

DREISSIG JAHRE
EISENHÜTTEN-INSTITUT
DER
BERGAKADEMIE FREIBERG i. Sa.



AKADEMIE-VERLAG · BERLIN

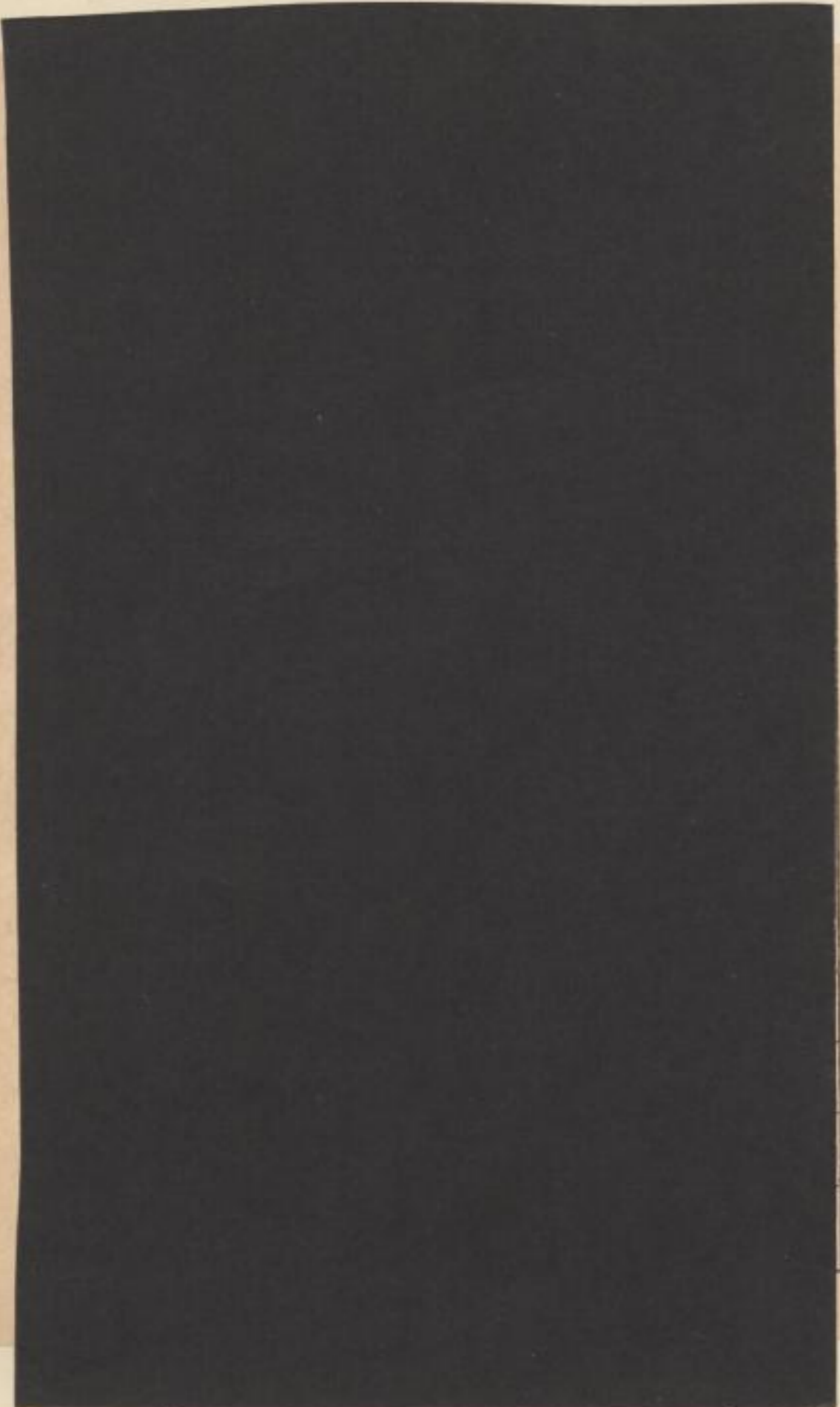
1961

FFH
B 44c

TU BERGAKADEMIE FREIBERG



XV XVI 1142 . B44C



FREIBERGER FORSCHUNGSHEFTE

B 44

Drilling Jahre Berubollen-Beitrag
der Bergakademie Freiberg i. Sa.

Abdruck des Originals von 1844

Verlagsgesellschaft Freiberg

INSTITUT FÜR ANORGANISCHE CHEMIE

1911

FREIBERGER FORSCHUNGSHEFTE

Herausgegeben vom Rektor der Bergakademie Freiberg

B 44

Dreißig Jahre Eisenhütten-Institut der Bergakademie Freiberg i. Sa.

Abhandlungen des Institutes aus den Jahren 1958 bis 1960,
zusammengestellt von KARL-FRIEDRICH LÜDEMANN



A k a d e m i e - V e r l a g · B e r l i n

Freib. Forsch.-H.	B 44	S. 1—132	74 Bilder	26 Tabellen	Berlin, Juni 1961
-------------------	------	----------	-----------	-------------	-------------------

Institut für Aufbereitung
an der
Bergakademie Freiberg

Ungültig



XV 1142
B 44 C

„Freiberger Forschungshefte“, Schriftenreihe für alle Gebiete der Montanwissenschaften. Herausgeber: Der Rektor der Bergakademie Freiberg, Prof. Dr.-Ing. habil. O. Oelsner. — Chefredakteur: Dipl.-Ing. M. Wolf, Freiberg, Klubhaus der Bergakademie, Aug.-Bebel-Str. 5 (Fernruf 2497). — Verlag: Akademie-Verlag, GmbH, Berlin W 8, Leipziger Str. 3—4 (Fernruf 220441), Postscheckkonto 35021. — Die Freiberger Forschungshefte erscheinen in zwangloser Folge in den Reihen A, B, C und D. Ausführliches Verzeichnis aller lieferbaren Hefte von der Redaktion der Bergakademie oder dem Akademie-Verlag. — Preis dieses Hefes: Ganzleinen 20,50 DM, Halbleinen 19,50 DM. Bestell- und Verlags-Nr. 2062/276/B 44. Vertrieb: In der Deutschen Demokratischen Republik durch den Buchhandel; in Westdeutschland durch den Buchhandel (Auslieferung KUNST UND WISSEN, Erich Bieber, Stuttgart 8, Wilhelmstraße 4—6); im gesamten Ausland durch eine Importbuchhandlung, den Deutschen Buch-Export und -Import, GmbH, Leipzig C 1, Postschließfach 276, oder den Verlag. — Gesamtherstellung: VEB Druckerei „Thomas Müntzer“ Bad Langensalza. — Lizenz-Nr. 202-100/635/61. — Printed in Germany. — Alle Rechte vorbehalten.
ES: 20 F, 4, 7, 8

unilijio

Vorwort

Anlässlich der dreißigsten Wiederkehr der Einweihung des *Eisenhütten-Institutes der Bergakademie Freiberg* hatte die *Institutsleitung* zu einem *Weiterbildungslehrgang für Fachkräfte aus der eisen-schaffenden Industrie der Deutschen Demokratischen Republik* und zu einem *Treffen der nach 1945 in die Praxis entlassenen Diplom-Ingenieure des Eisenhüttenwesens* eingeladen. Dieser *Kurzlehrgang*, in dem „*Gegenwartsprobleme der Eisen- und Stahlerzeugung*“ erörtert wurden, hatte vom 4. bis 6. Februar 1960 etwa 150 Teilnehmer, vornehmlich ehemalige Studierende an der *Bergakademie Freiberg*, an der *eisenhüttenmännischen Abteilung der Humboldt-Universität zu Berlin* und an *sowjetischen Hochschulen*, in unsere *Bergstadt* geführt.

In der *Gedenkstunde*, mit der der *Lehrgang* am 4. Februar eröffnet wurde, würdigte der *Rektor der Bergakademie*, Prof. Dr.-Ing. habil. O. OELSNER, die in *Vergangenheit und Gegenwart* geleistete *Arbeit des Eisenhütten-Institutes*. Zur besonderen Freude aller Teilnehmer ergriff der frühere *Leiter des Institutes*, Prof. Dr.-Ing. habil. Dr.-Ing. e. h. ED. MAURER das Wort, wobei er die dürftigen *Verhältnisse*, die er bei seinem 1925 erfolgten *Dienstantritt im damaligen Institut* angetroffen hatte, den *hervorragenden Leistungen der Deutschen Demokratischen Republik für die Entwicklung von Lehre und Forschung gegenüberstellte*. Der *Leiter der Abteilung Berg- und Hüttenwesen in der Staatlichen Plankommission* und die *Mehrzahl unserer Eisenhüttenwerke* hatten ihre *Glückwünsche übermittelt* und ihre *enge Verbundenheit mit dem Institut bekundet*.

Leiter und Mitarbeiter des Eisenhütten-Institutes hatten zunächst die *Absicht*, die *anlässlich des Kurzlehrganges gehaltenen Fachvorträge* so schnell wie möglich zu *veröffentlichen*. Dieses *Vorhaben* ließ sich jedoch nicht im *geplanten Umfang verwirklichen*, weil ein Teil der *vorgetragenen Arbeiten*, obwohl diese schon *mitteilungswerte Ergebnisse aufwiesen*, noch *weitergeführt werden soll*. Um nun den *Freunden des Institutes und anderen Fachkreisen* einen *Einblick in unsere Tätigkeit* zu geben, wurden aus der *Vielzahl der in den beiden letzten Jahren durchgeführten Untersuchungen* neun *Arbeiten zur Veröffentlichung ausgewählt*. Die *Berichte* sollen das *Aufgabengebiet des Eisenhütten-Institutes* kennzeichnen, das die *Roheisenerzeugung, die Stahlerzeugung und die Eigenschaften des Stahls* in *Lehre und Forschung* umfaßt. Es sei *darauf hingewiesen*, daß alle *Untersuchungen gemeinschaftlich mit Betrieben unserer Eisenhüttenindustrie* durchgeführt worden sind.

Es ist *beabsichtigt*, weitere *Abhandlungen* in *zwangloser Folge* in den *Freiberger Forschungsheften* zu *veröffentlichen*.

Freiberg, im Mai 1960

KARL-FRIEDRICH LÜDEMANN

Faint, illegible text at the top of the page, possibly a title or introductory paragraph.

Second block of faint, illegible text in the upper middle section.

Third block of faint, illegible text in the middle section.

Fourth block of faint, illegible text in the lower middle section.

Fifth block of faint, illegible text in the lower section.

Sixth block of faint, illegible text near the bottom of the page.

INHALT

KARL-FRIEDRICH LÜDEMANN	
Dreißig Jahre Eisenhütten-Institut der Bergakademie Freiberg i. Sa.	9
ROLF EBERT und KARL-FRIEDRICH LÜDEMANN	
Untersuchungen über die Zirkulations- und Verbrennungszone von Hoch- und Niederschachtöfen	21
KLAUS SCHEIDIG	
Zusammenhänge zwischen Kokseigenschaften und Hochofengang	30
WINFRIED WENZEL, UWE SCHMILINSKY und KLAUS SCHEIDIG	
Konstruktive und metallurgische Untersuchungsbefunde an stillgesetzten Niederschachtöfen	49
KARL-FRIEDRICH-LÜDEMANN und WERNER SCHILLING	
Das saure Schmelzen von Gießereiroheisen im Niederschachtöfen	66
WERNER FIEDLER	
Kernberuhigter Stahl für die Erzeugung nahtloser Rohre nach dem Schrägwalzverfahren	79
MANFRED GÖHLER und HANS-WERNER FENZKE	
Beitrag zur Desoxydation von Siemens-Martin-Schmelzen für Tiefziehstähle mit Aluminium	92
KARL-FRIEDRICH LÜDEMANN, HANS FIEDLER und GÜNTER BREUNUNG	
Gießtemperaturen und Gießleistungen bei der Herstellung von Schmiedeblocken aus legierten und unlegierten Stählen	104
SIEGFRIED BÖHMER und WILFRIED RICHLING	
Seigerung, Zerfall und Gasentwicklung von 90prozentigem Ferrosilizium	116

INHALT

KARL-FRIEDRICH STRASSMANN
 Die Bedeutung der Erfindung des ...
 1

HANS ECKHART und KARL-FRIEDRICH STRASSMANN
 Die Bedeutung der Erfindung des ...
 10

ALFRED SCHUBERT
 Die Bedeutung der Erfindung des ...
 20

KARL-FRIEDRICH STRASSMANN und ALFRED SCHUBERT
 Die Bedeutung der Erfindung des ...
 30

WILHELM STRASSMANN
 Die Bedeutung der Erfindung des ...
 40

ALFRED SCHUBERT und WILHELM STRASSMANN
 Die Bedeutung der Erfindung des ...
 50

KARL-FRIEDRICH STRASSMANN, ALFRED SCHUBERT und WILHELM STRASSMANN
 Die Bedeutung der Erfindung des ...
 60

ALFRED SCHUBERT und WILHELM STRASSMANN
 Die Bedeutung der Erfindung des ...
 70

Dreißig Jahre Eisenhütten-Institut der Bergakademie Freiberg i. Sa.

VON KARL-FRIEDRICH LÜDEMANN

Vorgetragen am 4. 2. 1960

anlässlich des ersten Absolvententreffens und Weiterbildungslehrganges
im Eisenhütten-Institut Freiberg

Am 31. Januar 1960 jährte sich zum dreißigsten Male der Tag, da das ab Mitte Juli 1927 erbaute und eingerichtete Eisenhütten-Institut der damaligen Sächsischen Bergakademie Freiberg in feierlicher Form seiner Bestimmung übergeben worden ist, der Lehre und Forschung auf dem Gesamtgebiet des Eisens und Stahls zu dienen. Die seitdem vergangene Zeitspanne ist im geschichtlichen Ablauf ihrer ersten Hälfte gekennzeichnet durch Weltwirtschaftskrise, Scheinblüte der deutschen Eisenindustrie, zweiten Weltkrieg und totalen Zusammenbruch; in ihrer zweiten Hälfte brachte sie uns den Neuaufbau unserer dem Krieg und seinen Folgen zum Opfer gefallenen



Bild 1. Das Eisenhütten-Institut mit dem 1954/56 errichteten zweiten Gebäude

Eisenhüttenwerke und schuf die Voraussetzungen dafür, daß die Bergakademie Freiberg als montanwissenschaftliche Lehr- und Forschungsstätte wieder eine Geltung erreichen konnte, welche die Bedeutung der besten Jahre ihres nahezu zweihundertjährigen Bestehens übertrifft. Es erscheint mir heute an der Zeit, einige Gedanken darzulegen, die sich auf Besonderheiten der eisenhüttenmännischen Lehre und hochschulgebundenen Forschung in Vergangenheit, Gegenwart und Zukunft beziehen. Ich freue mich besonders darüber, daß ich vor jungen Eisenhütteningenieuren sprechen

kann, die früher an der Bergakademie, an der Humboldt-Universität zu Berlin und an sowjetischen Hochschulen studiert haben und heute im Produktionsgeschehen unserer Betriebe stehen und sich bei uns über die Weiterentwicklung ihres Fachgebietes unterrichten wollen. Ich begrüße sie alle auf das herzlichste und bitte sie, dazu beizutragen, daß unsere Absolvententreffen zu festen Bindegliedern zwischen Hochschule und Praxis werden und daß sich die kameradschaftlichen und fachlichen Beziehungen unter unseren Eisenhüttenleuten weiter festigen mögen.

Bereits Mitte 1957 wollten wir das achtzigjährige Bestehen der Fachrichtung Eisenhüttenkunde an der Bergakademie zum Anlaß für ein Treffen ähnlicher Art wie das heutige nehmen. Die starke Belastung mit Aufgaben der Lehre ließ damals die Verwirklichung dieses Vorhabens nicht zu. Es erscheint deshalb angebracht, von einem Überblick über die Entwicklung der eisenhüttenmännischen Lehre in Freiberg auszugehen.

DIE FACHRICHTUNG EISENHÜTTENKUNDE VON 1877 BIS 1956

An der Freybergischen Berg-Akademie war bereits bei Aufnahme des Unterrichtes im Jahre 1766 das Ausbildungsziel der Hüttenleute von dem der Bergleute deutlich getrennt [1]. Im Rahmen der hüttenmännischen Ausbildung gab es zwar schon frühzeitig Sondervorlesungen über Eisenhüttenwesen, von denen sich die von ABRAHAM GOTTLÖB WERNER ab 1789 gehaltenen Vorträge durch vorbildliche Klarheit und Gründlichkeit auszeichneten. Eine Ausrichtung auf das Fachgebiet „Eisenhüttenkunde“ gab es jedoch noch nicht, und die berühmt gewordenen Eisenhüttenleute jener Zeit erlangten ihren Ruf erst während ihrer späteren Betriebstätigkeit. Eine Änderung dieser mehr als hundertjährigen Entwicklung trat erst mit den Reformen ein, die GUSTAV ZEUNER, 1871 zum Direktor der Bergakademie ernannt, vorgeschlagen hatte und durchführte. Am 22. Mai 1872 erhielt die Akademie vom Sächsischen Finanzministerium ein neues Statut, das die Grundlage für die am 22. August 1872 erlassenen fünf Spezialregulative abgab, die den gesamten Studiengang neu regelten [2a]. Es wurden vier Fachrichtungen mit eigener Diplomprüfung geschaffen, und zwar für Bergingenieure, Markscheider, Hütteningenieure und Maschineningenieure; letztere fiel bereits 1873 wieder fort. Die zu jener Zeit sprunghaft anwachsende deutsche Eisenhüttenindustrie machte bald eine stärkere Berücksichtigung der Eisenhüttenkunde notwendig. So wurde ADOLF LEDEBUR am 1. Dezember 1874 aus seiner damaligen Stellung als Leiter des Hochofen- und Gießereibetriebes in Gröditz nach Freiberg berufen. Durch neue Spezial-Regulative vom 2. Juli 1877 wurde den bestehenden drei Fachrichtungen noch die der Eisenhütteningenieure mit eigener Diplomprüfung hinzugefügt [2b]. Die Gliederung des Studienbetriebes der Bergakademie in die vier „klassischen“ Fachrichtungen bestand bis zum 174. Studienjahr 1939/40. Das Vorlesungsverzeichnis für das Studienjahr 1960/61 weist in drei Fakultäten insgesamt 19 Fachrichtungen aus.

A. LEDEBUR, mit der Einrichtung eines Eisen-Probierlaboratoriums beauftragt, wirkte zuerst in einem kleinen alten Haus an der Brennhaugasse. 1887/88 wurde das erste Stockwerk des neuerrichteten Gebäudes Silbermannstraße 1 bezogen, zu dem später noch das Erdgeschoß hinzukam. JOHANNES GALLI, 1906 zum Nachfolger LEDEBURS berufen, übernahm nur dessen reine Lehrtätigkeit auf den Gebieten der Roheisen- und Stahlerzeugung, Feuerungskunde und Mechanisch-Metallurgischer Technologie. Das Laboratorium für Eisenprobierkunde wurde in den Bereich des Institutes für angewandte Chemie überführt. Die Bedeutung der an der Bergakademie Freiberg betriebenen eisenhüttenmännischen Ausbildung ging in der Folgezeit mehr und mehr zurück; sie wurde nach dem ersten Weltkrieg in Fachkreisen als ausreichend für „Rennfeuer-Ingenieure“ erachtet.

Am 1. Oktober 1925 folgte EDUARD MAURER dem Ruf auf den Lehrstuhl für Eisenhüttenkunde in Freiberg. An anderen deutschen Hochschulen bestanden bereits Institute, die über Ausrüstungen

zur neuzeitlichen metallurgischen Ausbildung und wissenschaftlichen Forschung verfügten, so daß sich der sächsische Staat der Notwendigkeit eines Institutsneubaues in Freiberg nicht verschließen konnte. Das neue Eisenhütten-Institut, das zusammen mit dem damaligen Braunkohlen-Forschungsinstitut die Keimzelle der heutigen Hochschulstadt bildete, erhielt nicht nur gediegen ausgestattete Laboratorien, sondern auch technologische Einrichtungen, welche die Durchführung einer betriebsnahen schmelz-, gießerei- und verformungstechnischen Übungstätigkeit gestatteten. Die Ausstattung der anlässlich der Einweihungsfeier herausgegebenen Festschrift [3], ferner Umfang und Art der Beteiligung von seiten der Hochschulen Aachen, Berlin, Braunschweig, Clausthal und Dresden sowie maßgeblicher Kreise der deutschen Eisenhüttenindustrie ließen erkennen, daß sich die frühere Einstellung gegenüber der Freiburger Ausbildung grundlegend geändert hatte. Heute kann festgestellt werden, daß die 105 aus der Schule von ED. MAURER von 1925 bis 1945 hervorgegangenen Eisenhütteningenieure ihr auf der Bergakademie empfangenes Wissen im Betrieb und in der Forschung mit guten, zum Teil besten Erfolgen bestätigt haben. Art und Ertrag der von ED. MAURER und seinen Mitarbeitern in Freiberg geleisteten wissenschaftlichen Arbeit sind im Mai 1959 von W. BISCHOF eingehend gewürdigt worden [4].

Die Professuren für Eisenhüttenkunde und Gießereiwesen und die Leitung beider Institute wurden im Februar 1946 E. DIEPSCHLAG übertragen. Im Jahre 1952 wurde J. CZIKEL auf den Lehrstuhl für Gießereikunde berufen.

Am 15. Juni 1953 übernahm WOLFGANG KÜNTSCHER den Lehrstuhl für Eisenhüttenkunde. Es ist das besondere Verdienst von W. KÜNTSCHER, erkannt zu haben, daß der Endausbau unserer Betriebe und deren wahrscheinliche Ausrichtung auf die Eigenart der Qualitäts- und Edeltahlerzeugung die rechtzeitige Bereitstellung einer großen Zahl akademisch gebildeter Eisenhütteningenieure voraussetzen würde. Deshalb setzte W. KÜNTSCHER mit der ihm eigenen Tatkraft die Ergänzung des bestehenden Institutsgebäudes durch ein zweites Gebäude durch, das im Juni 1956 anlässlich der Feier der 50. Wiederkehr des Todestages von AD. LEDEBUR seiner Bestimmung übergeben wurde [5]. Ohne die Erweiterung des Institutsbereiches wäre es nicht möglich gewesen, den in der Folgezeit stark angestiegenen Anforderungen des Vorlesungs- und Übungsbetriebes gerecht zu werden.

EISENHÜTTENMÄNNISCHE LEHRE UND FORSCHUNG VON 1956 BIS 1959

Am 1. August 1956 wurde der Berichterstatter auf den Freiburger Lehrstuhl für Eisenhüttenkunde berufen, nachdem W. KÜNTSCHER die Leitung des neugegründeten Institutes für Sonderstahlkunde und der angegliederten Stahlberatungsstelle übernommen hatte. Das Institut für Sonderstahlkunde wurde seit dem 1. August 1957 infolge der Beurlaubung von W. KÜNTSCHER zur Beratertätigkeit in der Volksrepublik China vom Berichterstatter kommissarisch verwaltet und am 1. Januar 1960 als besondere Abteilung in das Eisenhütten-Institut eingegliedert.

Wenn im folgenden Rechenschaft abgelegt werden soll über die in knapp dreieinhalb Jahren geleistete Arbeit, so soll von der am 30. Oktober 1956 gehaltenen Antrittsvorlesung ausgegangen werden, in der Gedanken über Ziel und Weg der metallurgischen Ausbildung von Eisenhütteningenieuren dargelegt wurden [6]. Als eine der Hauptaufgaben wurde hier die Vermittlung umfassender Kenntnisse über die *Grundlagen* der Metallurgie bezeichnet, um den Studierenden zu selbständigem wissenschaftlichem Denken zu erziehen; denn nur hierdurch werde seine Stellung als akademisch gebildeter Ingenieur im Leben unseres Volkes gerechtfertigt. Tabelle 1 zeigt den zur Zeit geltenden Vorlesungs- und Übungsplan für die Fachausbildung nach der Vorprüfung.

Nach diesem Plan werden Eisenhütteningenieure ausgebildet, die genügend Kenntnisse besitzen, um nach der Diplomprüfung auf folgenden Gebieten eingesetzt zu werden:

Roheisenerzeugung	Möllervorbereitung, Hoch- und Niederschachtofenbetrieb
Stahlerzeugung	Siemens-Martin-Stahlwerk, Blasstahlwerk, Elektro-Stahlwerk
Wärmebehandlung von Stahl	Glüh- und Vergütungsbetrieb
Betriebsüberwachung	Qualitätsstelle; Wärmestelle
Forschung und Entwicklung	Grundlagen der Eisen- und Stahlerzeugung und Verbesserung der Verfahrenstechnik; Weiterentwicklung der Stähle

Der Studierende befaßt sich in der Regel bereits in seinen Belegarbeiten, spätestens aber in seiner Diplomarbeit mit Fragen aus dem Sondergebiet, auf dem er nach Abschluß des Studiums tätig sein will. Die in der vergangenen Zeit von verschiedenen Seiten angeregte Aufspaltung der eisenhüttenmännischen Fachausbildung in verschiedenartige Studienrichtungen entspricht nicht den in der DDR für unseren Industriezweig gegebenen Bedingungen und würde einen untragbaren Aufwand an der Bergakademie erfordern. Lediglich den Bedürfnissen der Edelstahl erzeugenden Werke wird in Zukunft besonders entsprochen werden.

Wichtig erscheint der Hinweis, daß unsere Hüttenwerke die volle Bedeutung der bereits von A. LEDEBUR getroffenen Feststellung begreifen, nach der die Hochschule „niemals einen fertigen Betriebsmann bilden kann“. Auf die Folgerungen und Verpflichtungen, die sich aus dieser bündigen Feststellung den Werkleitungen für den Einsatz unserer Absolventen in den ersten kritischen Jahren nach Beendigung ihres Studiums ergeben, soll an anderem Ort näher eingegangen werden.

Eine der wichtigsten Aufgaben, mit der sich der Hochschullehrer ständig zu befassen hat, ist die Anpassung des Lehrstoffes an den jeweiligen Stand der rasch fortschreitenden wissenschaftlichen und technischen Entwicklung. Eine allgemeingültige Lösung der Aufgabe, die immer mehr anwachsende Fülle des Stoffes ohne Nachteile für die Lehre in höchstens 30 Wochenstunden unterzubringen, hat bisher wohl kein Fachrichtungsleiter an einer Technischen Hochschule gefunden. Zur Vertiefung der eisenhüttenmännischen Ausbildung wird jetzt erwogen, das zum Verständnis der „Neuen Technik“ unerläßliche metallurgische, technologische und konstruktive Grundwissen durch Lehrbriefe zu vermitteln und die Vorlesungen vornehmlich auf die Erörterung des neuzeitlichen Standes der Teilgebiete der Eisenhüttenkunde auszurichten. Welche Lösung man auch anstrebt, in jedem Fall ergeben sich — sofern das zehensemestriges Studium beibehalten werden muß — erhöhte Anforderungen an die menschliche Reife und an das Grundlagenwissen des in die Fachausbildung eintretenden Studierenden. Die Fachrichtungsleiter fordern immer wieder, den Studierenden vom Tage seines Eintritts in die Bergakademie ab zu einer Persönlichkeit zu erziehen, die von vornherein weiß, daß sie später nach Maßgabe ihrer Haltung und fachlichen Leistung führend in Industrie und Forschung tätig sein wird und daß sie sich auf diese Aufgabe sinnvoll und planmäßig vorzubereiten hat. Von einer befriedigenden Erfüllung dieser Forderung kann man heute leider noch nicht sprechen.

