenüber dem Vormonat unverändert. Infolge der lebhaften Abrufe mußten die Werke die Lieferfristen weiter ausdehnen. Die Preise blieben unverändert.

Das Inlandsgeschäft für schmiedeeiserne Röhren bewegte sich im Berichtsmonat im ganzen auf der gleichen Höhe wie im Monat Juli. Während der Auftragseingang in handelsüblichen Gas- und Siederöhren eine gewisse Besserung erfuhr, ist das Geschäft in Qualitätsröhren zurückgegangen. Das Stahlmuffenrohrgeschäft verlief normal. Auf dem Auslandsmarkt hat sich die Lage ebenfalls nicht wesentlich verändert. Nachfrage und Auftragseingang blieben weiterhin unbefriedigend.

Nachfrage und Auftragseingang nach gußeisernen Röhren sind in den Monaten Juni, Juli und August befriedigend gewesen, wenn auch der Auftragseingang in den beiden letzten Monaten etwas nachgelassen hat. Die Beschäftigung der Werke kann zur Zeit noch als befriedigend betrachtet werden.

In Draht und Drahterzeugnissen war das Inlandsgeschäft entsprechend der Jahreszeit ruhig. Die Nachfrage am Auslandsmarkt hielt unvermindert an. Der Spezifikationseingang war befriedigend.

Für den Monat August war auf dem Gießereimarkt auf der ganzen Linie mit einem geringeren Auftragseingang als in den Vormonaten zu rechnen. In Bau- und Maschinenguß ist die Lage vollständig unbefriedigend; die erzielbaren Preise sind nach wie vor ungenügend. Auf den anderen Gebieten ist, durch die vorge-schrittene Jahreszeit bedingt, ein Nachlassen der Nachfrage zu verzeichnen.

II. MITTELDEUTSCHLAND. — Die Rohkohlenförderung betrug im Gebiete des mitteldeutschen Braunkohlenbergbaues im Monat Juli 9 732 471 (Vormonat 9 218 348) t, die Brikettherstellung 2 662 500 (Vormonat 2 477 997) t. Es ist mithin gegenüber dem Vormonat eine Steigerung festzustellen von 5,6 % bei Rohkohle und 7,4 % bei Briketts. Die arbeitstägliche Förderung betrug im Berichtsmonat an Rohkohle 360 462 (Vormonat 368 734) t, die Herstellung an Briketts 98 611 (Vormonat 99 120) t. Die arbeitstägliche Leistung zeigte im Berichtsmonat gegenüber dem Vormonat einen Rückgang von 2,2 % bei Rohkohle und 0,5 % bei Briketts.

Das Hausbrandgeschäft in Briketts blieb auch im Monat Juli im mitteldeutschen Syndikatsgebiet unverändert gut, trotz der mit Beginn des Berichtsmonats eingetretenen Preiserhöhung. Der Absatz an Industriebriketts war nach wie vor sehr ruhig.

Beim Ostelbischen Braunkohlen-Syndikat 1928 war ebenfalls der Absatz im Hausbrandgeschäft zufriedenstellend; ebenso wurden Industriebriketts, deren Nachfrage zu Beginn des Monats nicht ganz genügte, in b. friedigender Menge abgerufen. Im allgemeinen wies das Industriegeschäft einen weiteren, wenn auch geringen Rückgang auf. Der Rohkohlenabsatz blieb nach wie vor unbefriedigend. Die Wagengestellung entsprach in beiden Syndikatsbezirken den Anforderungen. Der Zu- und Abgang an Arbeitskräften hielt sich in den üblichen Grenzen. Eine nennenswerte Verringerung der Belegschaft fand auf einem mitteldeutschen Werk statt.

Die Lage am Schrottmittel ist gegenüber dem Vormonat fast unverändert. Der Richtpreis von 65 *RM* je t Frachtgrundlage Essen für Kernschrott ist im ganzen Monat bestehen geblieben. Die angebotenen Mengen wurden von den Werken voll aufgenommen. Die Gußbruchpreise haben etwas nachgegeben. Maschinengußbruch kostet frei Werk etwa 68 *RM* je t, Ofengußbruch für Kuppelöfen etwa 50 *RM* je t. Die Lieferungen erfolgten regelmäßig. Die Preise für Kohlen und Koks sowie Roh-eisen blieben unverändert. Am Metallmarkt sind nur unwesentliche Änderungen eingetreten. Kupfer ist etwas gestiegen. Die Marktlage in Weißstückkalk, Sinterdolomit und Sintermagnesit ist unverändert. Für feuerfeste Steine sind keine Änderungen eingetreten.

In Stab- und Formeisen ist eine Änderung gegenüber dem Vormonat nicht eingetreten. Der Spezifikationseingang deckte sich ungefähr mit den Ablieferungen. Die Nachfrage nach Universaleisen läßt immer noch zu wünschen übrig. Der Röhrenmarkt bot in der ersten Hälfte August das gleiche Bild wie im Vormonat. Gegen Schluß des Monats hat die Spezifikations-tätigkeit etwas nachgelassen. Auf dem Markt für Temperguß-Erzeugnisse war die Lage im Inland auch im Berichtsmonat befriedigend. Das Auslandsgeschäft ist ebenfalls etwas lebhafter geworden. Auch für Formstücke ist der Beschäftigungsstand etwas zurückgegangen.

Stahlguß unterlag dem schärfsten Wettbewerbskampf selbst bei den kleinsten Objekten. Lediglich für Stahlräder ist eine leichte Besserung eingetreten. Die Absatzverhältnisse für Radsatzmaterial haben gegenüber dem Vormonat keine bemerkenswerten Veränderungen erfahren. Die Beschäftigung der Werke ist nach wie vor unbefriedigend. In Schmiedestücken ist der Markt nach wie vor sehr ruhig. Auf dem Markt für Gießerei-Erzeugnisse hat die Belegung, die im Monat Juli eingetreten war, im August leider nicht angehalten. Die Nachfrage hat allgemein wieder nachgelassen. Im Eisen- und Maschinenbau ist die Geschäftslage nach wie vor gedrückt. Die Werkstätten sind bei unzureichenden Preisen nur mäßig besetzt.

Aus der saarländischen Eisenindustrie. — Die Saarwirtschaft verfolgt mit Spannung den Verlauf der Haager Konferenz. Sie hofft mit der ganzen Saarbevölkerung, daß neben der Annahme des Young-Planes und der Räumung des Rheinlandes wenigstens ein Zeitpunkt für die Aufnahme der Verhandlungen zwecks Rückgliederung des Saargebietes ins Reich vereinbart wird. Die Hoffnung auf eine Bereinigung der Saarfrage schon im Verlaufe dieser

Konferenz hat man aufgegeben. Die Wirtschaftskreise an der Saar sind sich klar darüber, daß sie bei der Rückgliederung ins Reich neue große Lasten auf sich nehmen müssen. Man hofft aber mit Bestimmtheit, daß die Regierung der Wirtschaft ausreichende Hilfe zuteil werden läßt, damit das Saargebiet nicht das gleiche Schicksal erleidet wie die anderen Grenzgebiete, wie z. B. der Aachener Bezirk. Wie die Uebergangslösung sein wird, ist heute noch nicht zu sagen. Als damals die Saar in das französische Zollgebiet einbezogen wurde, hatte man eine Uebergangszeit von 5 Jahren geschaffen, in der eine zollfreie Lieferung nach Deutschland möglich war. Die kurze Zeit, in der die Saar nach Deutschland Zoll zahlen mußte, bewies aber schon zur Genüge, daß das Saargebiet ohne Deutschland nicht leben konnte. Dankenswerterweise hat damals das Deutsche Reich eingegriffen und in der Zollzahlung weitgehende Erleichterung geschaffen, sonst hätte sich die Industrie kaum halten können. Die Waffenstillstandszeit, die Errichtung der Saargrenze, die zweimalige Rheinzollgrenze, die Besetzung des Ruhrgebietes und der bewundernswerte hundert-tägige Sympathiestreik der Saarbergleute für die Ruhr bezeichnen den Leidensweg der Saarindustrie in der Nachkriegszeit. Da die Franzosen doch immerhin Wert auf die Belieferung des Saargebietes mit gewissen Erzeugnissen legen, so könnte man sich denken, daß sie gegebenenfalls wirtschaftlichen Maßnahmen zustimmen, die den Uebergang erleichtern.