Die Anforderungen der nichthüttenmännischen, zum Teil recht übungsintensiven technischen Zusatzfächer sind verhältnismäßig hoch und finden ihren Niederschlag in einer Anzahl der 12 Teilprüfungen, die heute bis zur Ausgabe der Diplomarbeit abzulegen sind. Ablauf und Ergebnis der Fachausbildung leiden nicht selten unter einem einfachen Lernen, das nur auf das Bestehen dieser

Tabelle 1. Vorlesungs- und Übungsplan für das Fachstudium der Eisenhüttenkunde im Studienjahr 1959/60

Bezeichnung der Vorlesungen	3. Studienjahr				4. Studienjahr				5. Studienjahr	
	5. Semester		6. Semester		7. Semester		8. Semester		9. Semester	
	V	Ü	V	Ü	V	Ü	V	Ü	V	Ü
Spezielles anorg.-chem. Praktikum		4								
Physikalische Chemie III	2									
Physikal.-chem. Grundlagen der Eisen- und Stahlerzeugung	2									
Metallurgie der Roheisenerzeugung					2		2			
Konstruktive Hoch- und Niederschachtofenkunde			2							
Metallurgie der Herdofenverfahren					4		4		2	
Metallurgie der Blasstahlverfahren					4		2			
Konstruktive Stahlwerkskunde										
Planung und Entwurf von Eisenhüttenanlagen									2	4
Eisenhüttenpraktikum						2		4		12
Sonderstahlkunde					2		2			
Eisenwerkstoffpraktikum								2		
Verbrennungs- u. Vergasungslehre	1	1								
Vergasungstechnik für Hüttenleute					1			1		
Wärmetechnik im Eisenhüttenwesen					2			2		
Metallkunde I und II	2	4	2	2						
Materialprüfung I und II			2	2						
Schweißtechnik			1	2						
Gießereikunde I					4					
Spanlose Verformung							4			
Feuerfeste Baustoffe	2									
Metallhüttenkunde	2		3							
Maschinenkunde I und II	4		2							
Mechanische Meßtechnik			1							
Maschinenuntersuchungen							4			
Grundlagen der Elektrotechnik	2		2							
Meß- und Regeltechnik			1				1			
Elektrische Maschinen und Anlagen im Hüttenwesen			2				2			
Dialektischer und historischer Materialismus	2	1	2	1						
Organisation und Planung des Hüttenbetriebes					1	1	1	1		
Industrielles Rechnungswesen									2	
Allgemeine Rechtskunde										
Arbeitsschutz und Betriebshygiene							2		1	
Arbeitsmedizin und Erste Hilfe							1			
Wochenstunden insgesamt	19	10	20	7	20	10	18	10	7	16
		29		27		30		28		23
Fakultative Vorlesungen:										
Organische Chemie	2							2		
Allgemeine Aufbereitung										
Röntgenkunde I und II	2	3	2	3						
Staub- und Silikosebekämpfung					1					

Prüfungen abzielt. Es wird deshalb ernsthaft die Einführung einer nach Abschluß der Diplomarbeit *geschlossen* abzulegenden Diplomprüfung erwogen, die aus den Fächern Eisenhüttenkunde, Sonderstahlkunde, Gießereikunde, Verformungskunde und Metallkunde bestehen soll.

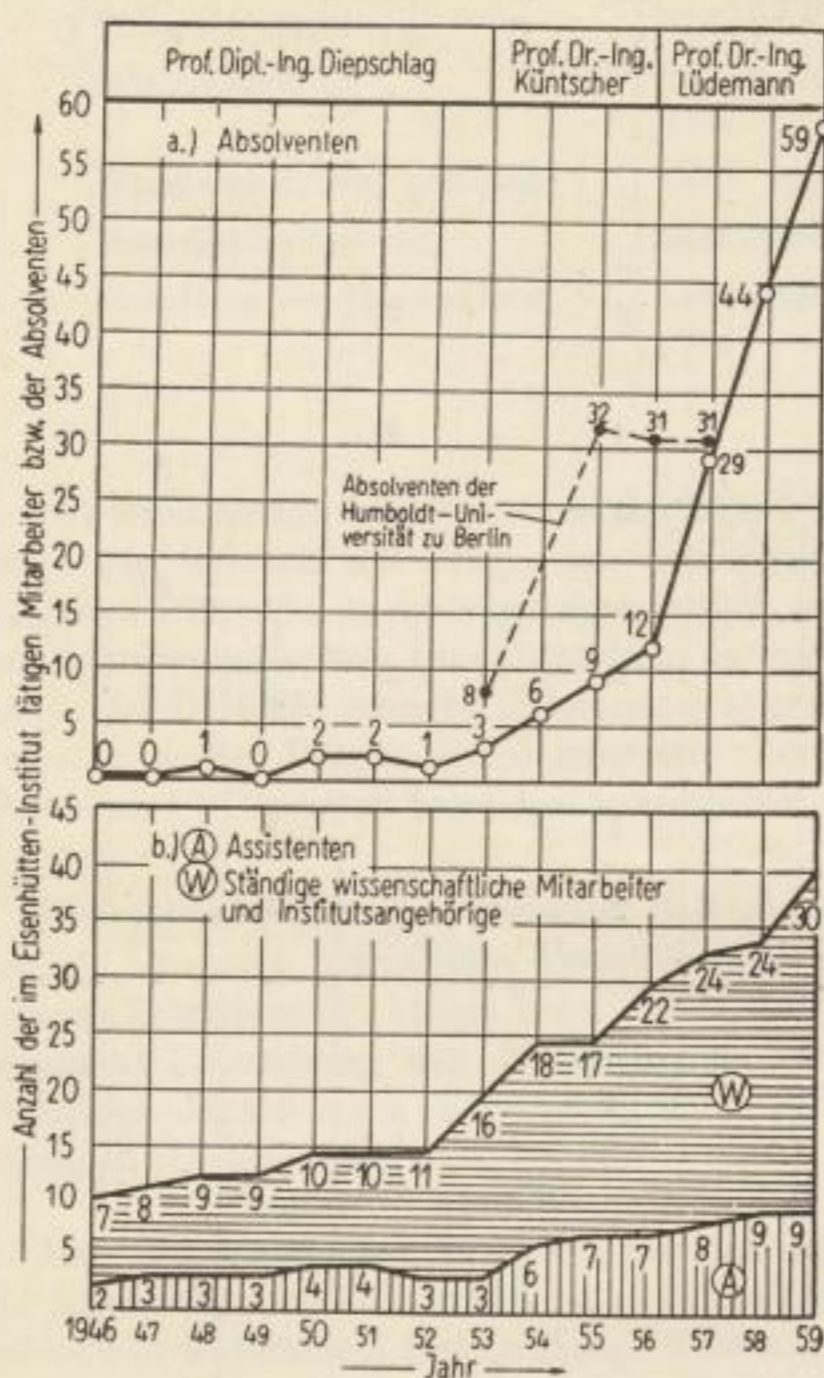


Bild 2. Anzahl der Absolventen und der Mitarbeiter am Eisenhütten-Institut von 1946 bis 1959

der Zahl der Assistenten sowie der ständigen wissenschaftlichen Mitarbeiter und anderen Institutsangehörigen. Den laufend gestiegenen Anforderungen der Lehre und Forschung entsprach der Belegschaftsstand von insgesamt 39 Mitarbeitern am Ende des Jahres 1959.

Die Aufwärtsentwicklung des Eisenhütten-Institutes spiegelt sich eindrucksvoll im Anstieg der Haushaltsmittel von 8900 DM im Jahre 1949 auf 120100 DM im Jahre 1959 wider. Dieser Betrag umfaßt die Aufwendungen für die Erhaltung der Gebäude, für die Instandhaltung und Ergänzung der Ausrüstung, Lehr- und Lernmittel, Dienstreisen und Exkursionen sowie für die Institutsverwaltung. Alljährlich werden zwei Austauschexkursionen mit Studierenden aus befreundeten Ländern durchgeführt. Dem Bestreben der Institutsleitung, möglichst vielen wissenschaftlichen Mitarbeitern die Teilnahme an Lehrgängen und Tagungen im Ausland, vor allem in der Sowjetunion, zu ermöglichen, wurde bisher in befriedigendem Umfang entsprochen.

Der Anstieg der Absolventenzahlen geht aus Bild 2 (oben) hervor. Von 1946 bis 1953 verließen insgesamt 9 Eisenhütteningenieure die Bergakademie, von 1954 bis 1956 waren es 27, und von 1957 bis 1959 waren es 135 Absolventen im Direkt- und im Fernstudium. Die anfängliche Tieflage der Entwicklungskurve zeigt sehr deutlich, daß die im Studienjahr 1951/52 auf Grund eines Ministerratsbeschlusses erfolgte Errichtung des ED. MAURER übertragenen Lehrstuhles für Eisenhüttenkunde an der Humboldt-Universität zu Berlin vollauf gerechtfertigt war. Der selbstlose Einsatz der vorwiegend im Eisenforschungsinstitut Hennigsdorf und in der Betriebspraxis tätigen Lehrbeauftragten, das ständige Ringen in dem einem technischen Fach von Haus aus fremden Universitätsbereich um die Erfüllung der Lehraufgaben sind wohl einmalig in der Geschichte des deutschen Hochschulwesens. Trotz dieser Schwierigkeiten sind in Berlin von 1953 bis 1957 insgesamt 102 Eisenhüttenleute mit dem Diplomzeugnis in die Werke entlassen worden, wo sie sich als Betriebsingenieure neben den Absolventen anderer Hochschulen voll bewähren.

In Freiberg standen für die Abhaltung der eisenhüttenmännischen Fachvorlesungen im Studienjahr 1959/60 neben dem Lehrstuhlinhaber noch drei Lehrbeauftragte zur Verfügung. Bild 2 zeigt unten die Entwicklung

Mit der akademischen Lehre ist untrennbar die *Forschung* verbunden, wenn auch die gewissenhafte Erfüllung der heute sehr vielseitigen Lehrverpflichtungen im Vordergrund steht, so daß eine klare Abgrenzung gegenüber den Aufgaben und Arbeitsmöglichkeiten der mit der Lehre nicht belasteten, reinen Forschungsinstitute gegeben ist. Der Umfang der vom Eisenhütten-Institut geleisteten Forschungsarbeit ist nach Maßgabe der bereitgestellten Planbeträge für die Jahre 1953 bis 1959 aus Bild 3 ersichtlich. Hierzu sei bemerkt, daß die Mittel für die auf Veranlassung von W. KÜNTSCHER vor 1956 auf der Maxhütte begonnenen Arbeiten zur Vervollkommnung des Rennverfahrens sowie zur Erzeugung verbesserter Konverterstähle nicht mit berücksichtigt sind, weil diese Aufträge 1956 vom Institut für Sonderstahlkunde übernommen wurden. Ein kurzer Überblick soll die Eigenart unserer Forschungstätigkeit und ihre wichtigsten Ergebnisse kennzeichnen.

Aus dem in Bild 3 mit „Grundlagenforschung“ bezeichneten Gebiet werden folgende Arbeiten genannt:

Bei der Bearbeitung der für unseren Wirtschaftsraum bedeutsamen Frage der Entarsenierung von Kertscher Erzen mit rund 0,15% As ergaben in einem Klein-Drehrohrofen durchgeführte Röstversuche eine Arsenverflüchtigung von 80 bis 90% und ein gut ferromagnetisches Röstgut, sofern eine leicht reduzierende Gasatmosphäre eingehalten wurde. Die Prüfung der Festigkeits- und Zähigkeitseigenschaften eines im Siemens-Martin-Ofen erschmolzenen, beruhigten St 42 mit 0,03 bis 0,87% As bei Temperaturen bis -50°C ließ erkennen, daß Arsengehalte bis 0,15% nicht als schädlich anzusehen sind.

Die Eigenart der komplexen Desoxydation von Eisenschmelzen mit Mangan, Silizium und Aluminium wurde durch Untersuchung der Desoxydationsprodukte hinsichtlich Schmelzpunkt, Oberflächenspannung und Grenzflächenspannung gegen Eisen verfolgt. Für die Klärung der Desoxydationsvorgänge in den Stahlwerken wurde das Eisenhütten-Institut mit neuzeitlichen Anlagen zur Isolierung und Trennung nichtmetallischer Phasen in Stählen ausgestattet (Bild 4). Durch die Ausarbeitung eines für den Einsatz in Betriebslaboratorien geeigneten spektrochemischen Verfahrens zur Analyse isolierter oxydischer Einschlüsse, durch Ergänzungen an der Isoliereinrichtung sowie durch die Zuverlässigkeit seiner Gasbestimmungen in Stählen mittels der in Bild 5 wiedergegebenen Anlage hat sich die analytische Abteilung des Eisenhütten-Institutes Anerkennung erworben.

Auf wärmetechnischem Gebiet wurden u. a. die physikalisch-chemischen Grundlagen der Beimischung von Abgas aus Siemens-Martin-Öfen zum Gebläsewind von Gaserzeugern geklärt und die von anderer Seite mitgeteilten Erfolge auf ein bescheidenes Maß zurückgeführt.

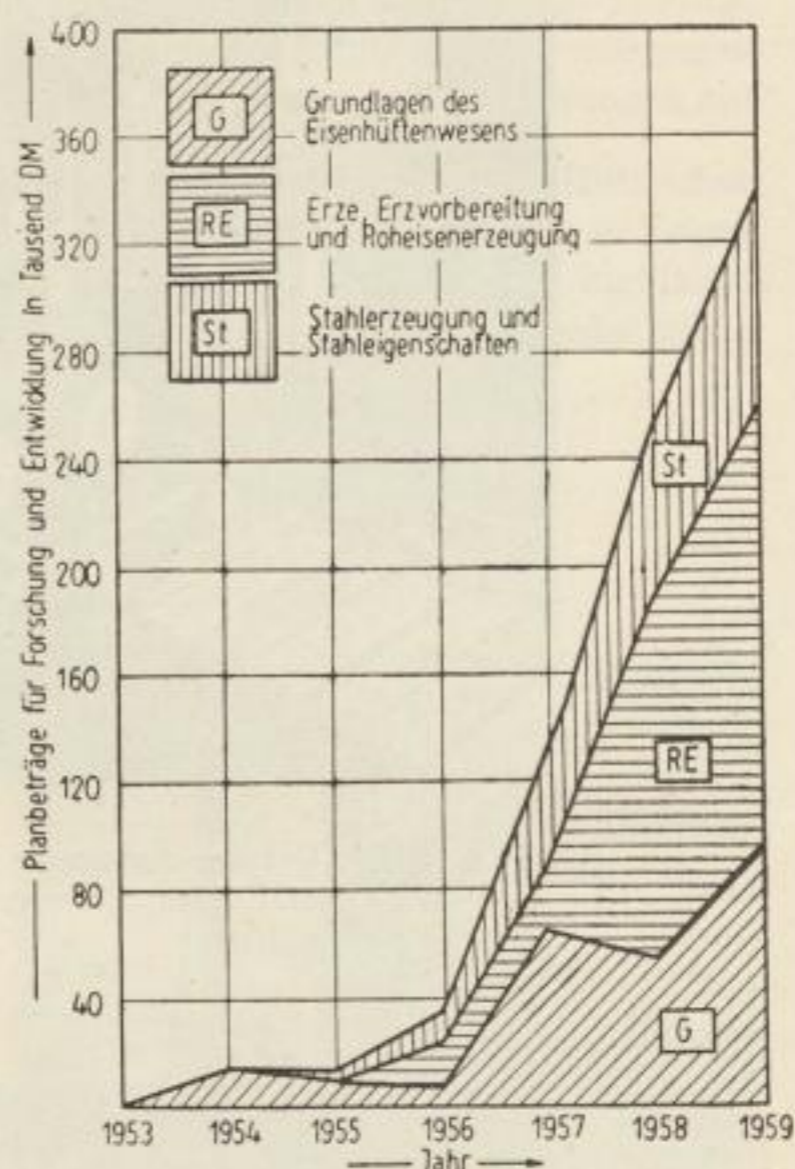


Bild 3. Steigerung der Forschungs- und Entwicklungstätigkeit des Eisenhütten-Institutes von 1953 bis 1959

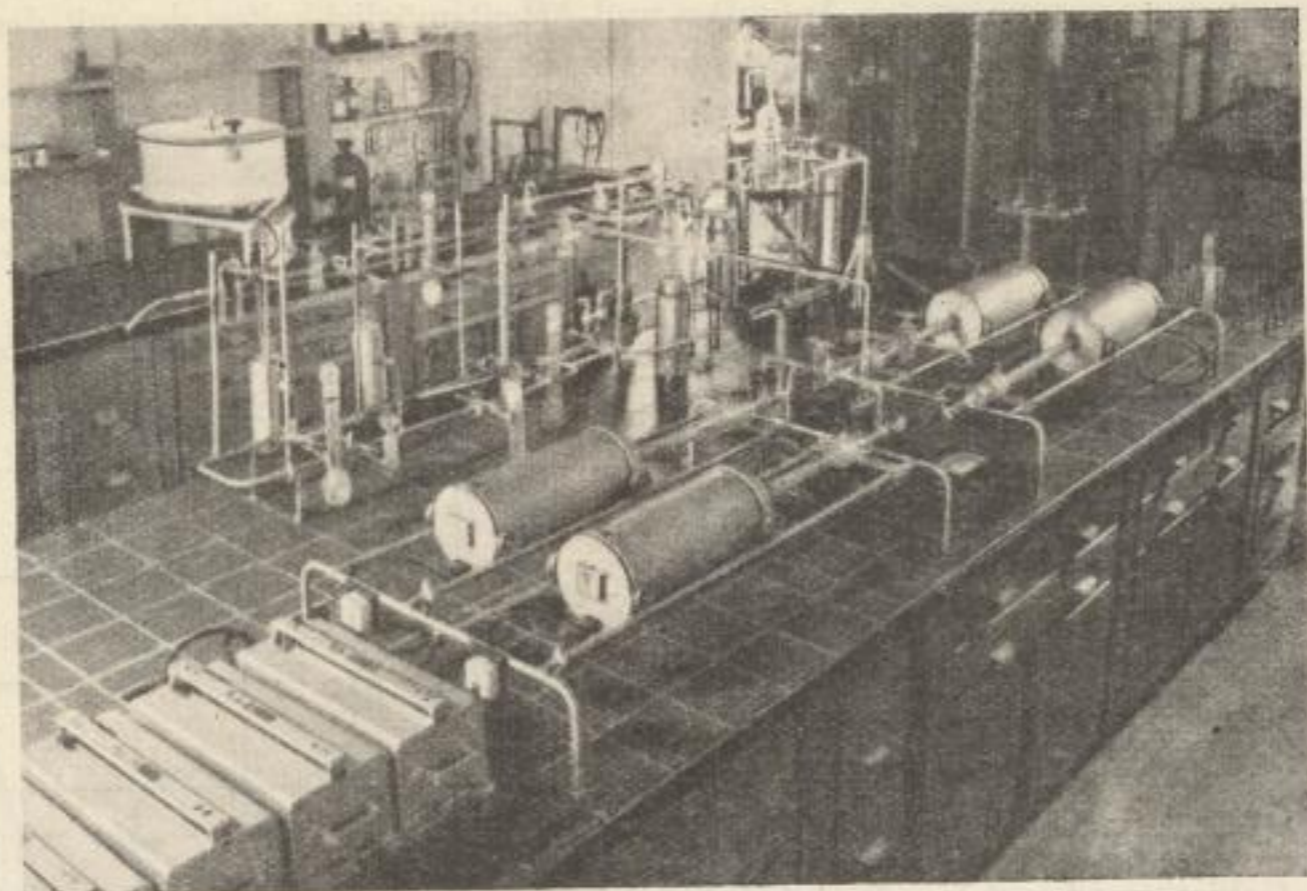


Bild 4. Chlor-Vakuum-Apparatur zur Trennung aus Stählen isolierter nicht-metallischer Phasen nach P. KLINGER und W. KOCH

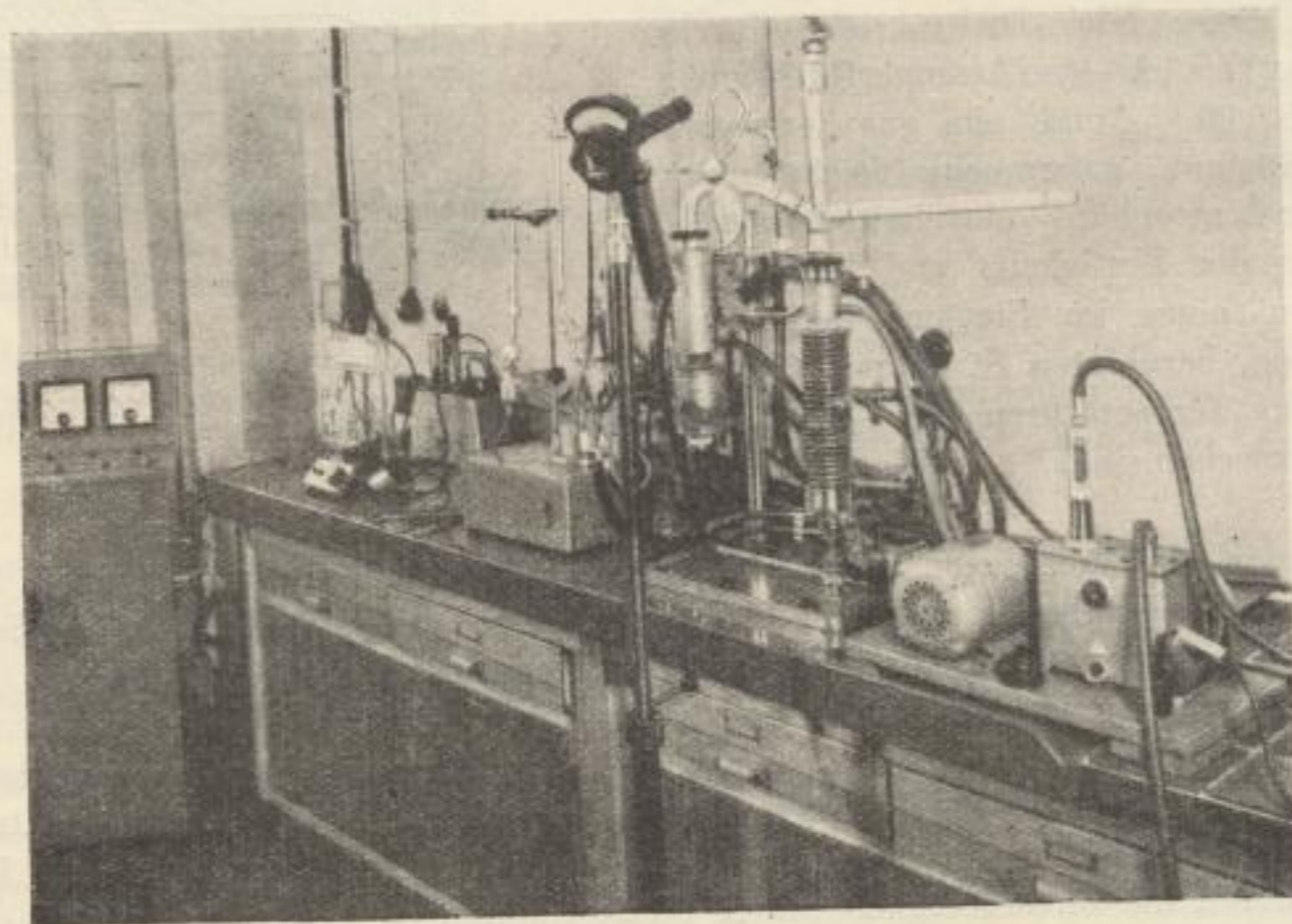


Bild 5. Vakuüm-Heißextraktionsanlage zur Bestimmung von Gasen in Stählen

Auf dem Gebiet der *Erzvorbereitung* konnten 1959 grundlegende Untersuchungen zur Pelletisierfähigkeit inländischer Eisenerze und verschiedenartiger eisenhaltiger Industrierückstände abgeschlossen werden. Umfangreiche Versuchsreihen, die auf einem selbstgebauten, in seinen Einzelheiten in Bild 6 erkennbaren Drehteller und einer gichtgasbeheizten Brennanlage durchgeführt wurden, zeigten die technischen und wirtschaftlichen Grenzen des Pelletisierverfahrens gegenüber anderen Verfahren zur Stückigmachung unter den in der DDR gegebenen Bedingungen auf.

Ausgehend von der volkswirtschaftlichen Bedeutung des teilweisen Ersatzes von Hüttenkoks durch Braunkohlen-Ferngas wurden in Zusammenarbeit mit dem Institut für Energetik in Leipzig Schmelzversuche in einer kleintechnischen *Hochofenanlage* durchgeführt (Bild 7). Der inzwischen abgebrochene Ofen wird 1960 im Eisenhütten-Institut für Lehr- und Forschungszwecke wieder aufgebaut werden.