Wenn die Lage der Saarrütten auch seit Inkrafttreten des Saarzollabkommens etwas besser geworden ist, so hofft man aber erst auf gesicherte Verhältnisse, wenn die Saar wieder an Deutschland zurückgegliedert ist. Alle größeren Eisen erzeugenden Länder konnten in der Nachkriegszeit ihre Erzeugung ganz bedeutend erhöhen, während es dem Saargebiet erst im vergangenen Jahre möglich gewesen ist, knapp die Friedenerzeugung zu erreichen.

Die Rohstoffversorgung der Saarrüttenwerke vollzog sich in der Berichtszeit wie üblich. Erze kommen sowohl mit Schiff als auch in geschlossenen Zügen ohne Störung herein. Besonders ist zu begrüßen, daß in diesem Sommer die Kanalsperren verhältnismäßig gering gewesen sind, so daß auch die Schifffahrt weniger als in den Jahren vorher gestört war. Der Hafnarbeiterstreik in Straßburg hat die Saarwerke weniger betroffen. Die Erpreise sind immer noch unverändert.

Die Kohlenzufuhr war auch genügend, doch ist dies anscheinend darauf zurückzuführen, daß durch den etwa acht-tägigen Streik auf dem Neunkircher Eisenwerk Mengen frei geworden sind. Der Streik, der anfänglich größeren Umfang anzunehmen drohte, fand ein rasches Ende infolge des tarifreuen Verhaltens der Christlichen Gewerkschaften, die sich an dem vom Zaun gebrochenen Streik der Kommunisten nicht beteiligen wollten. Es kam infolgedessen nur zu einer vorübergehenden Stilllegung der schweren Straßen und des Thomasstahlwerks. Das Schrottggeschäft ist ruhig, und es werden zur Zeit folgende Preise bezahlt:

	Fr. je t	
Kernschrott	315—330	} alles frei Hütte
Stahlschrott	380—400	
Späne	310	

An Schlacken sind die Anforderungen sehr gering.

Auf dem Eisenmarkt herrscht die übliche sommerliche Stille. Man hört des öfteren Preisunterbietungen, die anscheinend von Werken kommen, deren Auftragsbestand zusammengeschnitten ist. In Formeisen sind die Saarwerke nach Frankreich durch die zu gering bemessenen Quoten in den französischen A-Produkte-Verband zu sehr beschränkt, so daß das Geschäft hier sehr klein geworden ist. An und für sich ist auch die Bautätigkeit an der Saar sehr gering. Da auch der Eingang an Formeisen-Spezifikationen von Deutschland mäßig ist, so fehlt es den Werken gerade an genügender Beschäftigung für die schweren Straßen. Eine wesentliche Veränderung in den Saareisenpreisen ist nicht eingetreten.

Während bei der Deutschen Reichsbahn neue Tarifierhöhungen erwogen werden, haben die französischen Bahnen der Schwerindustrie aus Gründen der Ausfuhrförderung neue Vorteile in einem besonderen Tarif eingeräumt.

Buchbesprechungen¹⁾.

Graf, Otto: Die Dauerfestigkeit der Werkstoffe und der Konstruktionselemente. Elastizität und Festigkeit von Stahl, Stahlguß, Gußeisen, Nichteisenmetall, Stein, Beton, Holz und Glas bei oftmaliger Belastung und Entlastung sowie bei ruhender Belastung. Mit 166 Abb. im Text. Berlin: Julius Springer 1929. (VIII, 131 S.) 8°. 14 *RM*, geb. 15,50 *RM*.