Bild 6. Selbstgebauter Pelletisierteller für die Stückigmachung feinkörniger Erze und anderer Eisenträger

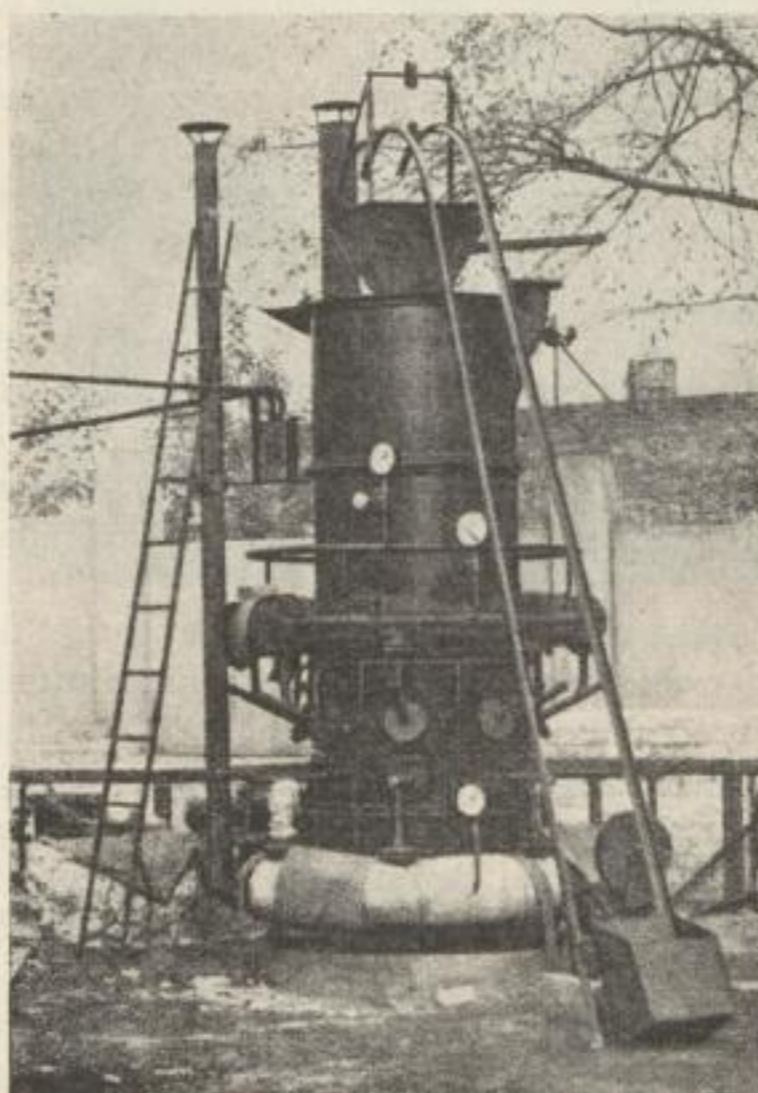


Bild 7. Versuchsofen für eine Roheisenerzeugung von 1000 kg je Tag

Die planmäßige Bearbeitung der vom Berichterstatter im Rahmen seiner Antrittsvorlesung 1956 dem Eisenhütten-Institut gestellten Aufgabe, das Reaktionsgeschehen im *Niederschachtofen* zu klären [6], hat in der Zwischenzeit zu einer Reihe neuer Erkenntnisse geführt. Nachdem Hinweise über die Vorgänge der Schlackenbildung durch vorsichtiges Abtragen stillgesetzter Öfen gewonnen waren, wurden die Vorgänge im Gestell sowohl durch statistische Auswertung der

Betriebsaufschreibungen und eigens angesetzte Betriebsversuche als auch an Kleintiegelschmelzen verfolgt. Hierbei konnte u. a. der Einfluß des Eisenoxydulgehaltes der Schlacke auf die Siliziumreduktion und die Entschwefelung bei unveränderter Basizität nachgewiesen werden. Eine umfassende, an Niederschachtofen wie an Hochöfen vorgenommene Beobachtung der Vorgänge vor den Formen bestätigte und erweiterte die im Schrifttum vorhandenen Angaben über Art und Umfang der Zirkulations- und Verbrennungszone.

In enger Zusammenarbeit mit dem Niederschachtofenwerk Calbe wurde in mehreren Versuchsabschnitten Gießereiroheisen bei Senkung der üblichen Schlackenbasizität von 1,15 auf 0,7 erschmolzen. Obwohl das „saure“ Schmelzen zu einer beachtlichen Brennstoffeinsparung und Steigerung der Ofenleistung führt, können Aussagen über seine Wirtschaftlichkeit erst gemacht werden, wenn die zur Zeit noch offenen Fragen der Entschwefelung des Roheisens außerhalb des Ofens, der sicheren Einstellung analysengerechter Kohlenstoffgehalte und der Schlackenverwertung geklärt sind.

Auf den Gebieten der Stahlerzeugung wurden Fragen der Schmelzföhrung und der Wärmetechnik bearbeitet. Die für den *Siemens-Martin-Betrieb* der DDR bezeichnenden hohen Herdbelastungen und festen Stahleiseneinsätze um 50% wurden in ihren Auswirkungen auf die Schmelzleistung und die Güte des Stahles eingehend untersucht, wobei das Verhalten des Wasserstoffs in Weichstahlschmelzen besonders berücksichtigt wurde. Messungen des elektrischen Potentials zwischen Stahlbad und basischer Schlacke führten zu Aussagen über den Oxydationszustand der Schmelze und die Verteilungsbedingungen einiger Eisenbegleiter, während Bestimmungen der elektrischen Leitfähigkeit der Schlacke die im ausländischen Schrifttum mitgeteilten Ergebnisse und praktischen Schlußfolgerungen nicht bestätigten. Die Grenzen der Desoxydation von Tiefziehstählen mit Aluminium wurden ermittelt, wobei sich eine befriedigende Übereinstimmung zwischen der Aussagekraft technologischer Prüfungen der Platinen und den Befunden der Isolierung der Desoxydationsprodukte ergab. Schließlich wurden in Zusammenarbeit mit dem Stahl- und Walzwerk Gröditz die Gießtemperaturen und Gießleistungen ermittelt, die bei der Herstellung von Schmiedeblocken aus unlegierten und legierten Stählen einzuhalten sind.

Die wichtigste Arbeit auf dem Gebiet der *Elektrostahlerzeugung* befaßte sich mit der Frage der Verarbeitung möglichst hoher Einsatzanteile der auf der Maxhütte erzeugten Rennluppen mit durchschnittlich 1,20% P und 1,85% S ohne Minderung der Schmelzleistung. Während die rasche Abscheidung der großen Phosphormenge im 20-t-Lichtbogenofen durch Anwendung gasförmigen Sauerstoffs sicher beherrscht wird, erfordert die umfangreiche Entschwefelung das Einblasen von Schlacken- und Reduktionsstoffen mittels Trägergas in die Stahlschmelze. Der Erprobung dieser Technologie dient der selbstgebaute Lichtbogenofen mit 100 kg Schmelzgewicht (Bild 8).

Eine Reihe, zum Teil gemeinschaftlich mit dem Institut für Sonderstahlkunde durchgeführter Arbeiten betraf die Verbesserung der *Thomasstahlerzeugung* unter den auf der Maxhütte, Untereibenborn, gegebenen besonderen Konverter- und Rohstoffverhältnissen. Es wurde nachgewiesen, daß der unregelmäßige Blasverlauf und das unbefriedigende Stahlausbringen in erster Linie durch den außergewöhnlich hohen Magnesiumoxydgehalt des Kalkes verschuldet werden. In einer zwischen dem Eisenhütten-Institut und dem Thomasstahlwerk der Maxhütte gebildeten sozialistischen Arbeitsgemeinschaft wurden die durch den Sinterdolomit und seine Verarbeitung gegebenen Voraussetzungen zur Erhöhung der Konverter- und Bodenhaltbarkeit ermittelt. Schließlich wurde die Aufgabe, einen beruhigten Thomasstahl mit guter Kaltzähigkeit zu entwickeln, befriedigend gelöst.

Auf dem Gebiet der *Ferrolegerungen* wurde die Frage der Aufstickung von kohlenstoffarmem Ferrochrom in festem und flüssigem Zustand vornehmlich mit fast reinem Stickstoff in kleintechnischem Umfang bearbeitet.

Von den auf dem *Werkstoffgebiet* durchgeführten Arbeiten sei hier nur die Erprobung eines hochverschleißfesten Stahls mit bleibender Oberflächenrauigkeit für Brikettformzeuge genannt. Die bisher erhaltenen Ergebnisse berechtigen zu der Aussage, daß die für die Erzeugung von Feinstkornbriketts für Braunkohlen-Hochtemperaturkoks notwendigen hohen Preßdrücke erreicht und während der ganzen Formliegezeit beibehalten werden können.

Bild 3 läßt erkennen, daß die für die vertraglich gebundene Betriebsforschung bereitgestellten Planbeträge 1959 nahezu viermal so hoch waren wie die Beträge für die Grundlagenforschung. In diesem Jahr wird sich das Verhältnis bereits deutlich zu Gunsten der Grundlagenforschung verschieben. Zweifellos ist die eisenhüttenmännische Lehre ohne lebendige Verbindung zur Betriebspraxis und ohne Teilnahme an ihren Forschungs- und Entwicklungsvorhaben unfruchtbar und sinnlos. Andererseits übersehen wir nicht, daß die 1959 gegründeten „Wissenschaftlich Technischen Zentren“ der Vereinigungen Volkseigener Betriebe unserer Eisenhüttenindustrie einen Teil der zur Zeit noch vom Eisenhütten-Institut wahrgenommenen Betriebsforschung übernehmen wollen. Im Zuge dieser Verlagerung beansprucht das Institut bei der geplanten Erweiterung der metallurgischen Grundlagenforschung in der DDR, entsprechend seinem durch Mitarbeiterschaft und Ausrüstung gegebenen Leistungsvermögen, berücksichtigt zu werden. Der Hinweis, daß dieser Anspruch durch die bisher erzielten Ergebnisse gerechtfertigt ist, dürfte nicht unbescheiden sein.

Für die erfolgreiche und termingerechte Durchführung der kurz geschilderten und anderer, hier nicht genannter Arbeiten haben sich alle Assistenten, wissenschaftlichen Mitarbeiter und die Kollektive des Laboratoriums, der Werkstatt und der Werkstoffprüfabteilung nach Kräften eingesetzt. Der im Februar 1959 erfolgte Zusammenschluß der auf dem Stahlgebiet tätigen Assistenten zu einer sozialistischen Arbeitsgemeinschaft bewährt sich sehr, auch bei der Bearbeitung und Auswertung fremdsprachlichen Fachschrifttums. Besonders hervorgehoben sei die erfreuliche Mitwirkung vieler Diplomanden, deren Arbeiten planmäßig in das Forschungsgeschehen des Institutes eingegliedert wurden und häufig gute Ergebnisse lieferten. Im November 1958 sind Leiter und Mitarbeiter des Eisenhütten-Institutes dazu übergegangen, von Zeit zu Zeit vor den Ingenieuren und Arbeitern unserer Hüttenbetriebe über den Stand und die Ergebnisse bestimmter Forschungs- und Entwicklungsarbeiten zu berichten und die Möglichkeiten ihrer raschen Verwirklichung an Ort und Stelle zu erörtern.

Nach diesem Überblick über die seit August 1956 geleistete Arbeit verbleibt die Erfüllung einer Ehrenpflicht: Wir danken der Regierung der Deutschen Demokratischen Republik, vertreten bis März 1958 durch das frühere Ministerium für Berg- und Hüttenwesen und seitdem durch das Staatssekretariat für das Hoch- und Fachschulwesen, für den großzügigen Ausbau unseres Institutes und für die Bereitstellung der reich bemessenen Mittel für eine den heutigen Anforderungen voll genügende Lehre und Forschung. Wir danken den Rektoren der Bergakademie in den ver-

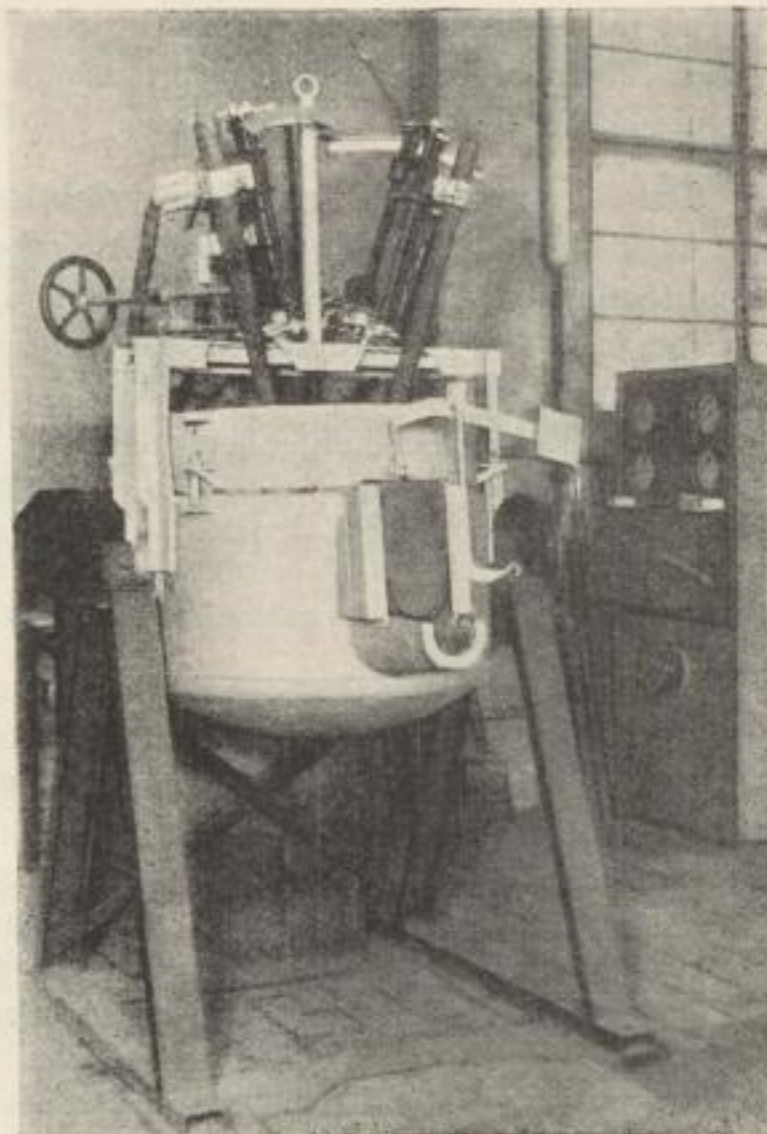


Bild 8. Selbstgebafter Lichtbogenofen für 100 kg Schmelzgewicht

gangenen drei Jahren und der Verwaltung für die tatkräftige Unterstützung bei den oft kleinen, zuweilen aber lebenswichtigen Anliegen des Institutsbetriebes. Unser Dank gilt der Hochschulparteileitung für ihre verständnisvolle und kameradschaftliche Hilfe in kritischen Lagen, von denen Fachrichtung und Institut nicht verschont geblieben sind.

Ganz besonders danken wir der Abteilung Berg- und Hüttenwesen der Staatlichen Plankommission und unseren Eisenhüttenwerken für die bisherige, vielfach vertrauensvolle Zusammenarbeit mit dem Eisenhütten-Institut, die ihren besten Ausdruck in dem im April 1959 abgeschlossenen Vertrag der sozialistischen Zusammenarbeit und gegenseitigen Hilfe mit dem Eisenhüttenkombinat StalinStadt gefunden hat.

Die vor uns liegenden 30 Jahre verlangen vom Eisenhüttenwesen der DDR zunächst die Lösung der im Siebenjahrplan festgelegten Aufgaben, die sich kurz und inhaltsschwer durch die Forderung kennzeichnen lassen, die Rohstahlerzeugung bis 1965 um 52% gegenüber dem Stand von 1958 zu steigern. Die Bewältigung dieser Aufgaben wird entscheidend von der Tiefe der metallurgischen Kenntnisse, der Findigkeit bei der Entwicklung neuer Verfahren und der Fähigkeit zu echtem wirtschaftlichem Denken, aber auch von der uneigennütigen Einsatzbereitschaft unserer Ingenieure abhängen. Jeder Angehörige des Eisenhütten-Institutes ist bereit, diesen Anforderungen zu entsprechen und in seinem Bereich zum Wohl und Ansehen unseres Volkes beizutragen.

LITERATUR

- [1] KERN, J. G.: Bericht vom Bergbau „Avertissement“ Leipzig, bey S. L. Crusius, 1772.
- [2] Jahrbuch für das Berg- und Hüttenwesen im Königreich Sachsen, a) Jahrgang 1873, S. 190/206; b) Jahrgang 1878, S. 251/270.
- [3] MAURER, ED.: Das neue Eisenhütten-Institut der Sächsischen Bergakademie Freiberg i. Sa., Festschrift zur Einweihung im Wintersemester 1929/30.
- [4] BISCHOF, W.: Die wissenschaftlichen Arbeiten von Prof. Dr.-Ing. habil. EDUARD MAURER auf dem Stahlgebiet. Neue Hütte 4 (1959) S. 258/266.
- [5] KÜNTSCHER, W., und HENKEL, S.: Das neue Eisenhütten-Institut an der Bergakademie Freiberg. Bergakademie 8 (1956) S. 347/51.
- [6] LÜDEMANN, K.-F.: Ziel und Weg der metallurgischen Ausbildung von Eisenhütteningenieuren. Bergakademie 9 (1957) S. 156/160.

Untersuchungen über die Zirkulations- und Verbrennungszone von Hoch- und Niederschachtöfen¹⁾

VON ROLF EBERT UND KARL-FRIEDRICH LÜDEMANN, Freiberg

An deutschen Hoch- und Niederschachtöfen durchgeführte Messungen der Eindringtiefe der Zirkulationszone bestätigen die 1957 in England an einem Versuchsofen und an Hochöfen ermittelten Gesetzmäßigkeiten. Der Art und Stückgröße des Kokes kommt besondere Bedeutung zu. Die Ausbildung der Verbrennungszone vor den Formen des Niederschachtofens ist die gleiche, wie sie seit langem vom Hochofen her bekannt ist. Zwischen der Ausdehnung der Verbrennungszone und der Tiefe der Zirkulationszone besteht kein eindeutiger Zusammenhang; jedoch zeichnet sich der Einfluß der Temperatur und der Austrittsgeschwindigkeit des Heißwindes ab.

Ein wesentliches Merkmal des Hochofen- und des Niederschachtofenverfahrens, die beide ihren Wärmebedarf aus der Verbrennung von Kohlenstoff decken, ist der Durchsatz großer Brennstoffmengen, vornehmlich in Form von Hüttenkoks. Der größte Teil des Kokes verbrennt vor den Formen innerhalb eines begrenzten Raumes mit dem von außen zugeführten Heißwind. Wenn man bedenkt, daß der Brennstoff 60% und mehr des gesamten Volumens der Beschickung einnehmen kann, so ermißt man leicht die Bedeutung des Verbrennungsvorganges für den Gang des Ofens. Seit dem Jahre 1893, da W. van VLOTEN [1] die ersten Ergebnisse seiner experimentellen Untersuchungen der Vorgänge vor den Formen des Hochofens veröffentlicht hat, ist eine Vielzahl von Arbeiten in dieser Richtung durchgeführt worden. Die hierbei angewendeten Untersuchungsmethoden lassen zwei Hauptrichtungen erkennen:

1. Untersuchung der Bewegung des Kokes und der Größe der Zirkulationszone vor den Formen,
2. Untersuchung des eigentlichen Verbrennungsvorganges vor den Formen mittels Entnahme von Gasproben.

Die Beobachtungen und Messungen sind sowohl an kleinen Versuchsofen als auch an im Betrieb befindlichen Hochöfen vorgenommen worden. Von den in neuerer Zeit durchgeführten Arbeiten kommt den 1957 von J. TAYLOR, G. LONIE und R. HAY [2] veröffentlichten Messungen über die räumliche Ausdehnung der Zirkulationszone bei verschiedenartigen Bedingungen besondere Bedeutung zu. Die an einem Versuchsofen vorgenommenen Messungen zeigten den Zusammenhang auf zwischen der Eindringtiefe der Zirkulationszone in Richtung der Formenachse einerseits und der Menge des Heißwindes je Form und Zeiteinheit, der relativen Dichte des Heißwindes, dem Durchmesser der Form und der Stückgröße des Kokes andererseits.

Die von J. TAYLOR, G. LONIE und R. HAY angegebene Formel lautet:

$$P = B \cdot \frac{V^{0,7}}{\rho^{0,2} \cdot D^{0,4} \cdot d^{0,5}}$$

Hierin bedeutet:

P die Eindringtiefe der Zirkulationszone in cm; ρ die relative Dichte des Heißwindes,
 B eine Konstante; D den Durchmesser der Form in mm,
 V die Windmenge je Form in Nm³/min; d die mittlere Stückgröße des Kokes in mm.

¹ Erstveröffentlichung in: Journal of The Iron and Steel Institute Vol. 196 (1960) S. 46/50

Als relative Dichte des Windes gilt hier das Verhältnis der spezifischen Dichte des Heißwindes zur spezifischen Dichte der Luft bei $+20^{\circ}\text{C}$ und 1 Atm. Unter d wäre, streng genommen, die Stückgröße des Kokes vor der Form zu verstehen. Da diese aber im allgemeinen nicht bekannt ist, muß mit der mittleren Stückgröße gerechnet werden, die vor der Aufgabe des Kokes in den Hochöfen bestimmt worden ist.

Die von J. TAYLOR, G. LONIE und R. HAY am Versuchsofen festgestellten Werte ordnen sich der durch Gleichung (1) gegebenen Beziehung befriedigend zu. Nur bei einem breiten Kornband des Kokes ergaben sich gewisse Abweichungen, die offenbar darauf zurückzuführen sind, daß mit dem mittleren Durchmesser der Koksstücke und nicht mit ihrem mittleren Gewicht gerechnet worden ist. An im Betrieb befindlichen Hochöfen haben die genannten Bearbeiter die Eindringtiefe der Zirkulationszone mittels wassergetränkter, durch die Formen eingeführter Holzstangen gemessen. Auch hierbei konnte die Aussage der Gleichung (1) grundsätzlich bestätigt werden.

Vom *Eisenhütten-Institut* der Bergakademie Freiberg sind in den Jahren 1958/59 die Ausdehnung der Zirkulationszone und ihre Abhängigkeit von den Betriebsbedingungen einer Reihe deutscher Hoch- und Niederschachtöfen in 385 Meßreihen, das sind etwa 3600 Einzelmessungen, untersucht worden. Es kam darauf an, mit möglichst einfachen Mitteln aussagekräftige Ergebnisse zu gewinnen. Die wichtigsten Kennwerte der betrachteten Öfen, wie Nutzvolumen, Gestellabmessungen, Durchmesser und Anzahl der Formen und die erzeugte Roheisensorte, sind in Tabelle I zusammengestellt.

Tabelle 1. Kennwerte der betrachteten Hoch- und Niederschachtöfen

A. Hochöfen

Werk	Ofen Nr.	Nutzvolumen m ³	Gestell- durchmesser m	Windformen		Eindringtiefe der Zirkulations- zone cm	Erzeugte Roheisensorte
				Anzahl	Durchmesser mm		
S	I	670	6,10	12	200	} 75 bis 110	Stahleisen
	II	662	5,60	10	220		Hämatit
	III	645	5,60	10	220		Stahleisen
	IV	680	6,10	12	200		Stahleisen
	V	680	6,10	12	200		Stahleisen
	VI	645	5,60	10	220		Stahleisen
M	I	255	4,20	7	180	} 65 bis 110	Thomaseisen
	II	444	5,00	8	180		Thomaseisen
	III	436	5,00	9	180		Thomaseisen
	IV	446	5,00	9	180		Thomaseisen

B. Niederschachtöfen

Werk	Ofen Nr.	Nutz- volumen m ³	Gestell		Windformen		Eindringtiefe der Zirkulations- zone cm	Erzeugte Roheisensorte
			Länge m	Breite m	Anzahl	Mündungs- durchmesser mm		
M	I	50	6,35	1,65	14	100	30 bis 60	Spiegeleisen
C	IX	78	6,00	1,80	14	135	} 25 bis 60	Gießerei- eisen
	X	81,5	6,00	1,80	16	135		

Die Anwendung wassergetränkter Holzstangen von $20 \times 20 \text{ mm}^2$ Querschnitt hat sich auch hier sehr bewährt. Tabelle 2 enthält die Einzelergebnisse einer am Hochofen I des Werkes M vorgenommenen Messung der mittleren Eindringtiefe der Zirkulationszone. Trotz der verhältnismäßig großen Schwankungen der Einzelwerte zwischen 69 und 106 cm erwies sich die Bildung des arithmetischen Mittelwertes als angängig. Die als wichtigste Einflußgröße zu betrachtende Windmenge je Form war im einzelnen nicht meßbar; sie ergab sich in jedem Fall aus der bekannten, dem Ofen zugeführten Gesamtwindmenge und der Anzahl der Formen. Die von der Meßstelle bis zu den Formen auftretenden Druck- und Mengenverluste, deren genaue Erfassung mit erheblichem meßtechnischem Aufwand verbunden gewesen wäre, blieben unberücksichtigt. Die Größe dieser Verluste war bei den betrachteten Öfen nahezu gleich.

Tabelle 2. Beispiel einer Messung der mittleren Eindringtiefe der Zirkulationszone am Hochofen I des Werkes M

Form Nr.	Eindringtiefe der Zirkulationszone in cm	Menge des Heißwindes $43000 \text{ Nm}^3/\text{h}$
1	75	Windmenge je Form $6140 \text{ Nm}^3/\text{h}$
2	106	
3	91	Druck des Heißwindes $0,44 \text{ atü}$
4	89	
5	87	Temperatur des Heißwindes 360° C
6	69	
7	71	Durchmesser der Formen 180 mm
Mittlere Eindringtiefe der Zirkulationszone 84 cm		

Am Hochofen I des Werkes M wurde der Differenzdruck einer jeden Form oberhalb des Düsenstockes gegenüber einer Meßstelle am Übergang der Heißwindleitung in die Ringleitung gemessen. Dieses Verfahren ist in letzter Zeit von W. WOLF, F. HEPNER, W. GÜLDNER und P. WOLF [3] beschrieben worden. Die Beziehung zwischen dem Differenzdruck und der mittleren Eindringtiefe der Zirkulationszone ist für die Formen 1 bis 7, unterteilt nach niedriger und üblicher Windbeaufschlagung des Ofens, in Bild 1 dargestellt, wobei jeder Punkt den Mittelwert aus rund 25 Einzelmessungen bedeutet. Bild 1 läßt erkennen, daß die Tiefe der Zirkulationszone vor jeder Form vornehmlich von der jeweils aufgenommenen Windmenge, unmittelbar gekennzeichnet durch die Höhe des Differenzdruckes, bestimmt wird. Die verhältnismäßig starke Streuung der Punkte ist auf betriebsgebundene Ursachen zurückzuführen; z. B. ist die Form 1 gegenüber dem Anschluß der Ringleitung an die Heißwindleitung angeordnet und weist deshalb von vornherein den höchsten Differenzdruck auf.

Trägt man die mittlere Eindringtiefe der Zirkulationszone in Abhängigkeit von dem in der Gleichung (1) enthaltenen Wert

$$W = \frac{v^{0,7}}{e^{0,2} \cdot D^{0,4}} \quad (2)$$

für Stückgrößen des Kokes von 20, 30, 40, 50 und 60 mm auf, so erhält man Bild 2. Die Werte, die sich auf die von J. TAYLOR, G. LONIE und R. HAY [2] untersuchten englischen Hochöfen beziehen, lassen den Einfluß der Korngröße deutlich erkennen. So beträgt die Eindringtiefe an dem mit 41 mm Koksstückgröße arbeitenden Ofen bei unverändertem Wert W 125 cm, während die mit Koks von 51 bis 56 mm Stückgröße beschickten Öfen eine Zirkulationszone von 90 bis 105 cm Tiefe aufweisen. Die Hochöfen des deutschen Werkes M setzen einen Koks mit 40 bis 55 mm Stückgröße durch, während die größeren Öfen des Werkes S eine Stückgröße von 50 bis 65 mm bevorzugen. Sowohl die ovalen Streubereiche der Einzelwerte als auch die durch Punkte bezeichneten Mittelwerte der einzelnen Öfen fügen sich befriedigend in die Linienzüge des Bildes 2 ein und bestätigen somit die Allgemeingültigkeit der Gleichung (1) für Hochöfen.