In dem ersten größeren Teil des Buches, der den Stahl behandelt, gibt der Verfasser einen kurzen Ueberblick über Wesen

der Dauerfestigkeit, Geschichte und Grundlagen ihrer Bestimmung und der dazu verwendeten Abkürzungsverfahren, er beschreibt einige Prüfmaschinen und bespricht den Einfluß der Versuchsbedingungen sowie allgemeine Erscheinungen beim Dauerversuch, wie Vorgänge im Gefüge, Änderungen der elastischen Eigenschaften usw. Die übrigen Abschnitte behandeln weitere Werkstoffe, wie Stahlguß und Gußeisen, dann Nichteisenmetalle mit ihren Legierungen, schließlich von nichtmetallischen Baustoffen Natursteine, Beton, Holz und Glas.

Den wertvollsten Teil des Buches, das viele gute Abbildungen von kennzeichnenden Dauerbrüchen enthält, bilden zahlreiche

¹⁾ Wer die Bücher zu kaufen wünscht, wende sich an den Verlag Stahleisen m. b. H., Düsseldorf, Postschließfach 664.

teils aus dem Schrifttum, teils aus eigenen Versuchen entnommene, zahlenmäßige Angaben über elastische Eigenschaften und Dauerfestigkeit, über Beziehungen zwischen Dauerfestigkeit und gewöhnlichem Zugversuch, über Einfluß der Oberfläche und Form der Proben, über Versuchsergebnisse an Maschinenelementen wie Schrauben, Federn und Seilen, über den Einfluß von Vorspannungen, Korrosionswirkungen, Ueber- und Unterbelastungen auf die Dauerfestigkeit, über Dauerversuche bei höheren Temperaturen, Standfestigkeit gegen ruhende Belastung usw.

Zur Einführung in das Wesen der Dauerprüfung und besonders zum Nachschlagen über die wichtigsten Ergebnisse der Dauerversuche wird das Werk gute Dienste tun. *R. M.*

Schriftenreihe Einheitsbuchführungen. Hrsg. vom Fachausschuß für Rechnungswesen beim AWW.

3. Buschkühler, Al., Eichholz, Post Bechen: Mittlere Eisengießereien (Entwurf). (Nebst Anh.) Ausschluß für wirtschaftliche Verwaltung beim Reichskuratorium für Wirtschaftlichkeit. Dortmund: Fr. Wilh. Ruhfus [1929]. 4^o. (Text.) (62 S.). — Anh. (32 Bl.). Zus. 12,50 *RM.*

(RKW-Veröffentlichungen. [Hrsg. vom] Reichskuratorium für Wirtschaftlichkeit. Nr. 33.)

Das Reichskuratorium für Wirtschaftlichkeit hat sich in seinem unter Führung von Professor Schmalenbach stehenden Fachausschuß für Rechnungswesen beim Ausschluß für wirtschaftliche Verwaltung (AWV) der verdienstvollen Aufgabe unterzogen, Einheitsbuchführungen für verschiedene Industriezweige zu entwickeln. Erschienen waren bisher Einheitsbuchführungen für den Braunkohlenbergbau und für mittlere Maschinenfabriken. Das vorliegende dritte Heft enthält Einheitsbuchführungen für mittlere Eisengießereien, und in kurzer Zeit wird eine gleiche Arbeit für Gesenkschmieden folgen. Alle diese Arbeiten bezwecken, die Erfahrungen der Werke, zusammen mit den Ergebnissen der wissenschaftlichen Forschung, einem großen Kreise in einer gemeinfälligen, aber auch der wissenschaftlichen Sonde standhaltenden Form wiederzugeben.

Die vorliegende Arbeit wird den sehr verschiedenen Bedürfnissen bei Massen- und Einzelfertigung, bei kleinen und großen Teilen für sehr genaue und abgekürzte Erfassung usw., gerecht. Sehr wertvoll ist die beigefügte Vordrucksammlung, die Muster-

beispiele für die Ausführung von Lager- und Hilfsstoff-, Einsatz- und Lohnkarten enthält und den gesamten Gang der Nachrechnung, von der Uraufschreibung bis zum fertigen Selbstkostenbogen, in Vordrucken enthält.