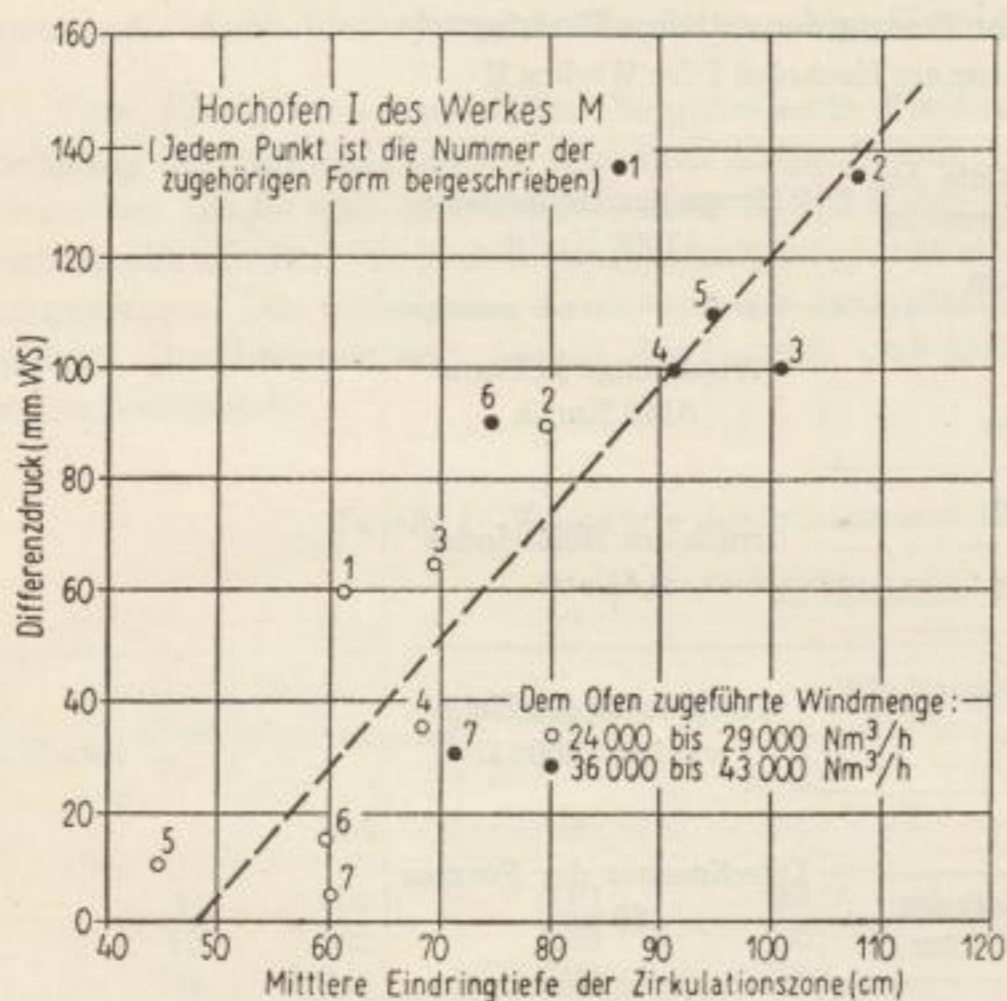


Bild 1. Beziehung zwischen der Anzeige des Differenzdruckes und der mittleren Eindringtiefe der Zirkulationszone eines Hochofens

während der Versuche bei 45 mm; sein Schüttgewicht betrug etwa das 1,4fache des Schüttgewichtes von Steinkohlenkoks gleicher Stückgröße. Die größere Dichte des Braunkohlen-Hochtemperatur-Kokes bewirkte eine geringere Eindringtiefe, als auf Grund der Stückgröße zu erwarten gewesen wäre.

An einigen Hochöfen des Werkes S wurde bei Stillständen die Stückgröße des durch die Formen entnommenen Steinkohlenkokes ermittelt. Bei einer unveränderten Stückgröße vor dem Begeben von 57 mm lag der Koks vor den Formen in mittleren Stückgrößen von 41 bis 55 mm vor. Die erhaltenen Versuchswerte ließen sich in zwei Gruppen der mittleren Stückigkeit von 41 bis 46 und von 50 bis 55 mm trennen, denen bei gleichbleibendem Wert W die mittleren Eindringtiefen von 73 cm im ersten, von 86 cm im zweiten Fall zuzuordnen waren. Erreicht der Koks während seines Durchganges durch den Ofen bis zu den Formen, etwa infolge seiner unzureichenden Festigkeit, eine verhältnismäßig geringe Stückgröße, so nimmt, im Gegensatz zur Aussage der Gleichung (1), die Eindringtiefe der Zirkulationszone ab.

Der Niederschachtofen des Werkes M wird üblicherweise mit kleinstückigem Koks von 38 mm Größe und einer dementsprechenden Zirkulationszone von rund 45 cm gefahren. Der zeitweilige Übergang zu einer Koksstückgröße von 26 mm führte zu einer Vertiefung der Zirkulationszone auf rund 54 cm.

Die Lage des für die Niederschachtofen des Werkes C gültigen Streubereiches sowie der die einzelnen Öfen kennzeichnenden Mittelwerte deutet auf eine Abweichung von der Aussage der Gleichung (1) hin, und zwar in Richtung auf eine Verringerung der Eindringtiefe der Zirkulationszone. Hier zeichnet sich die Eigenart des von E. RAMMLER und G. BILKENROTH [4] entwickelten

Braunkohlen-Hochtemperatur-Kokes ab, der rund 65% der diesem Ofen zugeführten Brennstoffmenge ausmachte. Die mittlere Stückgröße dieses Kokes lag

Gelangen grobe Erzstücke in die Zirkulationszone, so wirken sie sich in ähnlicher Weise wie grobstückiger Koks aus. Hier liegt eine weitere Ursache für die verhältnismäßig geringen Eindringtiefen der Zirkulationszone der Niederschachtöfen des Werkes C, bei denen infolge der zur Zeit der Versuche noch unvollkommenen Vorbereitung des Möllers ständig Erzstücke vor den Formen niedergingen.

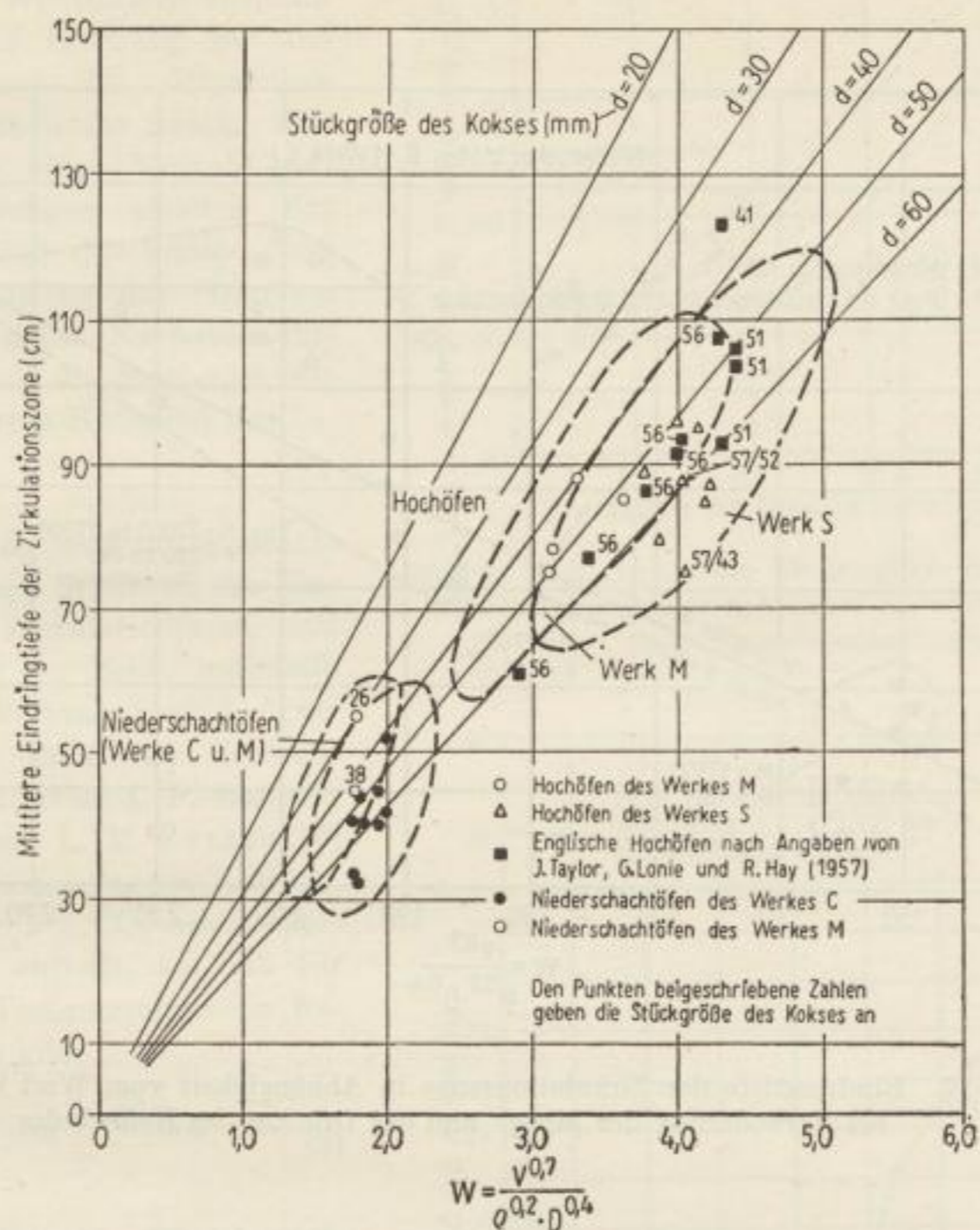


Bild 2. Beziehung zwischen Windmenge, relativer Dichte des Windes, Formendurchmesser, Koksstückgröße und Eindringtiefe der Zirkulationszone

Es darf festgestellt werden, daß die Gleichung (1) beim Vorliegen als normal zu bezeichnender Verhältnisse die einwandfreie Berechnung der Eindringtiefe der Zirkulationszone auch von Niederschachtöfen gestattet. Im folgenden soll noch auf einige durch den Betriebsablauf gegebene Besonderheiten eingegangen werden.

Am Niederschachtöfen IX des Werkes C konnten Messungen bei veränderter Heißwindmenge durchgeführt werden, wobei die Stückgröße des Kokses nur wenig um 50 mm schwankte. Die für Windmengen von 17500, 21000 und 23000 bis 27000 Nm³/h und die zugehörigen Drücke

erhaltenen Ergebnisse verteilen sich, wie Bild 3 zeigt, beiderseits der eingezeichneten Geraden. Es darf also ausgesagt werden, daß die Gleichung (1) auch bei *wesentlicher* Verringerung der üblichen Windzufuhr ihre Gültigkeit beibehält.

Um zu prüfen, inwieweit die Ansammlung von Roheisen und Schlacke im Gestell die Ausbildung der Zirkulationszone beeinflusst, wurden Messungen an den Hochöfen und am Nieder-

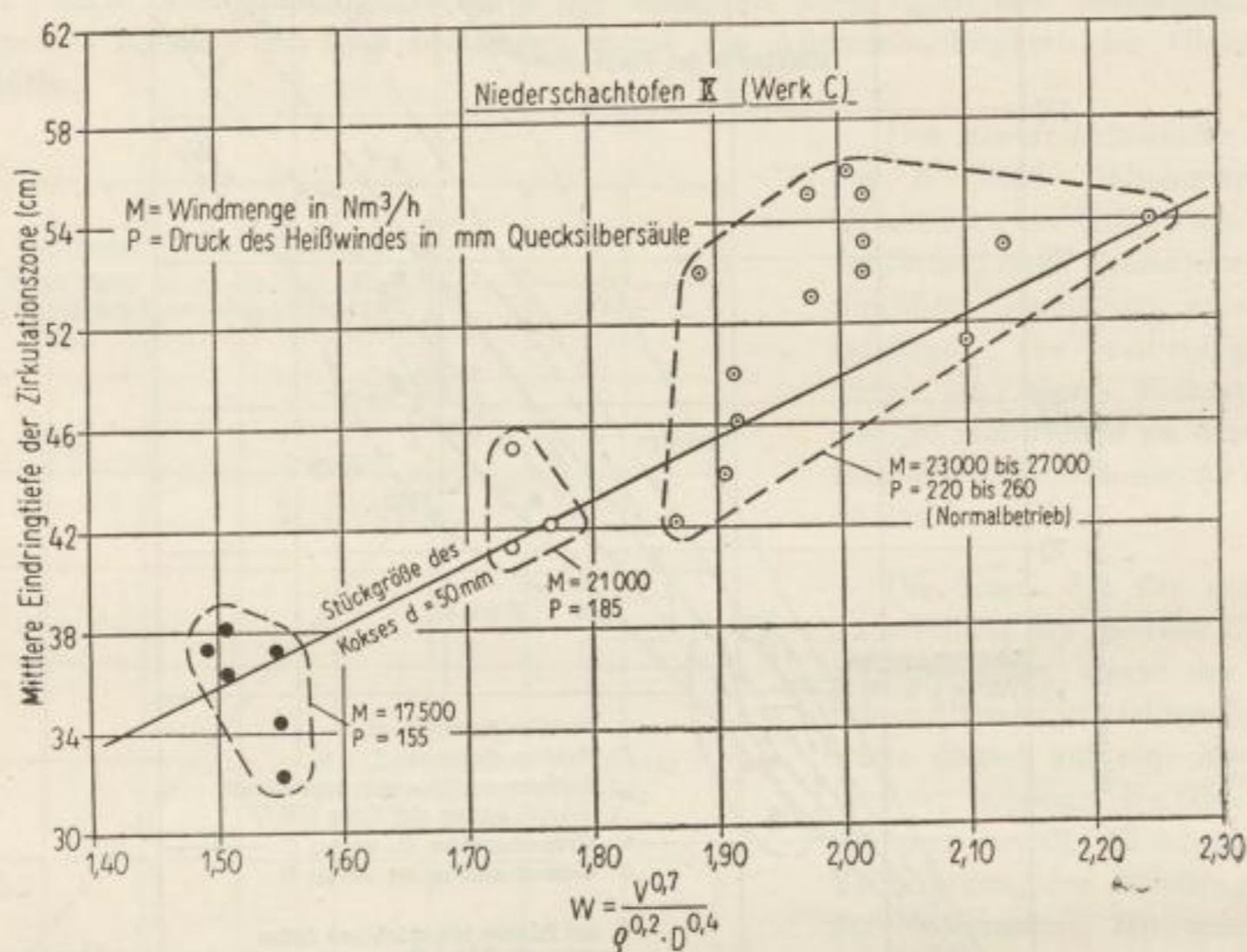


Bild 3. Eindringtiefe der Zirkulationszone in Abhängigkeit vom Wert W bei Veränderung der Menge und des Druckes des Heißwindes

schachtofen des Werkes M unmittelbar vor und nach dem Roheisenabstich durchgeführt, deren Ergebnisse im Bild 4 dargestellt sind. Hiernach ist beim Niederschachtofen die Eindringtiefe der Zirkulationszone vor dem Abstich geringer als nach dem Abstich; bei den Hochöfen liegen umgekehrte Verhältnisse vor. Dieser Befund dürfte auf einfache Unterschiede in der Gestaltung der Gestelle beider Ofenarten zurückzuführen sein:

Beim *Niederschachtofen* M befindet sich die Mittellinie des Schlackenstichloches nur 290 mm unterhalb der Ebene der Windformen. Infolgedessen können vor dem Abstich die schmelzflüssigen Produkte im Gestell verhältnismäßig unbehindert nach oben drängen und die Ausdehnung der Zirkulationszone verkleinern. Demgegenüber beträgt bei den *Hochöfen* der Abstand zwischen dem Schlackenstichloch und der Windformenebene 1200 mm, so daß die Ansammlung der Schmelzprodukte ohne Einfluß auf die Ausbildung der Zirkulationszone sein dürfte. Andererseits geht, wie S. P. KINNEY [5] schon 1929 festgestellt hat, die Beschickung während des Abstiches mit erhöhter Geschwindigkeit nieder, so daß es zur Zerrüttung der Zirkulationszone kommen kann.

Gleichzeitig mit den Untersuchungen über die Ausbildung der Zirkulationszone wurden an einigen Niederschächtofen des Werkes C mittels eines wassergekühlten Rohres Gasproben in verschiedener Entfernung vom Rüssel der Windformen entnommen. Bild 5, das erstmalig für den Niederschächtofen die Ergebnisse einer solchen Meßreihe zeigt, läßt als Beispiel aus einer Vielzahl anderer Untersuchungen gleicher Art klar erkennen, daß die Veränderung der Zusammensetzung der Gasphase vor der Form eines Niederschächtofens grundsätzlich die gleiche ist, wie sie seit langem vom Hochofen her bekannt ist.

Von Bedeutung ist nun die Beantwortung der Frage, inwieweit die Eindringtiefe der Zirkulationszone mit der Ausdehnung der Zone, innerhalb derer der Koks verbrannt wird, übereinstimmt. Das Ende der Verbrennungszone kann nach I. P. BARDIN, Z. L. CHODAK und L. M. ZYLJEW [6] an der Stelle angenommen werden, wo die Gasphase 2% CO₂ beziehungsweise 30% CO enthält, so daß für die Länge der Verbrennungszone folgende Gleichung gilt:

$$L_m = \frac{L_{2\% \text{ CO}_2} + L_{30\% \text{ CO}}}{2} \quad (3)$$

In Bild 6 wurden die Eindringtiefe der Zirkulationszone sowie die Länge der Verbrennungszone über der Austrittsgeschwindigkeit des Heißwindes aus der Form aufgetragen. Bei Windtemperaturen von 600 bis 700° C weisen Zirkulationszone und Verbrennungszone des betrachteten Niederschächtofens X annähernd die gleiche Länge auf. Die zunehmende Windtemperatur begünstigt die Reaktionsgeschwindigkeit und verkürzt so die Verbrennungszone; andererseits vertieft sie bei gleichbleibender Windmenge infolge der erhöhten Austrittsgeschwindigkeit die Zirkulationszone.

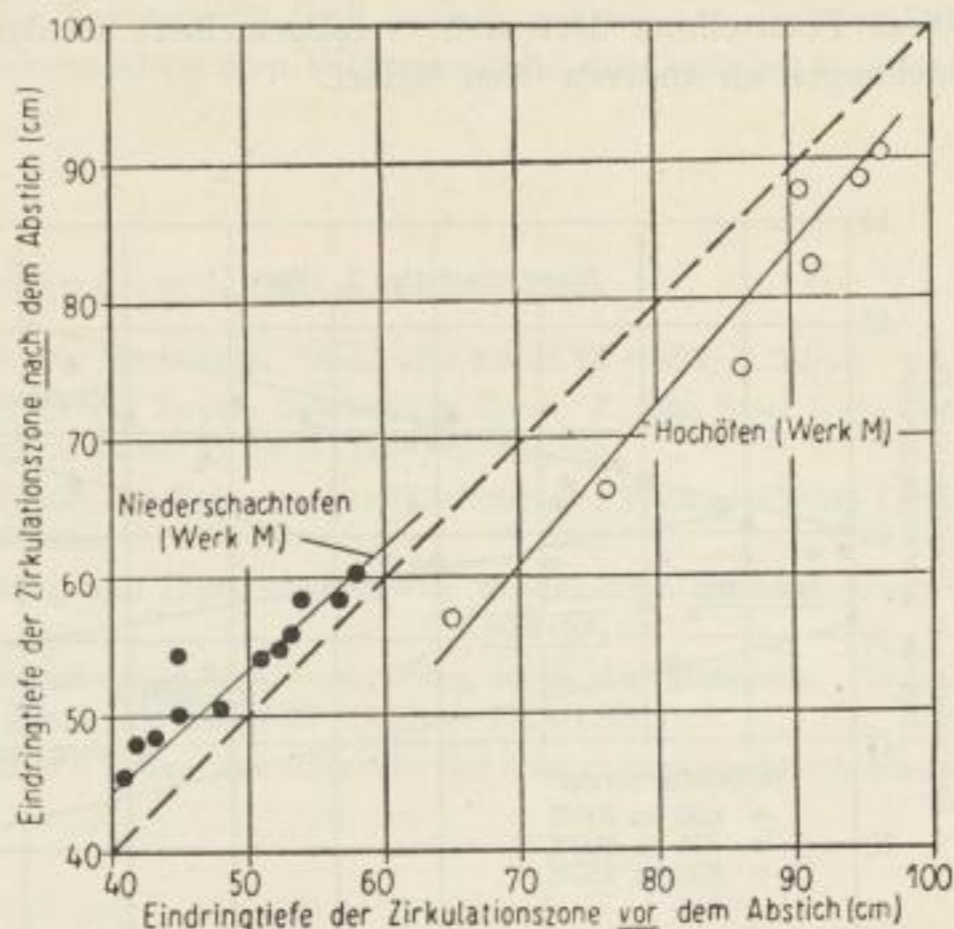


Bild 4. Veränderung der Eindringtiefe der Zirkulationszone während des Roheisenabstiches bei sonst gleichbleibenden Betriebsbedingungen

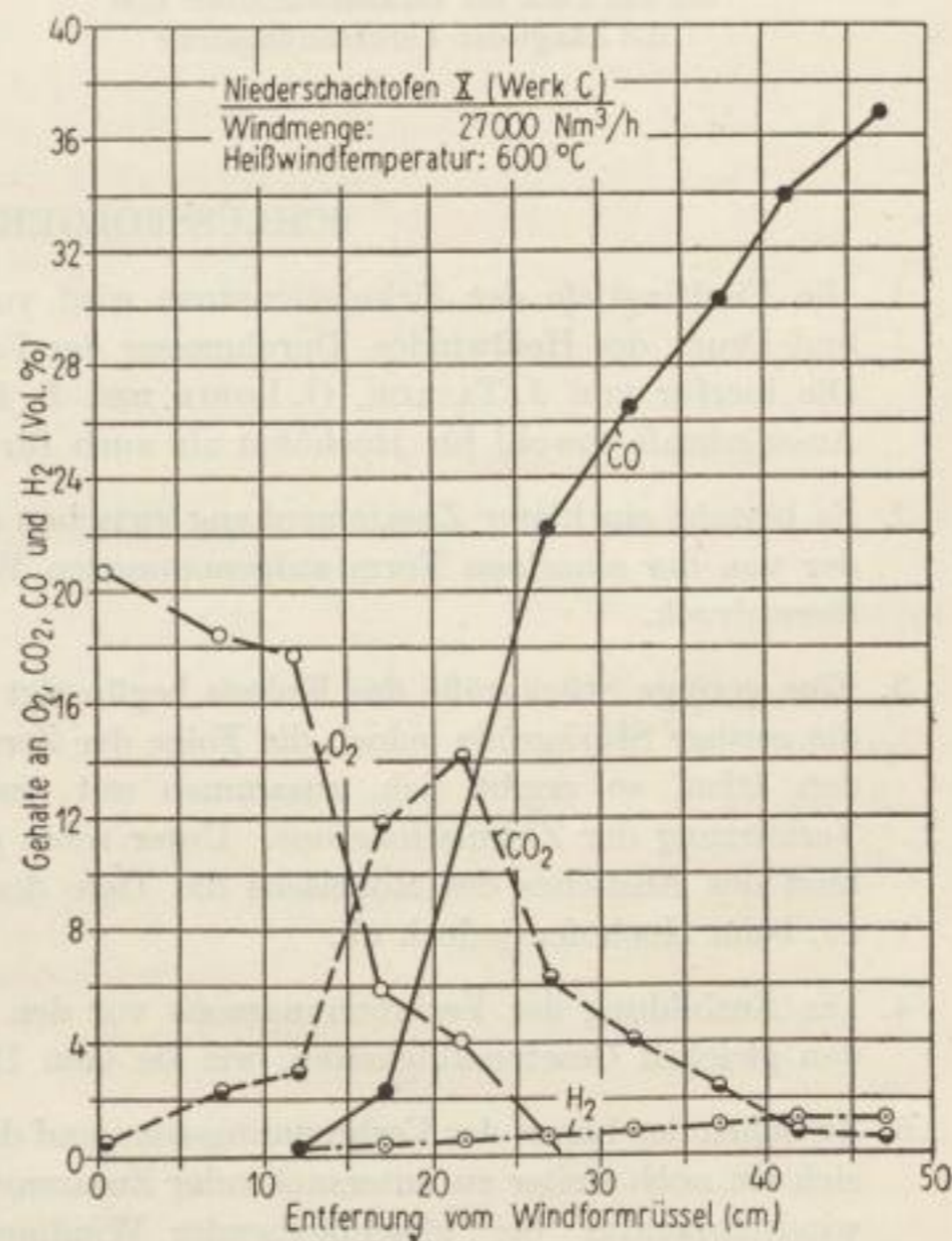


Bild 5. Veränderung der Gaszusammensetzung mit zunehmender Entfernung vom Rüssel der Windform

Diese Feststellung darf nicht verallgemeinert werden, da sie noch der Stützung durch Untersuchungen an anderen Öfen bedarf.

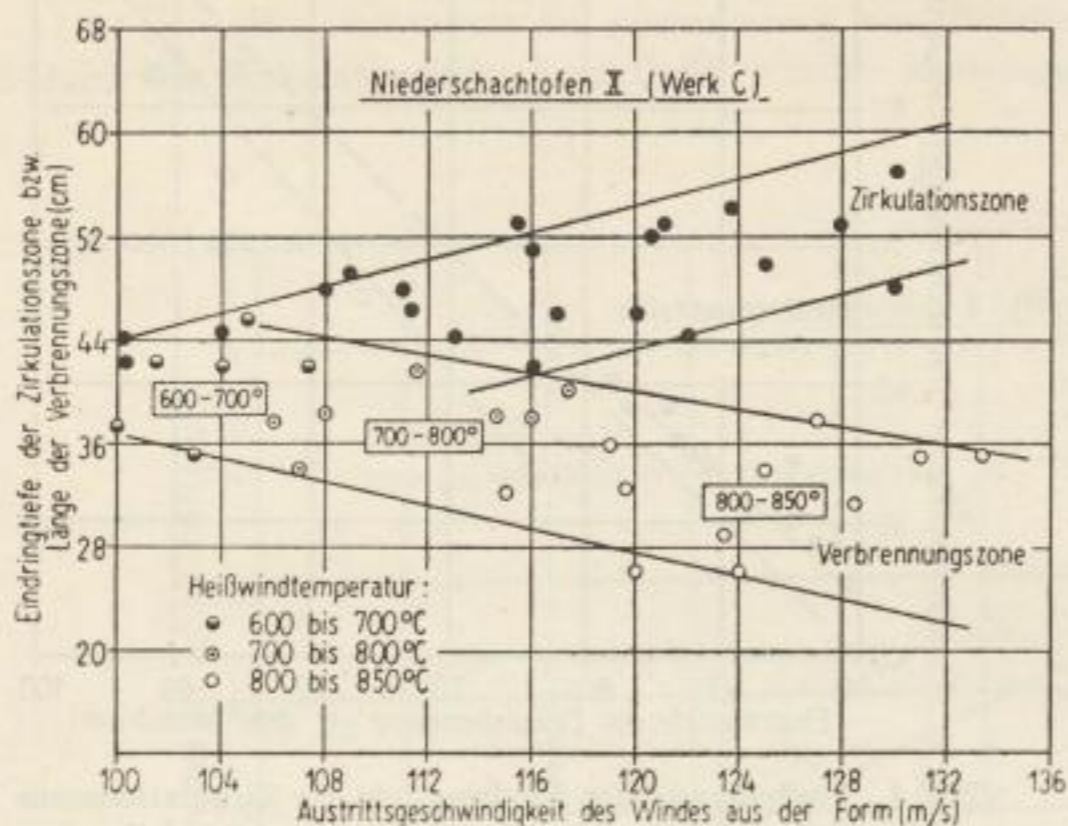


Bild 6. Einfluß der Austrittsgeschwindigkeit des Heißwindes auf die Tiefe der Zirkulationszone und die Länge der Verbrennungszone

Schließlich wurden die Temperaturen vor den Formen der Niederschachtofen des Werkes C und der Hochöfen des Werkes S mittels eines Teilstrahlungs-pyrometers gemessen. Hiernach liegen die vor den Formen beider Ofenarten auftretenden Temperaturen in etwa gleicher Höhe um 1780°C . Zwischen der Eindringtiefe der Zirkulationszone und den Temperaturmeßwerten ergab sich ebensowenig ein Zusammenhang wie zwischen dem Wärmezustand des Gestelles und der Temperatur vor den Formen. Hierauf deutet der Befund, daß an zwei Hochöfen, von denen der eine Hämatitroheisen mit 2,50% Si und der andere Stahlroheisen mit 0,75% Si erzeugte, kein Temperaturunterschied vor den Formen festgestellt werden konnte.

SCHLUSSFOLGERUNGEN

1. Die Eindringtiefe der Zirkulationszone wird von den Einflußgrößen Menge, Temperatur und Druck des Heißwindes, Durchmesser der Form und Stückgröße des Kokes bestimmt. Die hierfür von J. TAYLOR, G. LONIE und R. HAY abgeleitete Formel besitzt allgemeine Aussagekraft sowohl für Hochöfen als auch für Niederschachtofen.
2. Es besteht ein klarer Zusammenhang zwischen der Eindringtiefe der Zirkulationszone und der von der einzelnen Form aufgenommenen Windmenge, gekennzeichnet durch den Differenzdruck.
3. Eine geringe Stückgröße des Kokes begünstigt die Ausdehnung der Zirkulationszone. Ist die geringe Stückgröße jedoch die Folge der Zerstörung des Kokes beim Durchgang durch den Ofen, so ergibt sich, zusammen mit einer Verschlechterung des Ofenganges, eine Verkürzung der Zirkulationszone. Unter sonst gleichbleibenden Bedingungen nimmt während des Abstiches des Roheisens die Tiefe der Zirkulationszone beim Niederschachtofen zu, beim Hochofen jedoch ab.
4. Die Ausbildung der Verbrennungszone vor den Formen des Niederschachtofens unterliegt den gleichen Gesetzmäßigkeiten, wie sie vom Hochofen her bekannt sind.
5. Zwischen der Länge der Verbrennungszone und der Eindringtiefe der Zirkulationszone deutet sich ein noch weiter zu untersuchender Zusammenhang der Art an, daß die steigende Heißwindtemperatur bei gleichbleibender Windmenge die Verbrennungszone verkürzt, die Zirkulationszone jedoch wegen der größeren kinetischen Energie des Windes verlängert.

6. Eine Beziehung zwischen der durch das Formenschauloch optisch gemessenen Temperatur einerseits und der Tiefe der Zirkulationszone sowie dem Wärmezustand des Gestelles andererseits konnte nicht festgestellt werden.

LITERATUR

- [1] VAN VLOTEN, W.: Die Verbrennung im Gestell des Hochofens. *Stahl und Eisen* **13** (1893) S. 26/30.
- [2] TAYLOR, J., LONIE, G., und HAY, R.: A Study of the Tuyere Combustion Zone. *J. Iron Steel Inst.* Vol. 187 (1957). S. 330/341; referiert von R. EBERT in *Neue Hütte* **3** (1958) S. 763/765.
- [3] WOLF, W., HEPPNER, F., GÜLDNER, W., und WOLF, P.: Der neue Großhochofen der Westfalenhütte Dortmund AG. *Stahl und Eisen* **74** (1954) S. 1456/1464.
- [4] RAMMLEE, E., und BILKENBOTH, G.: Herstellung und Eigenschaften von Braunkohlen-Hochtemperatur-Koks. *Neue Hütte* **1** (1955/56) S. 226/234.
- [5] KINNEY, S. P.: Hochofenbeschickung und Hochofengase auf ihrem Wege durch den Hochofen. *Techn. Paper Bur. Mines* Nr. 442 (1929); referiert in *Stahl und Eisen* **49** (1929) S. 1728/1731.
- [6] BARDIN, I. P., CHODAK, L. Z., und ZYLJEW, L. M.: Form und Ausmaße der Verbrennungszone im Hochofen. *Freib. Forsch.-H. B* **25** (1958) S. 19/37.

Zusammenhänge zwischen Kokseigenschaften und Hochofengang

Von KLAUS SCHEIDIG, Freiberg

Mitteilung aus dem Institut für Gaserzeugung an der Bergakademie Freiberg, Direktor Prof. Dr.-Ing. G. GRUSON

Auswertung von Betriebsaufschreibungen — Hochofenversuche — Probenahme und Probenaufbereitung — Ermittlung von Hochofenkennwerten — Koksprüfung — Trommelung unter verschärften Bedingungen — Stabilisierung — Beziehungen zwischen Hochofengang und Koksqualität — Vergleich verschiedener Trommelergebnisse — Gleichmäßigkeit des eingesetzten Kokses.

Die Prüfung und wertmäßig richtige Erfassung der Kokseigenschaften gewinnt in zunehmendem Maße Bedeutung für die Hüttenindustrie. Ursache dafür ist der ständig wachsende Bedarf an metallurgischem Koks bei knapper werdenden Vorräten an kokenden Kohlen.

Ein Rückgang in der Stückigkeit und Abriebfestigkeit des Kokses wirkt sich unmittelbar auf den Ofengang [1] und den Koksverbrauch [2] der Hochofen aus. Unter den Einsatzbedingungen der Hüttenwerke der DDR kommt den Kokseigenschaften entsprechend dem ungünstigen Charakter der Möllerverhältnisse deshalb besondere Bedeutung zu. Da die eigenen Kokereien nicht in der Lage sind, den Koksbedarf der Hüttenwerke zu decken, ist es notwendig, ihn durch umfangreiche Importe aus mehreren Ländern mit unterschiedlichen Kohlegrundlagen zu ergänzen. Der Importkoks besitzt daher sehr verschiedene Qualitätsmerkmale, die mit der gegenwärtig angewendeten Trommelprüfung nicht ausreichend erfaßt werden und deren Auswirkungen auf den Ofengang deshalb nicht durch vorbeugende Maßnahmen in der Ofenführung begegnet werden kann.

Diese Umstände erfordern neue oder zusätzliche Koksprüfmethoden und rechtfertigen zu ihrer Durchführung einen erhöhten Aufwand, um einen weitgehend ungestörten Betriebsablauf zu gewährleisten, der die Grundlage einer hohen und qualitativ guten Produktion ist.

Über die Beeinflussung des Hochofenganges durch die Koksqualität werden recht unterschiedliche Auffassungen vertreten [1], [3], [4], [5], die offenbar durch verschiedene Betriebsbedingungen der Öfen, die gerade von der Erzseite sehr beeinflußt werden, entstanden sind.

Da weiterhin zur Prüfung der Koksfestigkeit die unterschiedlichsten Methoden entwickelt worden sind und an sich gleiche Prüfverfahren — wie z. B. die Trommelprobe — in den verschiedenen Ländern und sogar in den verschiedenen Werken eines Landes unter abweichenden Bedingungen durchgeführt werden [6], erscheinen vergleichende Betrachtungen nur sehr schwer möglich. Um eine Abhängigkeit des Ofenganges von der Koksqualität unter den bestehenden Möllerverhältnissen prüfen zu können, wurden deshalb im VEB Eisenhüttenkombinat „J. W. Stalin“, Stalinstadt (EKS), Koks- und Hochofenuntersuchungen durchgeführt.

AUSWERTUNG VON BETRIEBSAUFSCHREIBUNGEN

Zur Auswertung von Betriebsaufschreibungen von Hochofenwerken werden in stärkerem Maße statistische Verfahren herangezogen [3], [5], [7]. Ihr Vorteil besteht darin, daß die durch Versuche möglicherweise eintretenden Störungen des Betriebsablaufes vermieden werden und daß mit Mittel-

werten großer Zeiträume gerechnet werden kann. Damit werden die Schwankungen, die durch die zeitliche Verschiebung zwischen dem Einsatz der Beschickungsmaterialien und dem Abstich des daraus erzeugten Roheisens entstehen, ausgeglichen.

Die Anwendung der mathematischen Statistik setzt jedoch Betriebsberichte voraus, aus denen neben den Betriebsergebnissen auch die Qualität der Einsatzmaterialien ersichtlich ist. Infolge eines zeit- und mengenmäßig äußerst stoßweisen Erz- und Koks-zulaufes ist es aber in der Eingangskontrolle des EKS zeitweise nicht möglich, jede Kokslieferung auf ihre Trommelfestigkeit zu untersuchen. Bei anhaltend mangelndem Kokseingang müssen außerdem größere Mengen als vorgesehen vom Lager gefahren werden, wobei sie ohne Probenahme in die Bunker der Möllerei gelangen. Lagerkoks ist durch eine zusätzliche Transport- und Sturzbeanspruchung kleinstückiger, hat witterungsbedingte Wassergehalte und stellt eine Mischung aus verschiedenen Sorten dar. Da es unmöglich ist, alle angelieferten Zechen getrennt zu lagern, werden lediglich drei Kokslager unterschieden:

westfälischer und sowjetischer Lagerkoks,
polnischer Lagerkoks und
Lagerkoks aus den Magdeburger und Berliner Kokereien.

Infolgedessen ist meist nur ein Teil der täglich zum Hochofen geförderten Kokstonnage auf Trommelfestigkeit und Abriebanfall geprüft worden, so daß eine Auswertung von zurückliegenden Betriebsaufschreibungen unvorteilhaft erschien.

Auch die Möglichkeit, auf Grund der Erfahrungswerte der Hochöfner eine Wertestufung der einzelnen Kokssorten vorzunehmen, mußte ausgelassen werden, da diese Urteile subjektiv sind und eigentlich nur unterscheiden, daß sowjetischer und westfälischer Koks besser als die anderen eingesetzten Sorten sind. Infolge seiner stark schwankenden, meist sehr hohen Schwefelgehalte wird der sowjetische Koks gegenüber dem westfälischen noch etwas geringer bewertet. Die Einstufungen der übrigen Sorten sind von Fall zu Fall verschieden, zumal die Koksqualität innerhalb geringer Zeiträume erheblichen Änderungen unterliegt. Das wurde besonders an Koks aus der Magdeburger und der Berlin-Lichtenberger Kokerei beobachtet, deren Produktionsschwierigkeiten infolge ständig wechselnder Kohlequalität bekannt sind [8]. Schwankungen in der Beschaffenheit von sowjetischem und polnischem Koks können auf die Anlieferung aus verschiedenen Zechen mit unterschiedlichen Kohlegrundlagen zurückgeführt werden. Selbst wenn an einem Ofen längere Zeit beispielsweise nur sowjetischer Koks eingesetzt wird, so stammen doch die täglich eintreffenden Lieferungen gewöhnlich aus mehreren Zechen und können nicht nach diesen getrennt an die einzelnen Öfen gefahren werden, da die Mengen extrem schwanken und die Zechenangaben zum Teil fehlen. Es wurde z. B. im Jahre 1958 Koks aus 45 verschiedenen Zechen der UdSSR, Polens, der ČSSR, Westdeutschlands und der DDR im EKS verhüttet.

Weil darüber hinaus auch der Kornaufbau des Möllers besonders durch verschiedene Agglomeratsätze schwankt (Stalinstädter Agglomerat enthält 20—30% unter 10 mm), dessen Einfluß auf den Ofengang aber oft dem Koks zugeschrieben wird, machte sich die Durchführung von Hochofenversuchen unter Einsatz bestimmter Kokssorten bei gleichbleibenden Betriebsbedingungen notwendig.

HOCHOFENVERSUCHE

Um einen Einfluß der Koksqualität auf den Hochofengang feststellen zu können und darüber hinaus die Wirkung der verschiedenen Sorten zu erfassen, sind größere Zeiträume notwendig. Da die zur Verfügung stehende Zeit jedoch knapp war und es die betrieblichen Bedingungen mit ihrem stoßhaften Koks-zulauf auch gar nicht anders gestatteten, mußte versucht werden, mit kürzeren Perioden auszukommen.

Die Versuche wurden am Hochofen III des EKS durchgeführt, der bei 10 Windformen (Gesamtblasquerschnitt $0,38 \text{ m}^2$) einen Gestelldurchmesser von $5,6 \text{ m}$ besitzt. Er ist mit einem Schichtverteiler an der Gicht ausgerüstet, sein Gichtdurchmesser beträgt $5,6 \text{ m}$. Der Ofen arbeitet mit wasserdampfangereichertem Wind, dessen Temperatur an 3 Stellen der Ringleitung gemessen wird.

Im I. Quartal 1959 gehörte der Hochofen III nicht zu den am besten gehenden Öfen des EKS. Innerhalb der fünföchigen Versuchszeit mußte er 152mal gestaucht und 22mal angehalten werden. Sich ständig ändernde Windannahme, wiederholtes Abdrücken, geänderte Gichtenfolge sowie Änderungen von Wasserdampfzusatz und Heißwindtemperatur charakterisierten die meisten Versuchstage. Da die Regelung des Wärmehaushaltes des Ofens infolge unzuverlässiger Arbeit des Wasserdampfreglers in erster Linie durch die Heißwindtemperatur erfolgte, schwankten deren Werte ganz beträchtlich. Bei hartnäckig kaltem oder heißem Ofengang wurde der Möllersatz leichter oder schwerer gemacht. Weitere Mölleränderungen waren durch stündliche Korrektur von Koks- und Sinterfeuchtigkeit (Erzabzüge und -zusätze) und durch die Berichtigung der Verstaubungsverluste (Erzzusätze je nach Windmenge) notwendig.

Somit war es nicht möglich, während der Versuchszeit einen konstanten Möllersatz einzuhalten. Grundsätzliche Mölleränderungen wurden jedoch nicht vorgenommen. Im Mittel wurden $15,5 \text{ t}$ Möller (Bild 1) bei einem konstanten Kokssatz von 6 t/Gicht gefahren. Schrott wurde während des Versuches mit Ausnahme der letzten 6 Tage (Planschwierigkeiten) nicht eingesetzt, da er qualitativ äußerst unterschiedlich war und nicht kontinuierlich aufgegeben werden konnte.

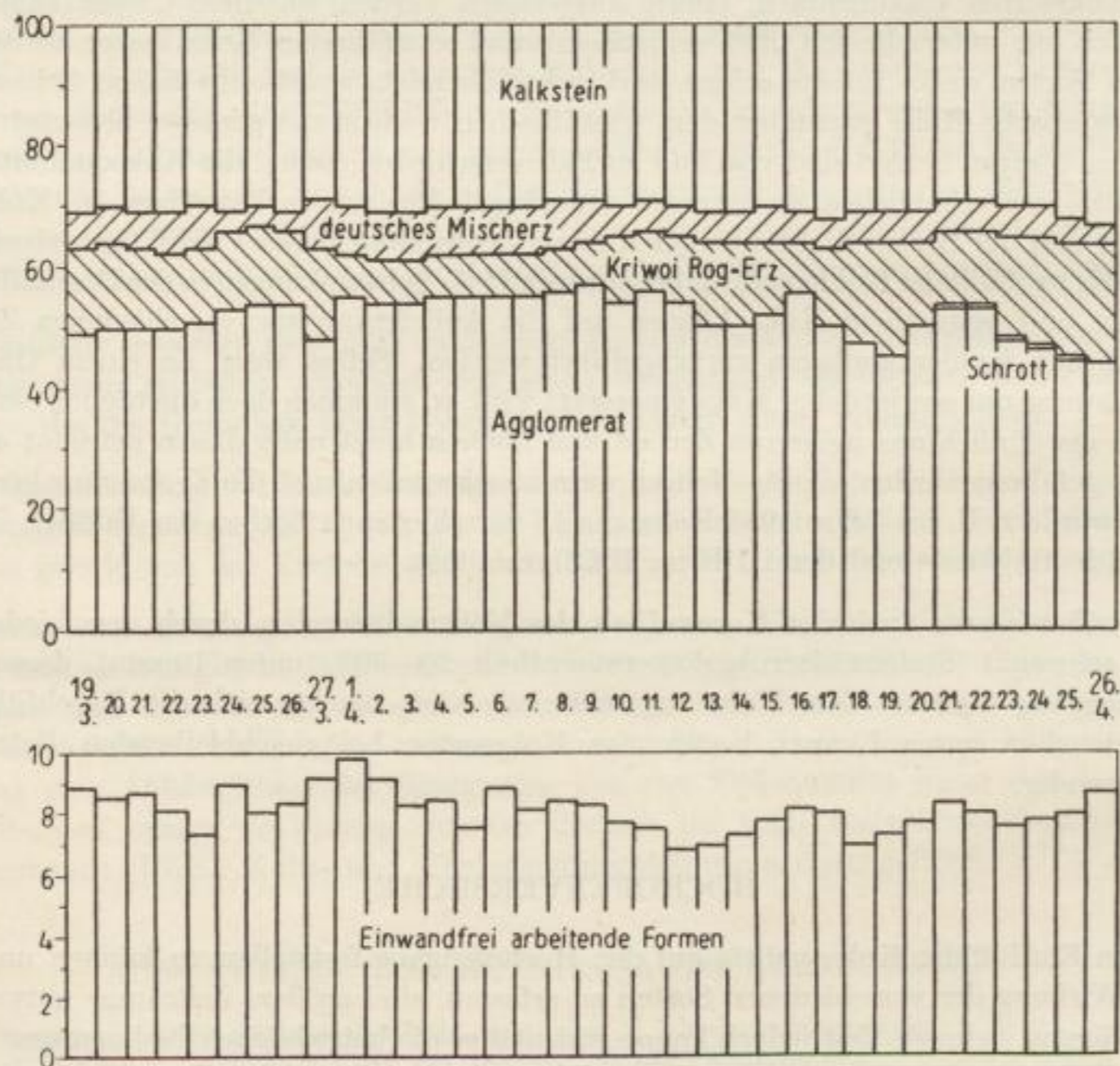


Bild 1. Möllerszusammensetzung und Formenarbeit in der Versuchszeit

In der Versuchszeit wurden 16 161 t Roheisen bei einem Gesamtkoksverbrauch von 19 350 t erblasen. Beim Bezug dieser Produktion auf die tatsächlichen Blasstunden ergibt sich eine durch 33,6 Stunden Stillstände verursachte Fehlmenge von 674 t. Die Gründe für die Stillstände waren vor allem Formschwierigkeiten, weiterhin ein Lürmannwechsel, eine durchgebrannte Düsen spitze und ein Panzerriß in Höhe der zweiten Bühne.

Nachdem die Ansätze, die sich während der vorhergehenden Hämatitreise im oberen Schacht gebildet hatten, gesprengt worden waren, wurde der Ofen auf Stahlroheisen mit einer Richtanalyse von maximal 1,0% Si, mindestens 1,3% Mn und maximal 0,085% S umgesetzt. Gleichzeitig wurde in Vorbereitung der Untersuchungen, die 8 Tage später begannen, nur noch Magdeburger Koks gefahren.

Der erste Versuchsabschnitt wurde während der Osterfeiertage unterbrochen und dauerte insgesamt 14 Tage. Infolge knapper Kokseingänge aus Magdeburg mußten zum Versuchsende auch andere einheimische Kokssorten gefahren und schließlich auf polnischen Koks umgesetzt werden (Tabelle 1). Der Einsatz von polnischem Koks dauerte 19 Tage, wobei an den letzten 8 Tagen 50% des polnischen durch sowjetischen Koks ersetzt wurden. Auf den Einsatz von 100% sowjetischen Koks mußte mit Rücksicht auf die Schwefelgehalte des Roheisens verzichtet werden. Leider war gerade in der Versuchszeit der Eingang an sowjetischem Koks sehr gering, so daß größere Mengen vom Lager gefahren werden mußten (vgl. Tabelle 1), die in ihrer Stückigkeit z. T. weit unter der verschiedener polnischer Kokssorten lagen.

PROBENAHE

Die Probenahme erfolgte von den Transportbändern, die den Koks nach der Rollenrostabsiebung zur Kokswaage transportieren. Damit wurde der Ort der Probenahme so nahe wie möglich an den Ofen gelegt.

Während der ersten 5 Versuchstage wurden nach jeweils 4 Stunden von drei aufeinanderfolgenden Gichten etwa 20 kg Koks je Gicht entnommen. An allen übrigen Tagen wurde stündlich geprobt, indem jeweils ein ganzer Bandquerschnitt (5–10 kg Koks) entnommen wurde.

Die Menge einer Probe betrug etwa 60–65 kg und wurde zunächst mit einem Siebsatz in die Fraktionen über 60, 60–40, 40–20, 20–10 und unter 10 mm abgeseibt. Anschließend wurde nach DIN 51712 getrommelt, wobei das Trommelgut aus der gesamten Fraktion über 60 mm bestand, deren Menge zu 50 kg aus der Kornklasse 40–60 mm ergänzt wurde. Somit setzte es sich aus Kornanteilen zusammen, die durchschnittlich über 85% der Koksproben ausmachten. Dadurch wurde eine bessere Koksbeurteilung erreicht, als das bei der ausschließlichen Verwendung von Stücken über 60 mm möglich gewesen wäre, deren Anteil am geprüften Koks nur rund 40% betrug.

Sämtliche Proben wurden nach Anfertigung der Siebanalyse nach 100 Umdrehungen wieder in die Trommel eingesetzt und höheren Beanspruchungen unterworfen. Am Schluß der Trommelung wurde das gesamte Probegut gebrochen, eingeengt und für die chemische Analyse feinaufbereitet. Diese erstreckte sich auf Asche (nach DIN 51719), flüchtige Bestandteile (DIN 21720) und Schwefel (DIN 51724). Die Wassergehalte wurden als Tagesmittelwerte aus den stündlichen Bestimmungen der Koksfeuchtigkeit in der Möllierung errechnet.

Soweit es möglich war, wurden während der Stillstände auch Koksproben aus den Formen entnommen und davon Siebanalysen angefertigt. Auf Siebanalysen von Auswurfkoks am Ende von Roheisenabstichen wurde verzichtet, da die angefallenen Mengen zu gering waren, um daraus repräsentative Werte ableiten zu können.

Tabelle 1. Während der Versuchszeit vom 19. 3.—26. 4. zum Hochofen III geförderte Kokssorten und -mengen

Datum	geförderte Koksmenge Tonnen	Herkunft des geförderten Kokses	
		Länder und Zechen	
19. 3.	640	Magdeburger Koks	
20. 3.	500	Magdeburger Koks	
21. 3.	120	Magdeburger Koks	
22. 3.	620	Magdeburger Koks	
23. 3.	680	Magdeburger Koks	
24. 3.	450	Magdeburger Koks	
25. 3.	840	Magdeburger Koks	
26. 3.	860	Magdeburger Koks	
27. 3.	380	Magdeburger und Berlin-Lichtenberger Koks	
1. 4.	800	Magdeburger Koks	
2. 4.	580	Magdeburger Koks	
3. 4.	560	Magdeburger Koks	
4. 4.	760	Magdeburger Koks	
5. 4.	420	Berlin-Greifswalder Str.- und Lichtenberger Koks	
6. 4.	720	Berlin-Greifswalder Str.- und Lichtenberger und Magdeburger Koks	
7. 4.	880	Berlin-Greifswalder Str.- und Lichtenberger Koks; poln. Koks (Chrobry, Jadwiga, Makoszowy)	
8. 4.	640	poln. Koks (Radlin, Gliwice, Chrobry, Makoszowy, Lenina)	
9. 4.	440	poln. Koks (Gleiwitz)	
10. 4.	600	poln. Koks (Gleiwitz, Kosziusko, Radlin, Makoszowy)	
11. 4.	200	poln. Koks (Lagerkoks)	
12. 4.	1033	poln. Koks (Lagerkoks, Radlin, Chrobry)	
13. 4.	845	poln. Koks (Lagerkoks, Chrobry, Gleiwitz, Radlin, Makoszowy)	
14. 4.	560	poln. Koks (Chrobry, Gleiwitz, Makoszowy, Radlin, Kosziusko)	
15. 4.	500	poln. Koks (Chrobry)	
16. 4.	620	poln. Koks (Makoszowy, Gleiwitz, Kosziusko)	
17. 4.	745	poln. Koks (Lagerkoks)	
18. 4.	140	poln. Koks (Lagerkoks)	
19. 4.	590	poln. Koks (Lagerkoks)	sowjet. Koks (Lagerkoks, Bagley, ohne Zechenangabe)
20. 4.	460	poln. Koks (Radlin, Makoszowy, Chrobry);	sowjet. Koks (Lagerkoks)
21. 4.	850	poln. Koks (Chrobry);	sowjet. Koks (Lagerkoks)
22. 4.	820	poln. Koks (Gleiwitz, Radlin);	sowjet. Koks (Lagerkoks)
23. 4.	550	poln. Koks (Orzegow, Chrobry);	sowjet. Koks (Lagerkoks)
24. 4.	550	poln. Koks (Gleiwitz, Makoszowy);	sowjet. Koks (Sawod, ohne Zechenangabe)
25. 4.	720	poln. Koks (Gleiwitz, Kosziusko);	sowjet. Koks (Sapodny, Surow, ohne Zechenangabe)
26. 4.	640	poln. Koks (Radlin, Makoszowy, Chrobry); sowjet. Koks (Lagerkoks)	

ERMITTLUNG VON HOCHOFENKENNWERTEN

Zur Auswertung der Untersuchungsergebnisse wurden der Ofengang (ausgedrückt durch Gestellbelastung und Windannahme) und der relative Koksverbrauch als zwei für den Hochofenbetrieb wesentliche Kenngrößen herangezogen. Nach F. WESEMANN und K. KESSEL [9] sollten dazu größere Zeiträume benutzt werden, um die zeitliche Verschiebung der einzelnen Phasen des Hochofenprozesses durch Mittelwertbildung zu berücksichtigen. Da sich hierbei jedoch die Ungleichmäßigkeiten des Kokses wie auch des Ofenganges weitgehend ausglich und damit eine nicht vorhandene Gleichmäßigkeit vortäuschten, wurde auf diese Auswertung verzichtet und mit Tagesmittelwerten gerechnet.

GESTELLBELASTUNG

Als ein Maß für den Ofengang wird neben der Gestellbelastung, d. h. der pro Stunde und m^2 Gestellfläche durchgesetzten Koksmenge, auch die Gestellringbelastung genannt [10], wobei der stündliche Koksdurchsatz auf die aktive Gestellfläche bezogen wird. Diese Fläche ergibt sich als Kreisring oder als Summe der Fläche von Einzelkreisen vor den Formen. Als Durchmesserdifferenz bzw. Durchmesser der Einzelkreise werden dabei die Eindringtiefen der Zirkulationszonen vor den Formen angenommen, die näherungsweise mit den Eindringtiefen der Oxydationszonen gleichzusetzen sind. Die Annahme einer durchschnittlichen konstanten Eindringtiefe [10] stellt dabei aber keine Verbesserung dar, da der Koksdurchsatz nur auf eine andere, aber ebenfalls konstante Größe bezogen wird. Dagegen ändert sich das Eindringen der Zirkulationszonen mit Windmenge, -pressung und -temperatur sowie mit der Koksstückgröße [11] und auch mit der Anzahl der arbeitenden Formen, wie Messungen während des Versuchsablaufes am Ofen III ergaben [12]. Da noch keine sicheren Angaben vorliegen, inwieweit unter diesen Verhältnissen Zirkulations- und Oxydationszone noch übereinstimmen, und außerdem noch keine Zahlenangaben über die räumliche Ausdehnung dieser Zonen gemacht werden können, wurde die Gestellbelastung in der üblichen Weise auf die gesamte Gestellfläche bezogen.