Zwar wird der Versuch, Einheitsbuchführungen für Eisenhüttenwerke herauszugeben, wohl noch auf lange Zeit eine bei der Verschiedenheit der Verhältnisse kaum durchführbare Aufgabe sein. Es ist aber sehr zu begrüßen, daß der Fachausschuß für Rechnungswesen beim AWW auch Einzelbetriebe aus dem Gebiete der Eisenindustrie behandelt.

Außerordentlich übersichtlich sind in diesen Arbeiten die dem Textteil beigefügten Kontenschaubilder, die gemäß dem von Schmalenbach entwickelten Kontenrahmen eine klare Gliederung der Buchhaltungskonten und der Buchungen geben.

Dr.-Ing. K. Rummel.

Lelong, A., et E. Mairy: Traité Pratique de Fonderie.

Fonte, Fonte Malléable, Acier, Alliages Industriels. (3 vol.) Paris et Liège: Librairie Polytechnique Ch. Béranger 1928. 4^o. 350 Fr.

Tome premier. (Avec 224 fig. et 2 pl.) (X, 434 p.)

Tome second. (Avec 330 fig.) (352 p.)

Tome troisième. (Avec 154 fig. et 5 pl.) (466 p.)

Das Werk behandelt in eingehender Form die Eisen-, Stahl-, Metallgießerei und das dazugehörige Modellwesen sowie die Werksverwaltung mit Lohnwesen, Selbstkostenberechnung usw. Es ist in der Hauptsache zum Selbststudium für Ingenieure und Werkmeister gedacht und ist für diesen Zweck wohl auch bestens geeignet. Daher werden nur sehr geringe Vorkenntnisse vorausgesetzt, und der Stoff wird in recht breiter Weise behandelt. Das trifft vor allen Dingen zu für die eingehende Behandlung der analytischen Untersuchungsverfahren. Dagegen fehlen wichtige Gebiete neuzeitlicher Gußformung, wie Massenherstellung von Röhren, Arbeit am Band und Schleuderguß. Auch der Perlitguß wird nur sehr kurz berührt. Bei einer etwaigen Neuauflage wäre eine bessere Anpassung an den neuesten Stand der Technik erwünscht. Auch Angaben über Höchstleistungen von Hochöfen in den Vereinigten Staaten (700 t) und von Siemens-Martin-Oefen (50 t) entsprechen nicht den weit höheren wirklichen Leistungen. Jeder Benutzer wird sehr das Fehlen eines Inhaltsverzeichnis nach alphabetischer Reihenfolge vermissen. *M. L.*

Vereins-Nachrichten.

Verein deutscher Eisenhüttenleute.

Änderungen in der Mitgliederliste.

- Besta, Adalbert*, Oberingenieur der Sächs. Gußstahl-Werke Döhlen, A.-G., Freital i. Sa., Schachtstr. 15.
Buchholz, Hans, Dipl.-Ing., Duisburg, Roßstr. 6.
Burdewick, Bernhard, Ingenieur der Fa. Fried. Krupp Grusonwerk, A.-G., Tokyo (Japan), 8, Marunouchi 3-chome.
Debus, Friedrich, Dipl.-Ing., Assistent der Materialpr. der Fa. Junkers-Flugzeugwerk, A.-G., Dessau, Joachim-Ernst-Str. 19.
Eckstein, Horst, Dr. phil., Chemiker, Völklingen a. d. Saar, Louisenstr. 36.
Erasmus, Hendrik de Wet, Dipl.-Ing., M. Sc., Union Carbide and Carbon Research Laboratories Inc., Long Island City (N.-Y.), U. S. A., Thompson Ave. and Manley St.
Haag, Johannes, Dipl.-Ing., Obering. des Thomasstahlw. u. Martinw. des Neunkircher Eisenwerk, A.-G. vorm. Gebr. Stumm, Neunkirchen-Saar.
Heusler, Otto, Dr. phil. nat., Chemiker der I.-G. Farbenindustrie, A.-G., Ludwigshafen, Heidelberg, Bergstr. 76a.
Kanz, Fritz, Dipl.-Ing., Verein deutscher Eisenhüttenleute, Düsseldorf, Breite Str. 27.
Kexel, Paul Josef, Dipl.-Ing., Obering. der Deutschen Edlstahlwerke, A.-G., Bochumer Stahlind., Bochum, Hunscheidtstr. 162.
Lissotschkina, Boris Fedorowitsch, Dipl.-Berging., Tomsk (Sibirien), U. d. S. S. R., Communisticzky Prospekt N 9.
Matthaei, Hans, Dipl.-Ing., Betriebsassistent des Eisen- u. Stahlw. Hoesch, A.-G., Dortmund, Humboldtstr. 55.
Moebius, Karl, Dr. jur., Hauptgeschäftsführer des Eisen- u. Stahlwaren-Industriebundes, Elberfeld, Hofaue 95.
Müller, Ferdinand, Dipl.-Ing., Obering., Berlin-Charlottenburg 5, Herbartstr. 16.
Nitzsche, Eugen, Dipl.-Ing., Dresden-A. 19, Eilenburger Str. 10.
Peitzmann, Alfred, Ingenieur, Stuttgart-Cannstatt, Olgastr. 46.
Petersen, Herbert, Dipl.-Ing., Annener Gußstahlwerk, A.-G., Witten-Annen, Friedrich-Ebert-Str. 30.
Pierburg, Wilhelm, Dr., Generaldirektor, Berlin-Charlottenburg 2, Goethestr. 1.
Schull, Wilhelm, Dipl.-Ing., Deutsche Edlstahlwerke, A.-G., Bochum, Fürstenstr. 58.

- Sonanini, Carl*, Dipl.-Ing., A.-G. der Eisen- u. Stahlwerke vorm. Georg Fischer, Schaffhausen (Schweiz).
Stracke, Paul, Dipl.-Ing., Klöckner-Werke, A.-G., Abt. Eisen- u. Drahtindustrie, Düsseldorf, Pionierstr. 12.
Timmermann, Dietrich, Ingenieur, Düsseldorf, Steinstr. 13, Schloemannhaus.
Veit, Karl, Ingenieur, Klöckner-Werke, A.-G., Abt. Mannstaedtwerke, Troisdorf, Köln, Machabäerstr. 49.

Neue Mitglieder.

- Bosse, Hermann*, Oberingenieur, Swietochlowice (Schwientochlowitz), Poln. O.-S., ul. Hutnicza 9.
Botermund, Paul, Dipl.-Ing., Elektroing., Hannover-Waldheim, Liebrechtstr. 36.
Kahmann, Otto, Oberingenieur der Verein. Oberschl. Hüttenwerke, A.-G., Werk Donnersmarchhütte, Hindenburg, O.-S., Haldenstr. 20.
Kenney, Edward J., Metallurgical Engineer, Bethlehem Steel Co., Bethlehem (Pa.), U. S. A.
Komers, Max, Dipl.-Ing., Stahlwerk Düsseldorf, Gebr. Böhrer & Co., A.-G., Düsseldorf-Oberkassel, Drakeplatz 1.
Martin, Erich, Dr.-Ing., Carnegie Inst. of Technology, Pittsburgh (Pa.), U. S. A., Schenley Park.
Schmidt, Joseph, Dipl.-Ing., Eisen- u. Stahlwerk Hoesch, A.-G., Dortmund, Bochumer Str. 19.
Schutta, Franz, Ing., Oesterr.-Alpine Montanges., Zeltweg (Steiermark).
Uhlich, Rudolf, Ing., Steir. Gußstahlwerke, A.-G., Judenburg (Steiermark).
Wejle, Sten Mauritz, Bergingenieur, Surahammers Bruks A.-B., Surahammer (Schweden).
Wenhake, Karl Gerhard, Ingenieur der Rheinisch-Westf. Stahl- u. Walzwerke, A.-G., Abt. Hagener Gußstahlwerke, Hagen i. W., Hüttenbergstr. 12.
Wolff, Ernst, Ingenieur der Fa. Demag A.-G., Duisburg, Karl-Lehr-Str. 14.

Gestorben.

- Klug, Hans*, Oberingenieur, Haspe. 12. 8. 1929.