Infolge der vielen Stillstände war es naheliegend, die pro m^2 Gestellfläche durchgesetzte Koksmenge auf die tatsächlichen Blasstunden zu beziehen. Da sich eine Störung aber möglicherweise schon vor dem Anhalten des Ofens auswirkt und der Ofengang nach dem Anhalten nicht sofort wieder normal ist (langsame Steigerung der Windmenge, sich allmählich freiblasende Formen), wurde jeweils die ganze Schicht, in der ein Stillstand auftrat, nicht berücksichtigt und die Gestellbelastung als Koksdurchsatz pro m^2 Gestellfläche und Stunden nicht durch Stillstände gestörten Ofenganges errechnet. Mußte der Ofen beispielsweise in der Spätschicht angehalten werden, so wurde die mittlere Gestellbelastung als

$$\frac{\text{Koksdurchsatz in der Nacht- und Frühschicht}}{24,6 \text{ m}^2 \cdot 16 \text{ h}}$$

errechnet.

Bei dieser Verfahrensart war es allerdings notwendig, Tage mit mehr als zwei Stillständen unberücksichtigt zu lassen, weil die damit in Verbindung stehenden Störungen des Ofenganges ein zu großes Ausmaß angenommen hatten. Weiterhin erscheint es ungenau, die durchgesetzte Koksmenge in kg Rohkoks anzugeben. Genau betrachtet, verbrennt vor den Formen nicht der gesamte Koks, sondern nur der nicht zur Reduktion und zur Aufkohlung verbrauchte Kohlenstoffanteil. Der Wassergehalt und die flüchtigen Bestandteile werden bereits im Schacht ausgestrieben, während die Asche schmilzt und ebenso wie die Hauptmenge des Schwefels verschlackt wird. Rohkoks-durchsatz und verbrauchte Kohlenstoffmenge werden allerdings beim Einsatz einer bestimmten Koks-sorte in einem annähernd konstanten Verhältnis stehen. Da jedoch die Koks-zusammensetzung im EKS infolge der Vielzahl der verhütteten Sorten erheblichen Schwankungen unterliegt, wurde durch Abzug der Feuchtigkeit und der auf Rohkoks bezogenen Gehalte an Asche, Schwefel und flüchtigen Bestandteilen die pro Stunde und m^2 Gestellfläche durchgesetzte Kohlenstoffmenge errechnet.

WINDANNAHME

Die Höhe der Gestellbelastung ist ein Maß für die Durchsatzgeschwindigkeit des Ofens, die ihrerseits von der angenommenen Windmenge abhängt. Durchschnittlich sind zur Verbrennung von 1 t Rohkoks etwa 3000 Nm^3 Wind erforderlich, die der Ofen mit recht unterschiedlichen Drücken annehmen kann. Von der Tatsache ausgehend, daß der Ofengang besser ist, wenn die gleiche Windmenge mit einer niedrigeren Pressung angenommen wird, wurde die „Windannahme“, d. h. der Quotient aus Heißwindmenge und Heißwinddruck in $\frac{\text{Nm}^3/\text{h}}{\text{kg}/\text{cm}^2}$, als ein weiteres Maß für den Ofengang ermittelt.

RELATIVER KOHLENSTOFFVERBRAUCH

Unter der Angabe des relativen Koksverbrauches wird gewöhnlich der Verbrauch an kg Koks im Anlieferungszustand pro t abgestochenen Roheisens verstanden. Das ist eine im Betrieb laufend ermittelte Größe, deren Abhängigkeit von verschiedenen Faktoren, wie Heißwindtemperatur, Gestellbelastung, Möllerausbringen und anderen, bekannt ist [2], [3], [10]. Von besonderer Bedeutung ist dabei das Möllerausbringen, das in seiner Wirkung andere Einflußfaktoren weitgehend überdeckt. In Bild 2 wurden der relative Koksverbrauch während der Versuchszeit und die Tagesmittelwerte des Möllerausbringens (ohne Berücksichtigung der Verstaubungsverluste) aufgetragen. Es ist deutlich zu erkennen, daß der relative Koksverbrauch mit steigendem Möllerausbringen sinkt und umgekehrt. Die auftretenden Störungen dieser Gegenläufigkeit weisen auf noch andere, ebenfalls den Koksverbrauch beeinflussende Größen hin. So könnten die Urstimmigkeiten vom 21. 3.—23. 3. auf einer zu geringen Gestellbelastung beruhen, während das scheinbar widerspruchsvolle Absinken des relativen Koksverbrauches vom 21. 4 zum 22. 4. bei der Umrechnung von Koks auf Kohlenstoff aufgehoben wird.

Bereits der Kohlenstoffgehalt des Rohkokes unterliegt infolge unterschiedlicher Wasser-, Asche- und Schwefelgehalte und verschiedener flüchtiger Bestandteile erheblichen Schwankungen. Dementsprechend schwanken die zusätzlich zur Verschlackung von Koksasche und Koksschwefel be-

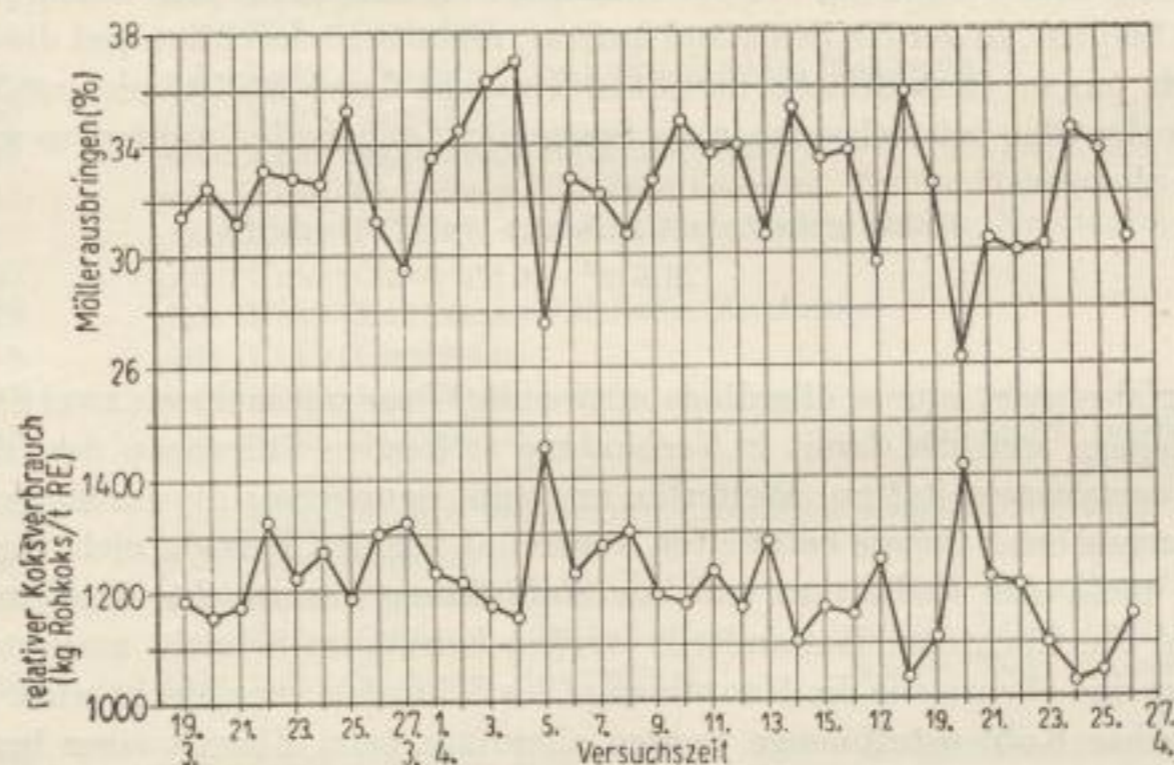


Bild 2. Abhängigkeit des relativen Koksverbrauches vom Möllerausbringen

nötigten Kohlenstoffmengen. Außerdem müssen Windtemperatur, Wasserdampfgehalt des Windes, Silizium- und Schwefelgehalt des Roheisens und eine Anzahl weiterer Faktoren berücksichtigt werden, um untereinander vergleichbare Werte des relativen Kohlenstoffverbrauches zu erhalten.

Um den Einfluß einer bestimmten Kenngröße — beispielsweise der Abriebfestigkeit des Kokes — auf den Kohlenstoffverbrauch pro t Roheisen feststellen zu können, ist es notwendig, die Wirkung aller anderen Einflußgrößen zu eliminieren. Das wurde, soweit sich die den relativen Kohlenstoff- bzw. Koksverbrauch beeinflussenden Größen zahlenmäßig belegen ließen, in Anlehnung an die multiple Korrelationsanalyse nach R. V. FLINT [7] durchgeführt. Zunächst wurden vom Kohlenstoffgehalt des Rohkokes pro 1% Schwefel zusätzlich 3% C und pro 1% Koksaschenschlacke 0,6% C abgezogen (statistisch von R. V. FLINT ermittelte Werte, die ebenso wie die folgend angegebenen

Wertzahlen für einen auf Fe_2O_3 -Basis aufgebauten, magnetitfreien Möller gelten. Da die in der DDR verhütteten Erze größtenteils Eisen als Fe_2O_3 enthalten [13], erscheint es möglich, diese Zahlen zu übertragen.)

Wird eine mittlere Analyse der Koksasche von 41% SiO_2 , 33% $\text{Al}_2\text{O}_3 + \text{TiO}_2$, 3,5% CaO und 2% MgO zugrunde gelegt, so ergibt sich ein

$$p'' = \frac{\text{CaO} + \text{MgO}}{\text{SiO}_2 + \text{Al}_2\text{O}_3 + \text{TiO}_2} = 0,074 .$$

Um ein mittleres $p'' = 1,16$ zu erreichen, ist somit ein Verbrauch von zusätzlich 0,8 kg CaO/kg Koksasche erforderlich. Das entspricht einem Schlackenbildungskoeffizienten von 1,8 je 1% Koksasche und bedeutet einen zusätzlichen Kohlenstoffverbrauch von $1,8 \cdot 0,6 = 1,08\%$ C je 1% Aschegehalt des Kokses.

Der zusätzliche Kohlenstoffbedarf für den Wasserdampfgehalt des Heißwindes wurde mit 0,75% C je 1% Feuchtigkeit, bezogen auf die pro Einheit Ausgangskohlenstoff eingebrachte Wassermenge [7], ermittelt. Der sich daraus ergebende Kohlenstoffverbrauch in kg/t Roheisen

$$= [\text{kg Rohkoks} \cdot (\% \text{ C} - \Sigma \% \text{ C für A} + \text{S} + \text{H}_2\text{O})] / \text{t RE}$$

wurde auf ein mittleres Möllerausbringen von 32,5% umgerechnet. Da hierfür die Korrelationsanalyse zu umfangreiche Rechenoperationen erforderte, wurde die empirische Formel $\pm 1\%$ Möllerausbringen $\cong \mp 3\%$ Koksverbrauch [2] benutzt. Schließlich wurde die Heißwindtemperatur auf 600° C korrigiert, wobei 100° C Temperaturänderung durch 45 kg Kohlenstoff ersetzt wurden [7].

Darüber hinaus wird der Kohlenstoffverbrauch noch von einer Reihe anderer Faktoren beeinflusst. So werden nach Ermittlungen von R. V. FLINT pro 1% Zunahme des Siliziumgehaltes des Roheisens (für Gehalte zwischen 0,80 und 2,50% Si) 45,4 kg C verbraucht. Um in diesem untersuchten Bereich zu bleiben und gleichzeitig die vorgeschriebene Analysentoleranz für Stahlroheisen einzuhalten, wurden die für die Versuchszeit erheblich schwankenden Siliziumgehalte des abgestochenen Roheisens durch Korrektur des Kohlenstoffverbrauches um 4,5 kg C je 0,1% Si auf 0,90% Si umgerechnet. Auf die Berichtigung des Kokssatzes nach dem Schwefelgehalt des Roheisens wurde verzichtet, da die Abstichschwefelgehalte in einer Größenordnung lagen, die nur geringe Korrekturen erforderte. Weiterhin wurde die in den letzten Versuchstagen infolge von Planschwierigkeiten gesetzte Schrottmenge nicht gesondert erfaßt (Schrott, Schlacke und Umschmelzeisen; fast ausschließlich in der Fröhschicht gefahren). Der Grad der indirekten Reduktion und der Einfluß der unterschiedlichen Gestellbelastungen konnten bei der Auswertung ebenfalls nicht mit berücksichtigt werden.

KOKSPRÜFUNG

Unter der Annahme, durch intensivere Prüfung die Beanspruchung des Kokses im Hochofen besser nachahmen zu können, werden in verschiedenen Normvorschriften sehr hohe (bis zu 1400) Trommelumdrehungen verlangt [6]. Damit wird jedoch der Koks weit über seinen Stabilisierungspunkt hinaus beansprucht, d. h. über den Punkt, an dem der infolge der Rissigkeit zunächst starke und sprunghafte Zerfall des Kokses beendet ist und seine Zerstörung nur noch proportional der Umdrehungszahl stattfindet.

Von der Annahme ausgehend, daß die Rissigkeit des Kokses seine Festigkeit am stärksten einflußt, erschien es nicht sinnvoll, die Stabilisierungsumdrehungszahl zu überschreiten. Deshalb wurde in Vorversuchen durch Trommelung bis zu 1000 U und Zwischenabsiebungen nach 100, 200, 400, 600 und 800 U die Stabilisierung der für den Einsatz in Frage kommenden Kokssorten ermittelt. Wie Bild 8 zeigt, sind die Abriebzunahme wie auch die Abnahme der Stückigkeit pro 100 U bei

Magdeburger, sowjetischem und polnischem Koks im Anlieferungszustand (Waggonkoks) nach 400—600 U annähernd konstant, d. h., der Koks ist stabilisiert. Die teilweise noch leichte Neigung der Kurven zu höheren Umdrehungszahlen dürfte auf den dämpfenden Einfluß des wie ein Polster wirkenden Abriebs zurückzuführen sein, der am Ende der Trommelung etwa $\frac{1}{3}$ der Probemenge ausmachte. Es erschien somit ausreichend, für die während der Hochofenversuche zu entnehmenden Koksproben eine Trommelung bis zu 600 U mit einer Zwischenabsiebung nach 100 U festzulegen.

Zur Gegenüberstellung mit den ermittelten Hochofenkennzahlen wurden aus den Ergebnissen der in der Versuchszeit getrommelten Koksproben Tagesmittelwerte der Siebfraktionen vor dem Trommeln, nach 100 und nach 600 U gebildet. Daraus wurden Kokshärten und neue GRAFSche Kennzahlen für den unstabilierten und den stabilisierten Koks errechnet.

BEZIEHUNGEN ZWISCHEN HOCHOFENGANG UND KOKSQUALITÄT

In Bild 3 geben die beiden oberen Kurven Auskunft über den Ofengang, während alle übrigen die Qualität des Kokses charakterisieren. Die Tage, an denen der Ofen angehalten werden mußte, wurden mit „S“ gekennzeichnet. Die Summe der „S“ gibt hierbei die Anzahl der Stillstände pro 24 h an. Da am 23. 3. und 15. 4. je 3 Stillstände auftraten, wurden die Angaben von Gestellbelastung und Windannahme aus den oben erwähnten Gründen unterlassen. Am 21. 3 und 25. 4. wurde die Gestellbelastung infolge von Stillständen in der Spät- und Nachtschicht nur auf die Frühschicht bezogen und auch die Kokswertzahlen aus den entsprechenden Proben ermittelt. An allen übrigen Tagen wurden die Tagesmittelwerte der Kokskenngrößen aufgetragen, die beim Auslassen von nur einer Schicht keine großen Änderungen erfahren.

Eine eindeutige Abhängigkeit der Kennzahlen für den Ofengang von der Koksqualität ist in der ersten Versuchsperiode zu erkennen (19. 3. bis 7. 4., Einsatz von Magdeburger Koks). Die verschiedentlich auftretenden Abweichungen des Gleichlaufs lassen sich aus anderen Einflußgrößen erklären. So kann der nur geringe Anstieg der Windannahme am 20. 3. trotz wesentlicher Verbesserung der Koksqualität auf die geringere Anzahl blasender Formen zurückgeführt werden, während die Ursache für die gute Windannahme bei geringerer Koksstückigkeit am 6. 4. die bedeutend bessere Formenarbeit sein dürfte (Bild 1). Die Abweichung der Gestellbelastung von der Windannahme am 3. und 5. 4. erklärt sich aus den aufgetretenen Stillständen, die in der Gestellbelastung, jedoch nicht in der aus Tagesmittelwerten errechneten Windannahme berücksichtigt wurden.

Im Gegensatz zur Versuchsperiode mit Magdeburger Koks, in der der Einfluß der Koksqualität auf den Hochofengang selbst bei den geringen Qualitätsschwankungen in den ersten Apriltagen eindeutig zum Ausdruck kommt, wird es schwerer, eine Abhängigkeit in den Perioden mit polnischen und sowjetischen Kokssorten festzustellen. Infolge der zahlreichen Stillstände wird der Gleichlauf von Gestellbelastung und Windannahme oft gestört, so daß es aus den oben erwähnten Gründen richtiger erscheint, allein die Gestellbelastung als Maß für den Ofengang zu betrachten. Unter dieser Voraussetzung ist nur noch eine gewisse Abhängigkeit zu erkennen. Teilweise verlaufen die Kurven jedoch gerade entgegengesetzt. Während verschiedene Abweichungen, beispielsweise die vom 21. bis 24. 4., aus der sich ändernden Anzahl der blasenden Formen und den verschiedenen Agglomeratsätzen erklärt werden können (Bild 1), scheint sich auch ein Einfluß der gefahrenen Lagerkoksmengen bemerkbar zu machen (Tabelle 1). Der Lagerkoks ist zwar kleinstückig (besonders niedriger Wert für D), wird aber infolge einer gewissen Vorstabilisierung (s. u.) auf dem Wege zum Ofen und im Ofen selbst weniger zerstört. Vor allem muß aber beachtet werden, daß der Koks in der ersten Versuchsperiode fast ausschließlich von nur einer Zeche stammte, während im zweiten und dritten Versuchsabschnitt eine Vielzahl polnischer und sowjetischer Kokssorten eingesetzt wurde (Tabelle 1). Dadurch können Vermischungserscheinungen in den Bunkern (Trichterbildung beim Koksabzug — frische Förderung in den Trichter — nachrutschende alte Trichterwände) Anlaß zu großen Schwankungen der Koksqualität auf den Rollenrosten sein. Das erklärt auch die Abweichung des Ofen-

ganges von der Koksqualität am Ende der ersten Versuchsperiode (vgl. Tabelle 1 und Bild 3). Es muß also angenommen werden, daß die stündliche Probenahme etwa ab 5. 4. nicht mehr ausreichte, um die Qualität des eingesetzten Kokses richtig erfassen zu können.

Als weitere Aussage des Bildes 3 kann festgestellt werden, daß die Kurven für den nur 100 U getrommelten und für den bis zur Stabilisierung beanspruchten Koks angenähert gleichsinnig ver-

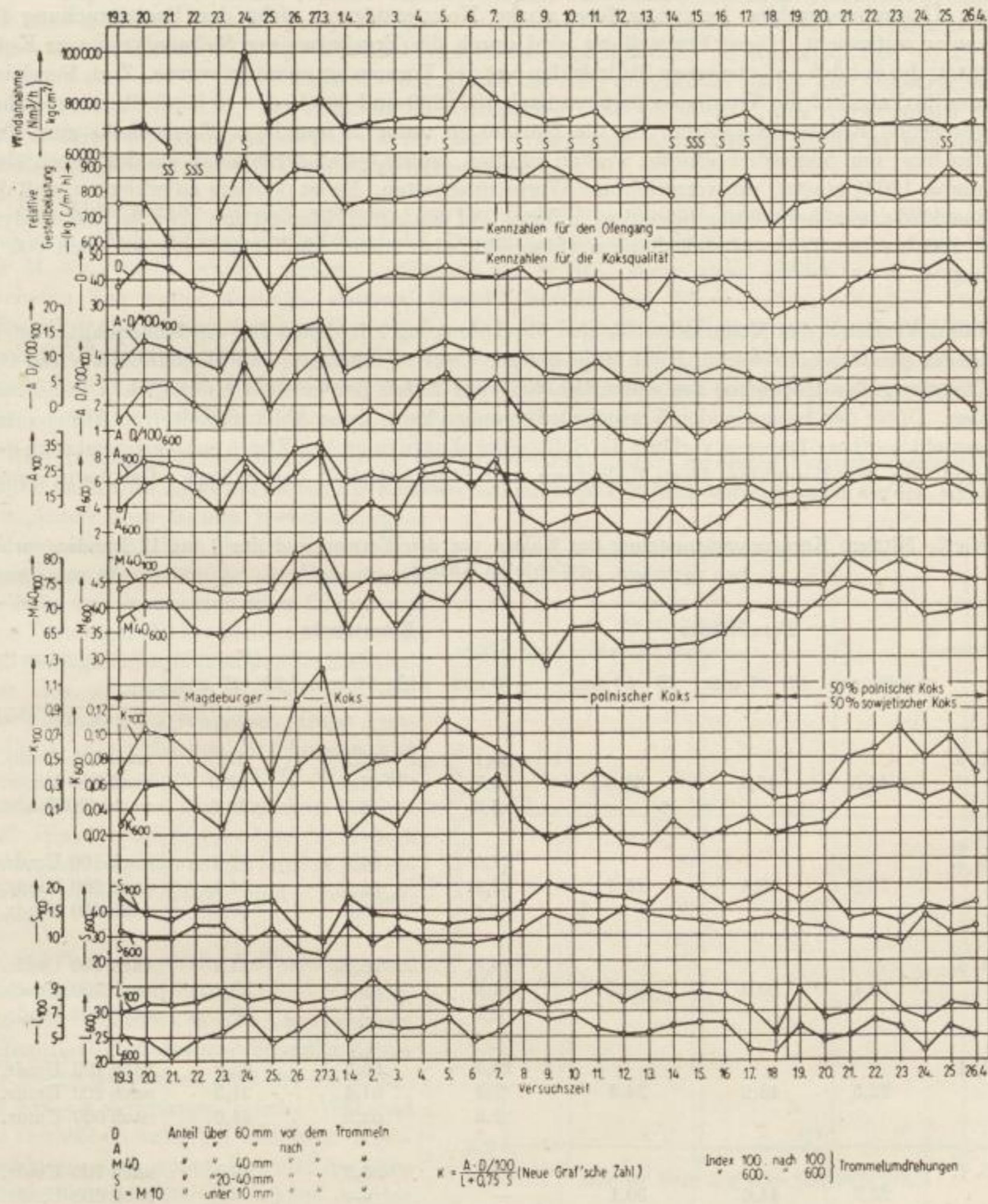


Bild 3. Abhängigkeit des Hochofenganges von der Koksqualität

laufen. Eine Ausnahme bilden die Abriebkurven $M 10_{100}$ und $M 10_{600}$, die mit Ausnahme der letzten Versuchstage keinen Zusammenhang erkennen lassen. Der Gleichlauf der anderen Kurven wird nur dadurch gestört, daß Qualitätsänderungen des Kokses nach 100 Trommelumdrehungen gewöhnlich stärker zum Ausdruck kommen, als das nach 600 U der Fall ist. Lediglich die M-40-Werte (Kokshärte) erscheinen nach 100 U gleichmäßiger als nach der erhöhten Beanspruchung.

Es läßt sich jedoch eher ein Zusammenhang des Ofenganges mit den Wertzahlen des noch nicht stabilisierten Kokses erkennen (1. Versuchsabschnitt). Das weist darauf hin, daß die durch die hohen Umdrehungszahlen hervorgerufene starke Kokszerstörung nicht der Beanspruchung im Hochofen entspricht. Diese Feststellung wird durch die Ergebnisse der Siebanalysen von Koks gestützt, der bei den aufgetretenen Stillständen aus den Formen entnommen wurde. Zum Vergleich wurden in Tabelle 2 die Trommelergebnisse nach 100, 200 und 600 U des 12 bis 6 Stunden vorher aufgegebenen Kokses angegeben. Da die Körnungen unter 20 mm beim Formenkoks zum Teil fehlten bzw. nur ungenau bestimmt werden konnten, wurde bei allen Siebanalysen der Anteil über 20 mm = 100% gesetzt, um vergleichbare Werte zu erhalten. Es ist deutlich zu erkennen, daß die Formenkokszusammensetzung besonders in bezug auf den Anteil über 60 mm etwa der Siebanalyse nach 100 bis 200 Trommelumdrehungen entspricht, aber keine Ähnlichkeit mit der nach 600 U besitzt.

Beim Vergleich der Kennzahlen für den Hochofengang mit denen für die Koksqualität ist in Bild 3 für den Versuchsabschnitt mit Magdeburger Koks zu erkennen, daß Windannahme und Gestellbelastung des Hochofens am wesentlichsten vom Anteil der größten Koksstücken beeinflußt werden. Unter den herrschenden Versuchsbedingungen kann keine Abhängigkeit vom Abriebanfall festgestellt werden. Dagegen verläuft die Splitterkornkurve in groben Zügen entgegengesetzt zu den Kurven von Windannahme, Gestellbelastung und Stückfestigkeit des Kokses. Das kann damit

Tabelle 2. Mittlere Kornzusammensetzung des Kokses vor den Formen und des 6 bis 12 Stunden vorher gegichteten Kokses

Datum	Formenkoks			Einsatzkoks			
	+60 mm	40—60 mm	20—40 mm	+60 mm	40—60 mm	20—40 mm	
11. 4.	15,5	47,7	36,8	28,1	52,2	19,7	nach 100 Umdr.
				12,7	67,4	19,9	nach 200 Umdr.
				5,0	46,7	48,3	nach 600 Umdr.
3. 4.	15,0	58,4	26,6	22,0	64,7	13,3	nach 100 Umdr.
				13,9	61,2	24,9	nach 200 Umdr.
				5,4	50,0	44,6	nach 600 Umdr.
14. 4.	10,4	30,3	59,3	19,3	25,8	54,9	nach 100 Umdr.
				14,8	55,8	29,4	nach 200 Umdr.
				6,1	43,8	50,1	nach 600 Umdr.
15. 4.	22,5	43,2	34,3	12,5	65,5	22,0	nach 100 Umdr.
				7,3	61,4	31,3	nach 200 Umdr.
				2,5	52,9	44,6	nach 600 Umdr.
25. 4.	25,3	44,6	30,1	26,3	53,3	20,4	nach 100 Umdr.
				—	—	—	nach 200 Umdr.
				7,9	48,0	44,1	nach 600 Umdr.

erklärt werden, daß bei höherer Kokszerstörung notwendigerweise ein größerer Anteil an kleinstückigem Koks entsteht, der den Strömungswiderstand innerhalb der Beschickungssäule erhöht und zu absinkender Windmenge und ansteigendem Heißwinddruck führt. Dieser Einfluß wäre vom Koksabrieb (unter 10 mm) in noch stärkerem Maße zu erwarten. Daß er in Bild 3 nicht beobachtet wird, könnte darauf zurückgeführt werden, daß bereits beim Transport in den Hochofen eine starke Kokszerstörung stattfindet und der dabei entstehende Abrieb zum Teil sofort wieder vom Gichtgas ausgetragen wird. Der Koks wird nach der Rollenrostabsiebung über Kokswaage — Übergabebunker — Skip — kleine Glocke — große Glocke — in den Ofen einer sechsfachen Sturzbeanspruchung mit einer mittleren Fallhöhe von je 2 m (bei 2 m Ofentiefe) unterworfen. Werden bei einem Durchsatz von 100 Gichten/24 h 80 t Verstaubungsverluste angenommen, so entspricht das bei 10% C im Gichtstaub und 77% C im Rohkoks (der Abrieb hat stets die größten Asche- und Wassergehalte) einem Verlust von 2,2% der eingesetzten Koksmenge. Das ist etwa $\frac{1}{3}$ des Abriebanfalls nach 100 Trommelumdrehungen, so daß die im Ofen verbleibende Abriebmenge gering ist und keinen Einfluß auf Windmenge und Pressung zu haben scheint.

Die Abhängigkeit des Ofenganges von der Kokshärte kommt nur in großen Zügen zum Ausdruck. Zum Beispiel kann die hohe Durchsatzgeschwindigkeit am 24. 3. aus dem Wert für $M_{40_{100}}$ nicht erklärt werden, während der $M_{40_{600}}$ -Wert zwar größer wird, aber am nächsten Tag weiter ansteigt, während Gestellbelastung und Windannahme absinken. Solche Abweichungen können damit erklärt werden, daß die Kokshärte lediglich den Anteil über 40 mm nach 100 Trommelumdrehungen angibt, jedoch nichts über die Kornzusammensetzung innerhalb dieses Anteils aussagt. Kokslieferungen gleicher Härte können somit den Ofengang in unterschiedlicher Weise beeinflussen.

Die Abhängigkeit des Ofenganges von der Koksqualität kommt im ersten Versuchsabschnitt am besten dann zum Ausdruck, wenn die Kokswertzahlen zum Vergleich herangezogen werden, die nur den Anteil über 60 mm berücksichtigen ($A, A \cdot D/100$). Der gleiche Zusammenhang kann aber schon bei der Gegenüberstellung mit dem Anteil über 60 mm vor dem Trommeln (D) beobachtet werden, so daß es möglich ist, bereits aus der Siebanalyse des eingesetzten Kokses auf den Hochofengang zu schließen. Diese Feststellung entspricht den Ergebnissen von Koksuntersuchungen durch R. W. CAMPBELL [14], der zu dem Resultat kommt, daß „die einfache Siebanalyse des Kokses die Koksgüte genau so gut anzeigt wie die herkömmlichen Sturz- und Trommelproben“.

Die hervorragende Bedeutung eines grobstückigen und festen Kokses für einen guten Ofengang ist aus Bild 4 zu erkennen, in dem die Gestellbelastung über dem Zähler der Neuen GRAFSchen Zahl des eingesetzten Kokses aufgetragen wurde. Während die Gestellbelastung bei minderen Koksqualitäten stark schwanken und der Ofen besser oder schlechter gehen kann, werden die einen guten Ofengang beeinträchtigenden Faktoren durch guten und sehr guten

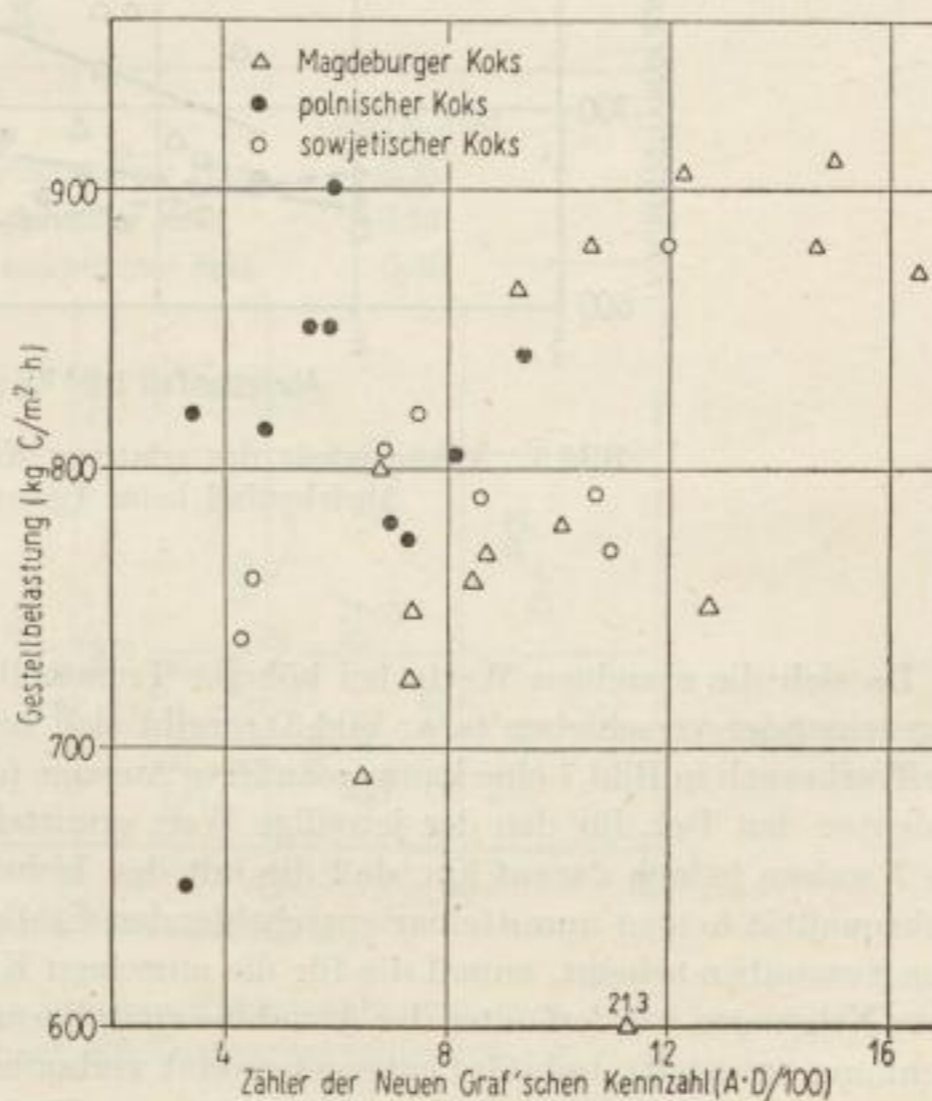


Bild 4. Abhängigkeit der Gestellbelastung von der Koksqualität

Koks weitgehend zurückgedrängt, wie die ausschließlich hohen Gestellbelastungen zeigen. Der herausfallende Wert für den 21. 3. kann damit erklärt werden, daß die Gestellbelastung an diesem Tage infolge zweier Stillstände nur auf 8 Stunden bezogen wurde und dadurch eine Ungenauigkeit entstanden sein mag.

Eine Abhängigkeit des Kohlenstoffverbrauches je Tonne Roheisen von der Koksqualität konnte nicht nachgewiesen werden. Hierbei ist jedoch zu berücksichtigen, daß nicht alle Einflußfaktoren zahlenmäßig belegt werden konnten. Außerdem kann bei der Rechnung mit Tagesmittelwerten durch veränderte Abstichfolgen eine Unsicherheit entstanden sein (nicht ganz leer gewordener Ofen beim letzten Abstich eines Tages, Übernahme eines Abstichs aus der Spätschicht des einen in die Nachtschicht des nächsten Tages). Das Ergebnis sind die großen Streubereiche in den Bildern 5 und 6, die auch durch sehr niedrige Korrelationsfaktoren zum Ausdruck kommen (Tafeln in den Bildern 5 und 6). Noch ungünstigere Werte ergab die Gegenüberstellung des Kohlenstoffverbrauches mit der neuen GRAFSchen Kennzahl, weshalb auf eine Wiedergabe verzichtet wurde.

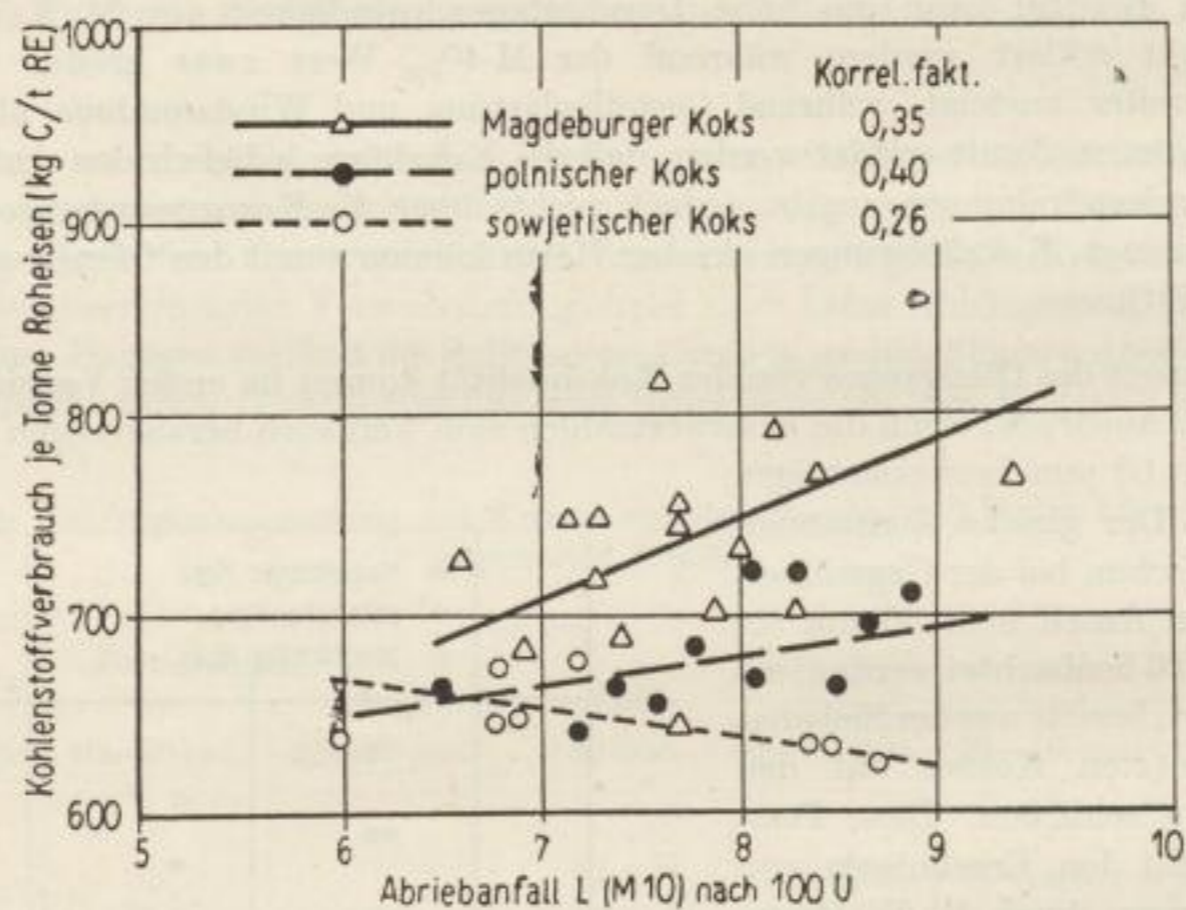


Bild 5. Abhängigkeit des relativen Kohlenstoffverbrauches vom Abriebanfall beim Trommeln (100 U)

Da sich die einzelnen Werte bei höherer Trommelbeanspruchung des Kokes nicht wesentlich gegeneinander verschieben (s. a. Bild 3), ergibt sich bei ihrer Gegenüberstellung mit dem Kohlenstoffverbrauch in Bild 7 eine kaum geänderte Aussage (die an die Punkte herangeschriebenen Zahlen bedeuten den Tag, für den der jeweilige Wert ermittelt wurde). Die Streuungen in den Bildern 5 bis 7 weisen jedoch darauf hin, daß die mit den bisher aufgeführten Wertzahlen gekennzeichnete Koksqualität keinen unmittelbar entscheidenden Einfluß auf den Kohlenstoffverbrauch der Hochöfen auszuüben scheint, zumal die für die einzelnen Kokssorten eingezeichneten Mittelwertkurven (ihre Neigungen wurden unter der Annahme einer linearen Abhängigkeit mit Hilfe der Korrelationsrechnung ermittelt), teilweise entgegengesetzt verlaufen. Außerdem zeigen die Kurven für Magdeburger und polnischen Koks wohl einen höheren Verbrauch für schlechtere Qualitäten an, gleichzeitig ist aber der mittlere Kohlenstoffverbrauch bei polnischem Koks geringer als bei Magdeburger Koks, obwohl der letztere grobstückiger und abriebfester ist.

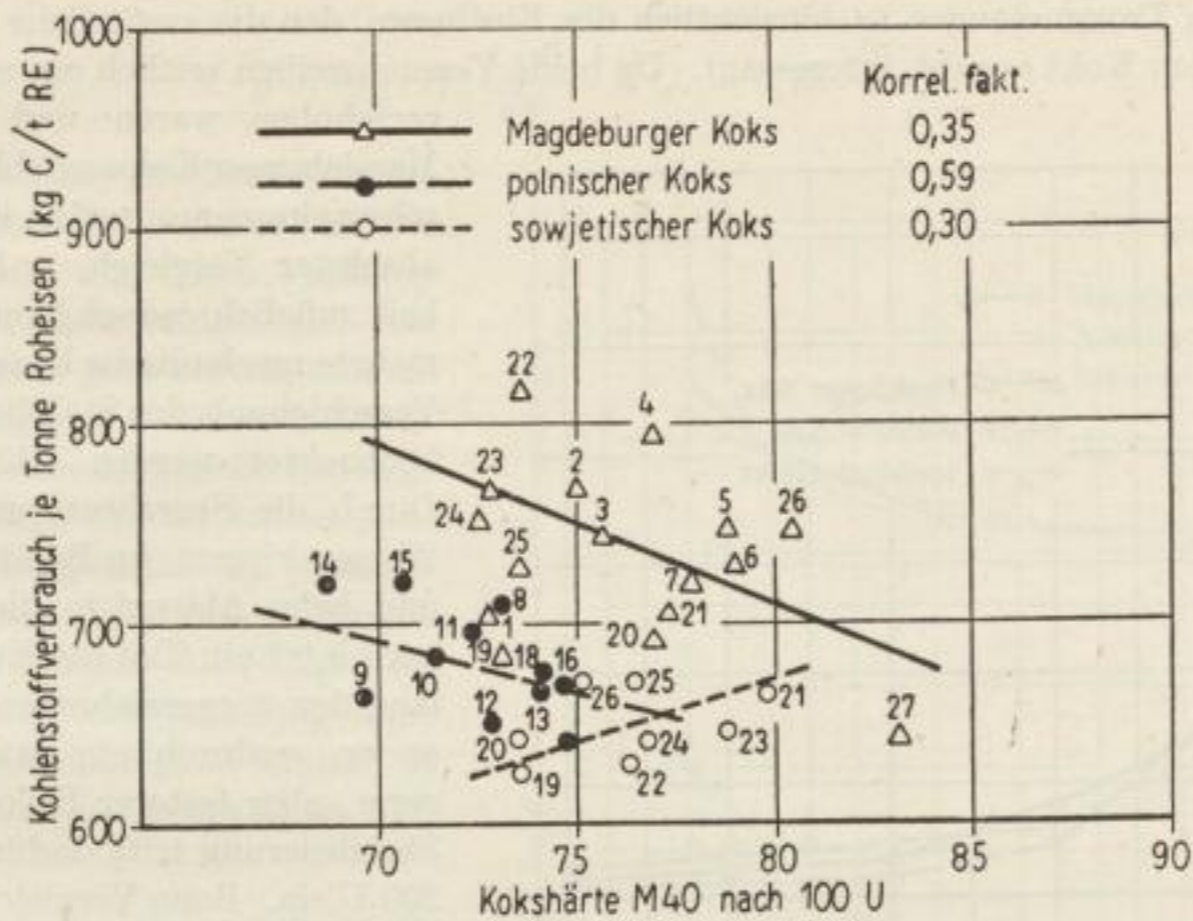


Bild 6. Abhängigkeit des relativen Kohlenstoffverbrauches von der Kokshärte nach 100 Trommelumdrehungen

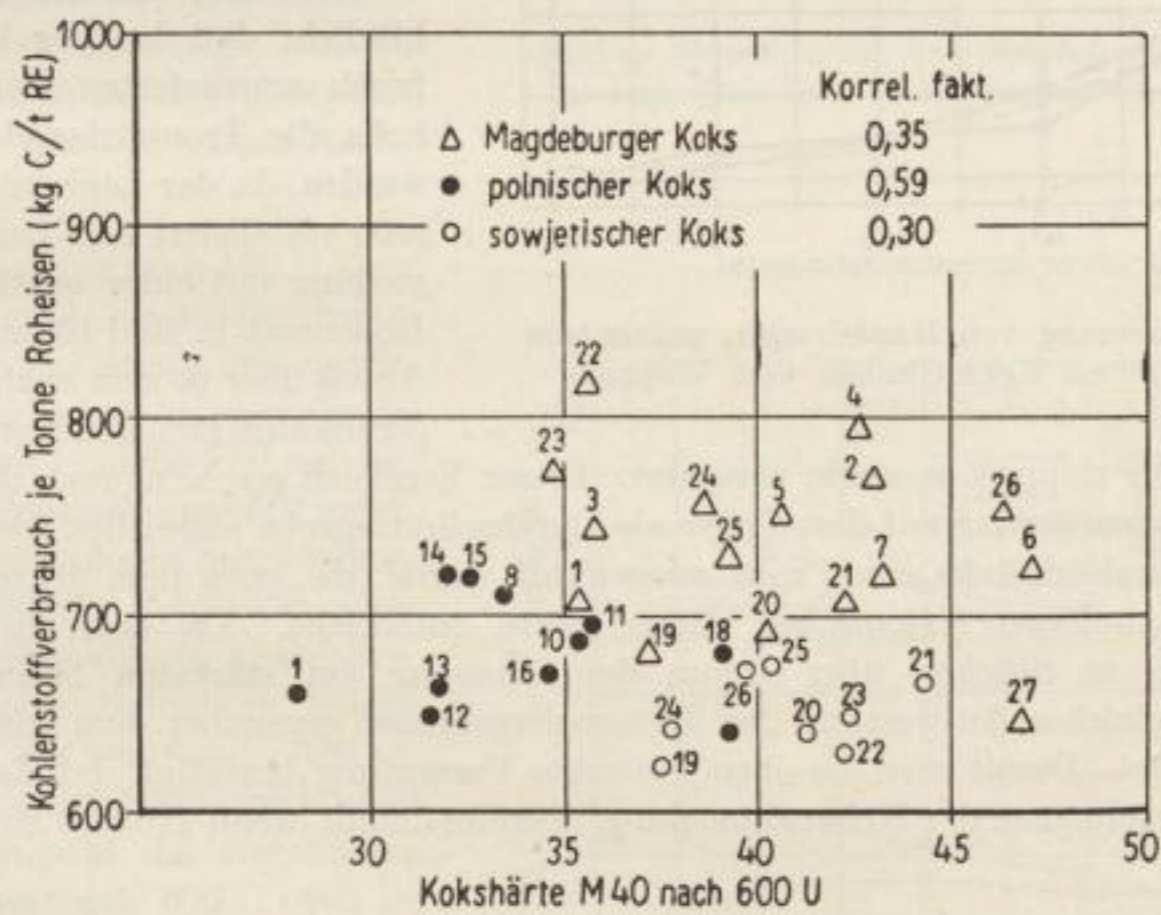


Bild 7. Abhängigkeit des relativen Kohlenstoffverbrauches von der Kokshärte nach 600 Trommelumdrehungen

VERGLEICH VERSCHIEDENER TROMMELERGEBNISSE

Ein Vergleich der Trommelergebnisse der Vorversuche mit den während der Hochofenversuche vorgenommenen Trommelungen ist hinsichtlich des Einflusses, den die zusätzliche Transportbeanspruchung auf den Koks ausübt, interessant. Da beide Versuchsreihen zeitlich um mehrere Wochen

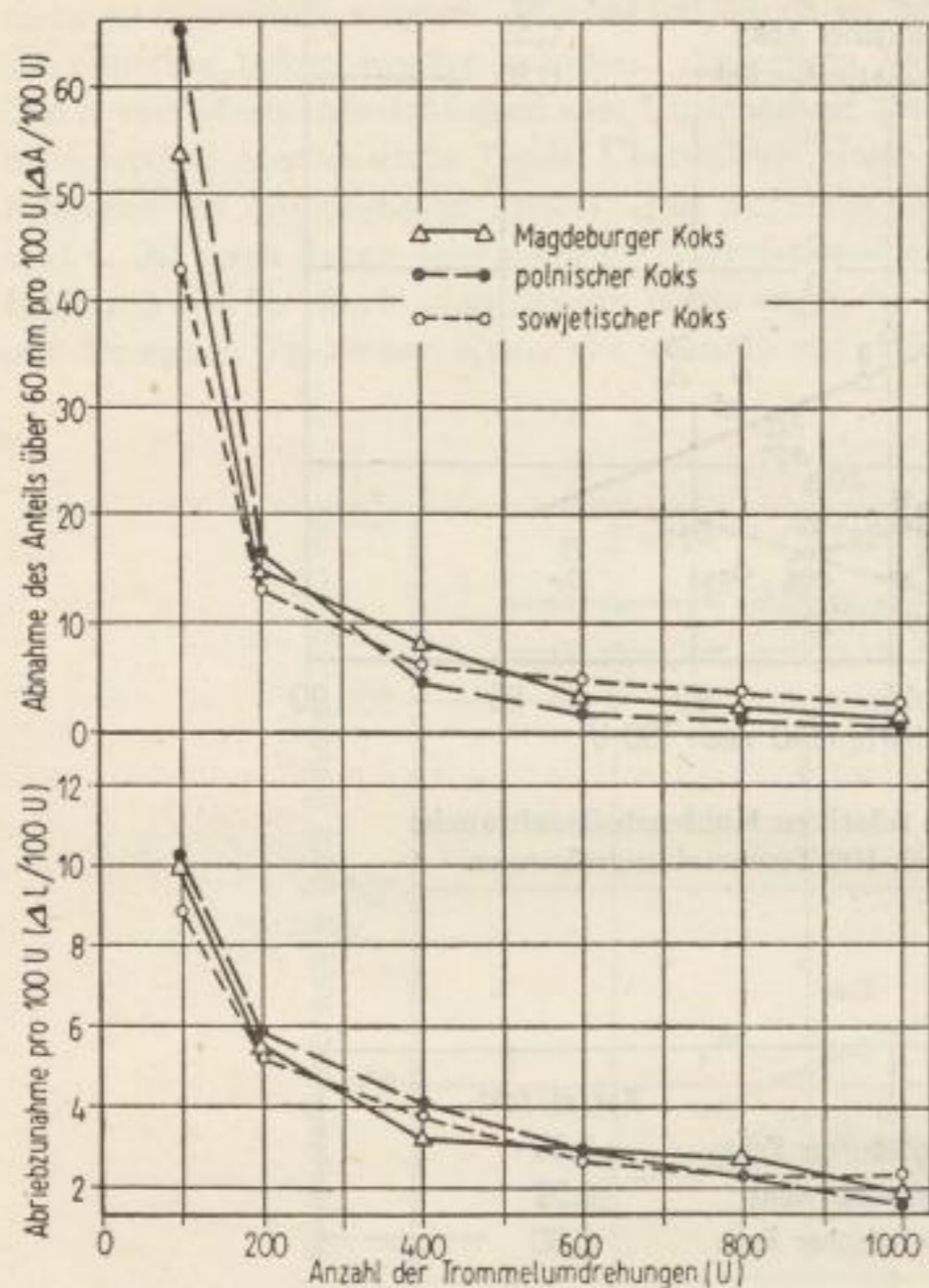


Bild 8. Stabilisierung von Magdeburger, polnischem und sowjetischem Koks (Proben vom Waggon)

um 37%, also über doppelt so stark, abnimmt. Dieser Vergleich erscheint real, da der Lagerkoks infolge der Homogenisierung auf dem Lager als Durchschnittsprobe angesehen werden kann, während mit dem Vergleichskoks eine Probe ausgewählt wurde, die etwa dem Mittelwert aller vom Rollenrost entnommenen Koksproben dieser Sorte entspricht. Da nach der Aussage von Bild 3 der Anteil an Stücken über 60 mm den Ofengang am stärksten beeinflusst, wird der Lagerkoks bei gleicher Auswertung der Trommelergebnisse gegenüber dem frisch angelieferten Koks unterbewertet. Damit wird die oben gemachte Vermutung bestätigt, daß der Hochofengang nicht mit den Ergebnissen der Kokstrommelung übereinstimmt, wenn größere Mengen Lagerkoks gefahren werden.

GLEICHMÄSSIGKEIT

Die Neue GRAFSche Kennzahl ermöglicht nicht nur eine vorteilhafte Auswertung von Trommelergebnissen, sondern sie gestattet auch einen guten Überblick über die qualitative Veränderung der in einer bestimmten Zeit eingesetzten Kokssorten. Das ist durch eine graphische Auswertung der

verschoben waren und besonders der Magdeburger Koks erheblichen Qualitätsschwankungen unterlag, ist natürlich kein absoluter Vergleich, z. B. der Stückigkeit, möglich, jedoch kann durch die vermehrte mechanische Beanspruchung eine Verschiebung des Stabilisierungspunktes beobachtet werden (Bilder 8 und 9). Durch die Sturzbeanspruchungen beim Waggonkippen, an Bandübergabestellen und beim Abwurf in die Hochofenbunker platzt ein Teil der Koksstücke entlang den vorgezeichneten Rissen auseinander, wodurch ein etwas kleinstückiger, aber festerer Koks entsteht. Die Stabilisierung tritt dadurch bereits nach 200 U ein. Beim Vergleich dieses Ergebnisses mit den Siebanalysen in Tabelle 2 ergibt sich somit, daß der Koks im Hochofen selbst nicht über seine Stabilisierung beansprucht wird.

In diesem Zusammenhang ist es erklärlich, daß bei der Vermischung des frisch angelieferten Kokses mit Lagerkoks die Trommelergebnisse verfälscht werden, da der Lagerkoks praktisch bereits stabilisiert ist. Bei der Gegenüberstellung mit einer mittleren Probe vom Rollenrost in Bild 10 zeigt sich, daß der Anteil über 60 mm nach 100 U beim Lagerkoks um 17% und beim Vergleichskoks

Trommelergebnisse möglich, indem Zähler und Nenner der Neuen GRAFSchen Kennzahl auf Ordinate und Abszisse eines Diagrammes aufgetragen werden [15]. Der sich ergebende Streubereich wird in einem Rechteck zusammengefaßt, dessen Ausdehnung als Maß für die Gleichmäßigkeit des Kokses dient:

$$g = \frac{1}{100} \cdot \Delta \left(\frac{A \cdot D}{100} \right) \cdot \Delta (L + 0,75 \cdot S) .$$

In Bild 11 wurden die Streubereiche für die bis 100 U getrommelten Proben von Magdeburger Koks und deren Veränderung bei höheren Umdrehungszahlen eingezeichnet. Daraus geht hervor, daß die Qualitätsschwankungen, die nach 100 U vor allem auf unterschiedliche Stückigkeit zurückgeführt werden müssen, bei höheren Umdrehungszahlen auf verschiedene Abrieb- und Splitterkornmengen bezogen werden können. Allerdings wird durch die höhere Beanspruchung auch eine größere Gleichmäßigkeit erzielt, d. h., vorher bestehende Unterschiede werden verwischt.

Zum Vergleich wurden in Bild 12 die Streubereiche der 3 untersuchten Koksorten eingetragen, wobei die Trommelergebnisse aller von den Rollenrosten entnommenen Proben mit annähernd sicherer Zugehörigkeit zu einer bestimmten Kokssorte berücksichtigt wurden. Aus statistischen Gründen [15] wurden jeweils 90% der Werte in einem Rechteck erfaßt.

Aus der Darstellung nach 100 U kann auf etwa gleichgroße Qualitätsschwankungen von Magdeburger und sowjetischem Koks geschlossen werden, die die gleiche Stückigkeit besitzen und sich nur im Abrieb- und Splitterkornanfall unterscheiden. Dagegen scheint der polnische Koks infolge größerer Feinkoksmengen und geringerer Stückigkeit abzufallen. Er zeigt aber eine bedeutend höhere Gleichmäßigkeit, die von den beiden anderen Sorten auch nach 600 U noch nicht erreicht wird. Obwohl die errechneten Gleichmäßigkeiten nach 600 U etwa im gleichen Verhältnis stehen wie nach 100 U und die g -Werte kleiner geworden sind, unterscheiden sich die einzelnen Kokssorten doch stärker. Aus Lage und Form der Rechtecke sind besonders die

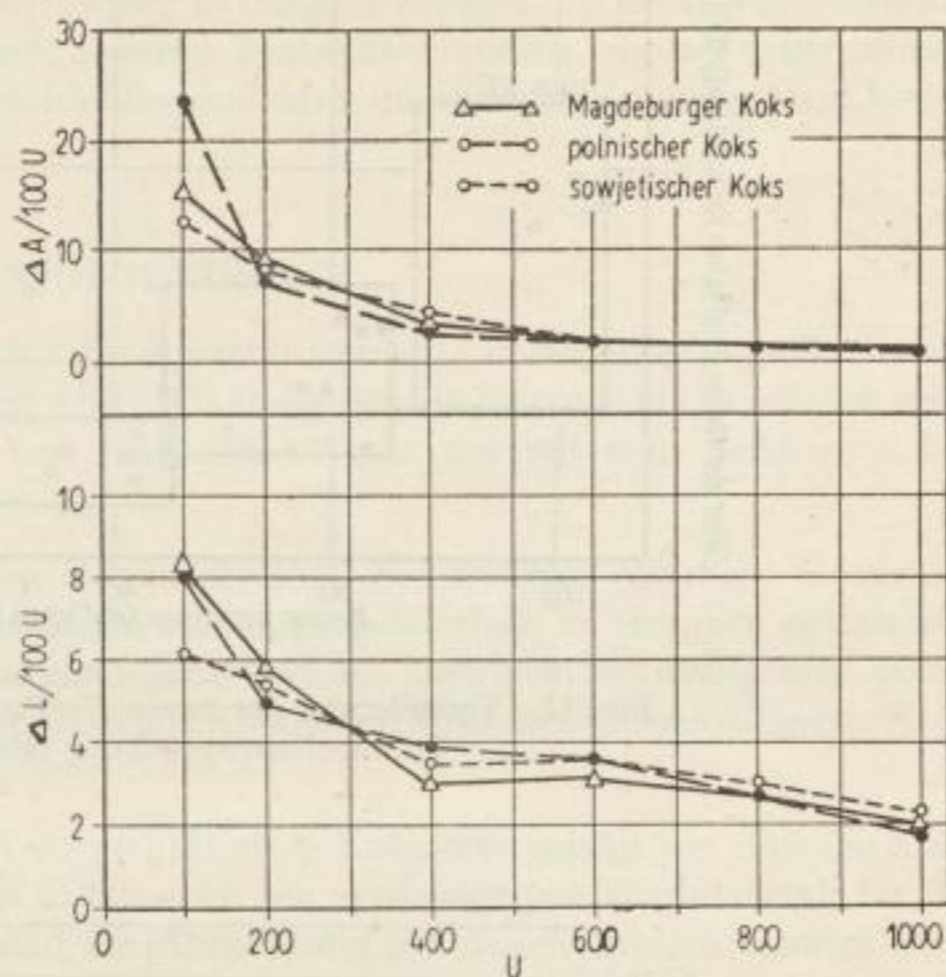


Bild 9. Stabilisierung von Magdeburger, polnischem und sowjetischem Koks (Proben vom Rollenrost)

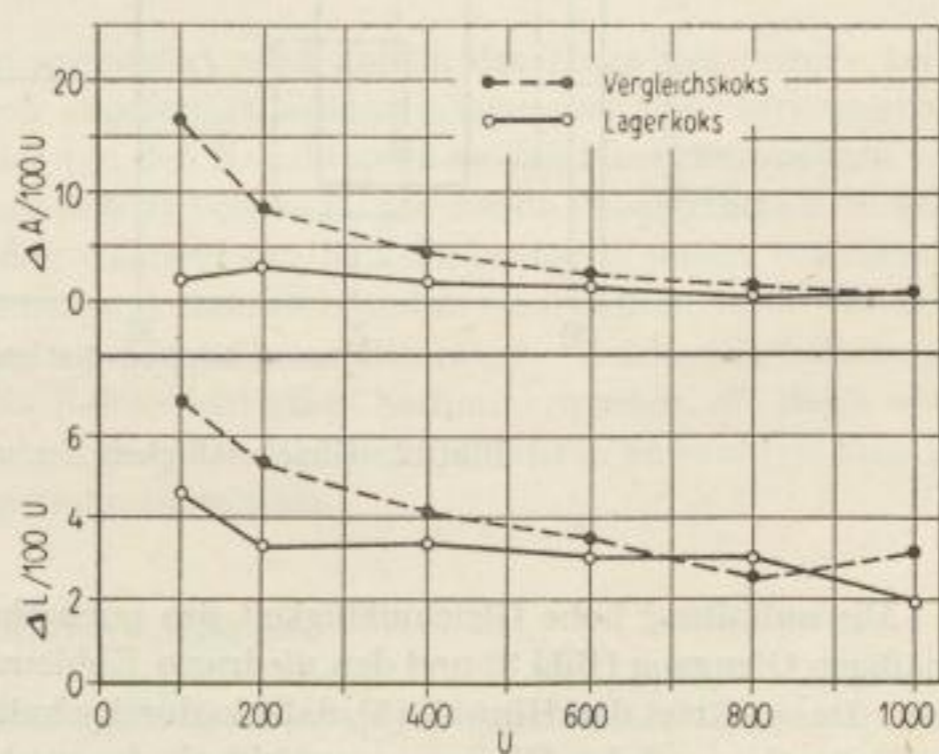


Bild 10. Stabilisierung von Lagerkoks

unterschiedlichen Qualitäten von Magdeburger und sowjetischem Koks zu erkennen. Trotz der gleichen Ausgangsstückgröße ist der Magdeburger Koks stärker zerstört worden. Dadurch sind sehr unterschiedliche Abrieb- und Splitterkornmengen entstanden, die sogar stärker schwanken als die absolut größeren Feinkoksmengen des polnischen Kokes.

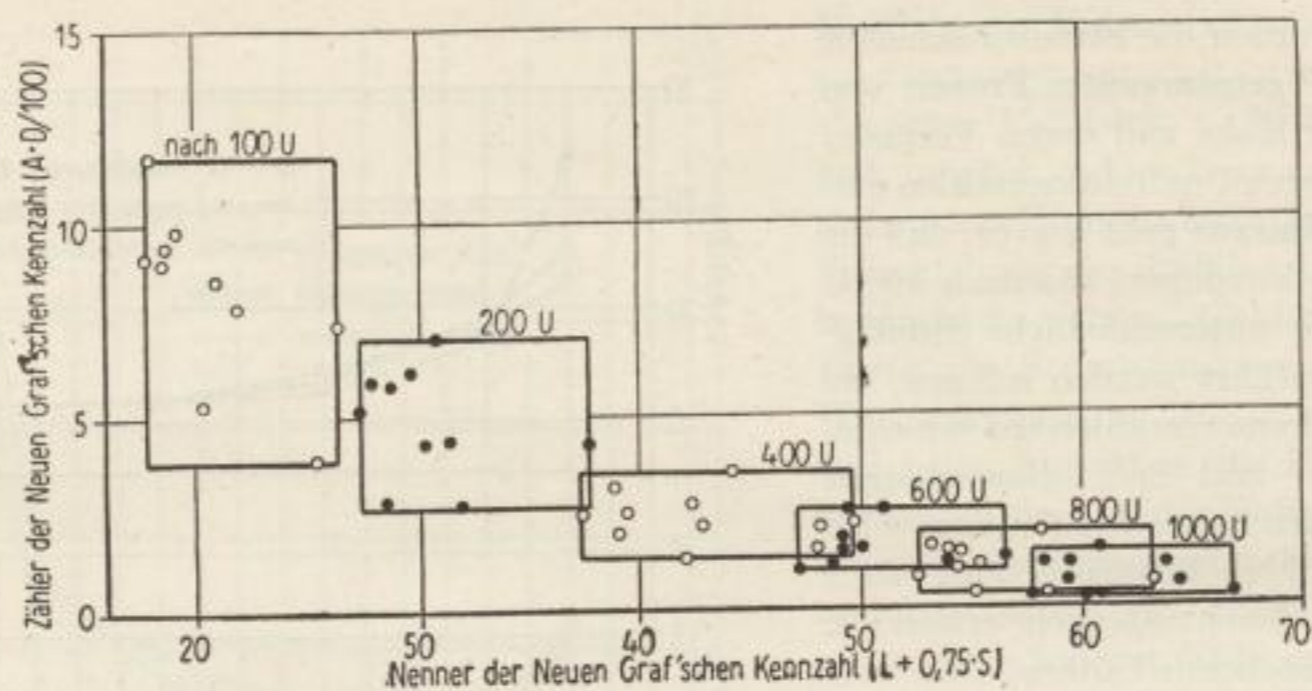


Bild 11. Veränderung der neuen Graf'schen Kennzahl durch erhöhte Trommelbeanspruchung (Magdeburger Koks)

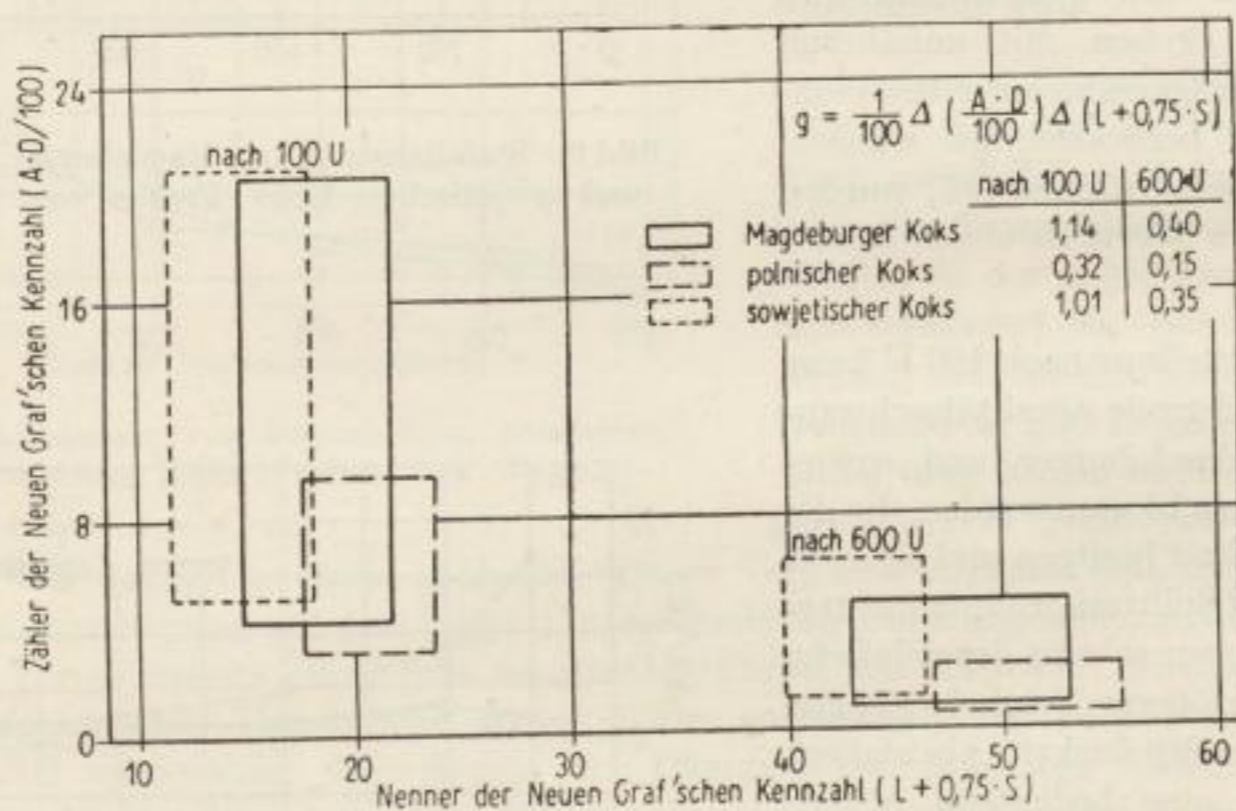


Bild 12. Gleichmäßigkeit der untersuchten Koksorten

Die auffallend hohe Gleichmäßigkeit des polnischen Kokes kann als Ursache für den gleichmäßigen Ofengang (Bild 3) und den niedrigen Kohlenstoffverbrauch (Bilder 5 bis 7) angesehen werden. Das erhärtet den Hinweis [5], daß ein durchschnittlich schlechterer, aber gleichmäßigerer Koks sich günstiger auf den Ofengang auswirkt als der wechselnde Einsatz von mäßigem und sehr gutem Koks. Am besten zeigt sich das in der Versuchsperiode mit Magdeburger Koks, der schwankende,

aber oft bedeutend bessere Qualitätsmerkmale als der polnische Koks aufwies. Trotzdem war der relative Kohlenstoffverbrauch mit 680 kg C/t Roheisen beim Einsatz von polnischem Koks erheblich geringer als mit 735 kg C/t Roheisen bei Magdeburger Koks. Auch die mittlere Gestellbelastung lag in der zweiten Versuchsperiode höher (810 kg C/m² · h) als in der ersten (800 kg C/m² · h).

Bei diesen Betrachtungen darf allerdings nicht übersehen werden, daß die Übergangszeit von der Hämatitreise bis zum Versuchsbeginn zwar ausreichte, um den Ofen auf Stahlroheisen umzusetzen, jedoch anscheinend zu kurz war, um ihn wieder richtig in Gang zu bringen. In der ersten Versuchsperiode konnten noch mehrfach niedergehende Ansätze beobachtet werden, so daß angenommen werden muß, daß sich der Ofen zunächst noch freiblies und dann im weiteren Versuchsablauf besser arbeitete.

SCHLUSSFOLGERUNGEN

1. Als dringlichste Forderung muß zunächst durchgesetzt werden, daß die überaus große Anzahl der eingesetzten Kokssorten vermindert wird. Als erster Schritt hierzu sollte es möglich sein, die Importkokslieferungen zu teilen und bestimmte Werke nur mit dem Koks ganz bestimmter Zechen zu beliefern.
2. Weiterhin sollten Kokse mit ähnlichen Güteigenschaften (Siebanalyse, GRAFSche Kennzahl, chemische Analyse) nach den Prüfergebnissen der Eingangskontrolle zu Gruppen zusammengefaßt werden (z. B. sowjetischer Koks mit hohem und mit niedrigem Schwefelgehalt, polnischer Koks mit höherer und niedrigerer Stückigkeit), um den Hochofen gleichmäßigeren Koks anbieten zu können.
3. Zur betrieblichen Überwachung der Koksqualität *einer* Kokssorte genügt die einfache Siebanalyse. Da die Kokshärte nach DIN 51712 aber den gegenwärtigen Wertmaßstab für die physikalische Koksqualität darstellt und zur Abrechnung mit den Kokereien benutzt wird, muß sie auch weiterhin bestimmt werden. Für eine wirkungsvollere Auswertung der Prüfergebnisse sollte aber die gesamte Siebanalyse vor und nach dem Trommeln ermittelt werden, wozu mechanische Probenahme und Absiebung notwendig sind.
4. Die Trommelung mit 100 U entspricht etwa der Beanspruchung des Kokses im Hochofen. Es ist deshalb nicht notwendig, neue Koksprüfverfahren (z. B. WOLFSche Druckabrießprobe) einzuführen, sondern es muß zunächst erreicht werden, daß der gesamte eingesetzte Koks nach *einer* Methode geprüft wird.
5. Solange eine Vielzahl von Kokssorten angeliefert wird und in der Eingangskontrolle keine Siebanalysen des Kokses vom Waggon angefertigt werden können, ist eine wirkungsvolle Probenahme an den Übergabestellen der von den Kokskippern zu den Hochofenbunkern verlaufenden Förderbänder möglich, wie sie bereits vorgeschlagen wurde (Neue Hütte 3, S. 675). Wenn dort in konstanten Zeitabständen während der Koksförderung in einem bestimmten Hochbunker jeweils eine gewisse Probemenge entnommen und zu einer Sammelprobe vereinigt wird, so ergibt deren Siebanalyse einen repräsentativen Mittelwert. Gleichzeitig könnte aus dieser Probe ein besserer Wert für die Koksfeuchtigkeit bestimmt werden, die dann nicht stündlich korrigiert zu werden brauchte. Je nach der Art dieser mittleren Siebanalyse könnten Änderungen in der Ofenführung vorgenommen werden.

ZUSAMMENFASSUNG

An Hand einer kurzen Analyse der Kokslage in EKS wurden die Möglichkeiten eingeschätzt, die zur Durchführung der vorgesehenen Untersuchungen bestanden, und die Notwendigkeit von Hochofenversuchen begründet.

Die Versuchsdurchführung und die Ermittlung von Kennzahlen für den Ofengang und für die Koksqualität werden beschrieben. Für die erste Versuchsperiode konnte beim Einsatz von nur einer Kokssorte der entscheidende Einfluß der Koksqualität auf den Ofengang nachgewiesen werden; es wurde versucht, die Störung dieser Abhängigkeit in der zweiten und dritten Versuchsperiode zu begründen. Eine Abhängigkeit des relativen Kohlenstoffverbrauches von der absoluten Koksqualität konnte nicht gefunden werden.

Mit der nach U. GRAF bestimmten Gleichmäßigkeit entstand ein geänderter Wertmaßstab für die eingesetzten Kokssorten. Der bedeutende Einfluß der Gleichmäßigkeit des Kokses auf Ofengang und Kohlenstoffverbrauch konnte nachgewiesen werden.

Die Ergebnisse zahlreicher Trommelversuche unter verschärften Bedingungen zeigten einen Einfluß der vermehrten Transportbeanspruchung des Kokses auf die Lage seines Stabilisierungspunktes.

Der Hochofenleitung des VEB Eisenhüttenkombinates „J. W. Stalin“ und ganz besonders den Arbeitern und Angestellten des Werkes, die direkt bei der Durchführung der Untersuchungen mitgewirkt haben, sei an dieser Stelle für ihre Unterstützung herzlich gedankt.

LITERATUR

- [1] HIMSEL, W.: Physikalische Eigenschaften von Koks und ihre Beziehungen zum Hochofengang. Stahl u. Eisen 78 (1958) S. 1225/29.
- [2] ZIMMER, W.: Die Bewertung von Hochofenkoks. Neue Hütte 3 (1958) S. 666/76.
- [3] HOFFMANN, H.: Fortschritte in der Prüfung und Beurteilung der physikalischen Beschaffenheit von Hochofenkoks. Techn. Mitt. 48 (1955) S. 151/64.
- [4] TAYLOR, J.: Der metallurgische Koks im Schrifttum der Jahre 1939—1955. Iron and Steel 28 (1955) S. 431/35, 469/74 u. 479; ref. in Stahl u. Eisen 76 (1956) S. 1254/55.
- [5] STEINECKE, V.: Mathematisch-statistische Auswertung von Hochofenkennwerten. Stahl u. Eisen 78 (1958) S. 1229/34.
- [6] KOWALIK, J. und J. WARMUZINSKI: Kritische Beurteilung der in Polen durchgeführten Bestimmung der Koksfestigkeit nach Micum. Koks, Smola, Gaz 1957, S. 47/55.
- [7] FLINT, R. V.: Multiple Korrelationsanalyse von Hochofeneinflußgrößen. Vortrag, gehalten zur Frühjahrsversammlung der Abt. Eisen u. Stahl des Am. Inst. Min. Met. Eng. 1952 in Pittsburgh.
- [8] GRUSON, G.: Zur Erzeugung von metallurg. Steinkohlenkoks. Vortrag, gehalten zum Kolloquium Gas-erzeugung am 8. II. 1956 in Leipzig.
- [9] WESEMANN F., und KESSEL, K.: Berechnungsverfahren zur Überprüfung von Fehlerquellen in den Betriebsergebnissen von Hochofen. Archiv Eisenhüttenw. 20 (1949) S. 211/18.
- [10] SENFTER, E.: Leistungsfähigkeit von Hochofen und der Weg zum Großhochofen. Stahl u. Eisen 72 (1952) S. 1633/42.
- [11] TAYLOR, J., LONIE, G., und HAY, R.: Untersuchung der Zirkulations- und Verbrennungszone vor den Formen des Hochofens. J. Iron Steel Inst. 187 (1957) S. 330/41; ref. in Neue Hütte 3 (1958) S. 763/65.
- [12] JURK, A.: Untersuchungen über die Ausbildung der Zirkulationszone und optische Temperaturmessungen an den Windformen der Hochofen im VEB Eisenhüttenkombinat „J. W. Stalin“ bei verschiedenen Betriebsbedingungen. Diplomarbeit am Eisenhütten-Institut der Bergakademie Freiberg 1959.
- [13] v. STRUVE, G.: Ein Beitrag zur metallurgischen Beurteilung der wichtigsten in der DDR verhütteten Eisenerze. Freib. Forsch.-H. B 19 (1957).
- [14] CAMPBELL, R. W.: Bericht über Koksuntersuchungen in den USA. Bearb. Amer. Iron Steel Inst. 1952, S. 241/88; ref. in Stahl u. Eisen 75 (1955) S. 1501/06.
- [15] WESEMANN, F., GRAF, U., und WARTMANN, R.: Neue Wege zur Beurteilung der Koksfestigkeit durch Siebanalyse und Trommelprobe. Stahl u. Eisen 76 (1956) S. 133/44.

Konstruktive und metallurgische Untersuchungsbefunde an stillgesetzten Niederschachtöfen

Von WINFRIED WENZEL, UWE SCHMILINSKY und KLAUS SCHEIDIG, Freiberg

Betriebsdaten der untersuchten zwei Niederschachtöfen des VEB Niederschachtöfenwerk Calbe (Saale), die sich durch die Art der Gestellzustellung voneinander unterscheiden — Verlauf der abgeschlossenen Ofenreisen und Stillsetzen der Öfen — Zustand von Ofenkonstruktion und Zustellung und die sich daraus für eine konstruktive Verbesserung der Öfen ergebenden Schlußfolgerungen — Entnahme von Roheisen- und Schlackenproben aus der in Ofen III verbliebenen Beschickungssäule — Zusammensetzung von Roheisen und Schlacke in verschiedenen Zonen des Niederschachtöfens.

Der Abbau ausgeblasener Hochöfen wurde schon des öfteren für die Klärung konstruktiver und metallurgischer Fragen des Hochofenverfahrens ausgenutzt. Die auf diesem Wege vor allem für die bauliche Vervollkommnung der Öfen gewonnenen Erkenntnisse ließen es als wünschenswert erscheinen, ähnlich geartete Untersuchungen auch an den in der DDR betriebenen Niederschachtöfen durchzuführen. Eine günstige Gelegenheit bot hierzu die Außerbetriebnahme der Öfen III und IX des VEB Niederschachtöfenwerk Calbe im Januar und Juli 1958.

Das Hauptaugenmerk der Untersuchungen sollte sich dabei auf folgende Fragenbereiche richten:

1. In welchem Zustand befanden sich beide Öfen am Ende ihrer Ofenreise, und welche Hinweise können daraus für die konstruktive Verbesserung der Öfen in Calbe abgeleitet werden?
2. Inwieweit lassen sich aus der Beschaffenheit des in den Öfen vorgefundenen Beschickungsgutes Rückschlüsse auf die Eigenart des metallurgischen Geschehens im Niederschachtöfen ziehen?

Dieser Fragenstellung entsprechend, wurde an beiden Öfen der Zustand von Panzer, Ofenzustellung und Fundament eingehend untersucht. Beim Ausräumen des Ofens III wurden Beschickungsproben entnommen und die Zusammensetzung von Roheisen und Schlacke in den verschiedenen Ofenzonen bestimmt. Über die gewonnenen Ergebnisse soll im folgenden berichtet werden.

ANGABEN ÜBER DIE UNTERSUCHTEN ÖFEN

Baudaten der Öfen

Bei den Öfen III und IX handelt es sich um rechteckige Niederschachtöfen [1] mit einem Gestellquerschnitt von $10,8 \text{ m}^2$ und einem Nutzvolumen von $78,7 \text{ m}^3$. Die in Bild 1 gezeigte Profilskizze des Ofens III gilt mit einer nur geringfügigen Änderung im Gestell auch für Ofen IX. Danach besitzen beide Öfen Gestellabmessungen von $1800 \times 6000 \text{ mm}$ und eine Nutzhöhe von 5200 mm . Sie sind mit 14 Blasformen, einem Eisen- und zwei Schlackenstichen ausgerüstet. Ein wesentlicher Unterschied bestand in der Art der Zustellung beider Öfen. Ofen III war vollständig mit Schamotte ausgekleidet (Bild 2a). Als Füllstoff zwischen Schamottezustellung und Ofenpanzer diente Kohlenstoffstampfmasse. Eine aus der vorangegangenen Ofenreise stammende Bodensau hatte man nicht entfernt, sondern vor dem Aufbringen des Bodensteins mit Kohlenstoffstampfmasse eingebnet.

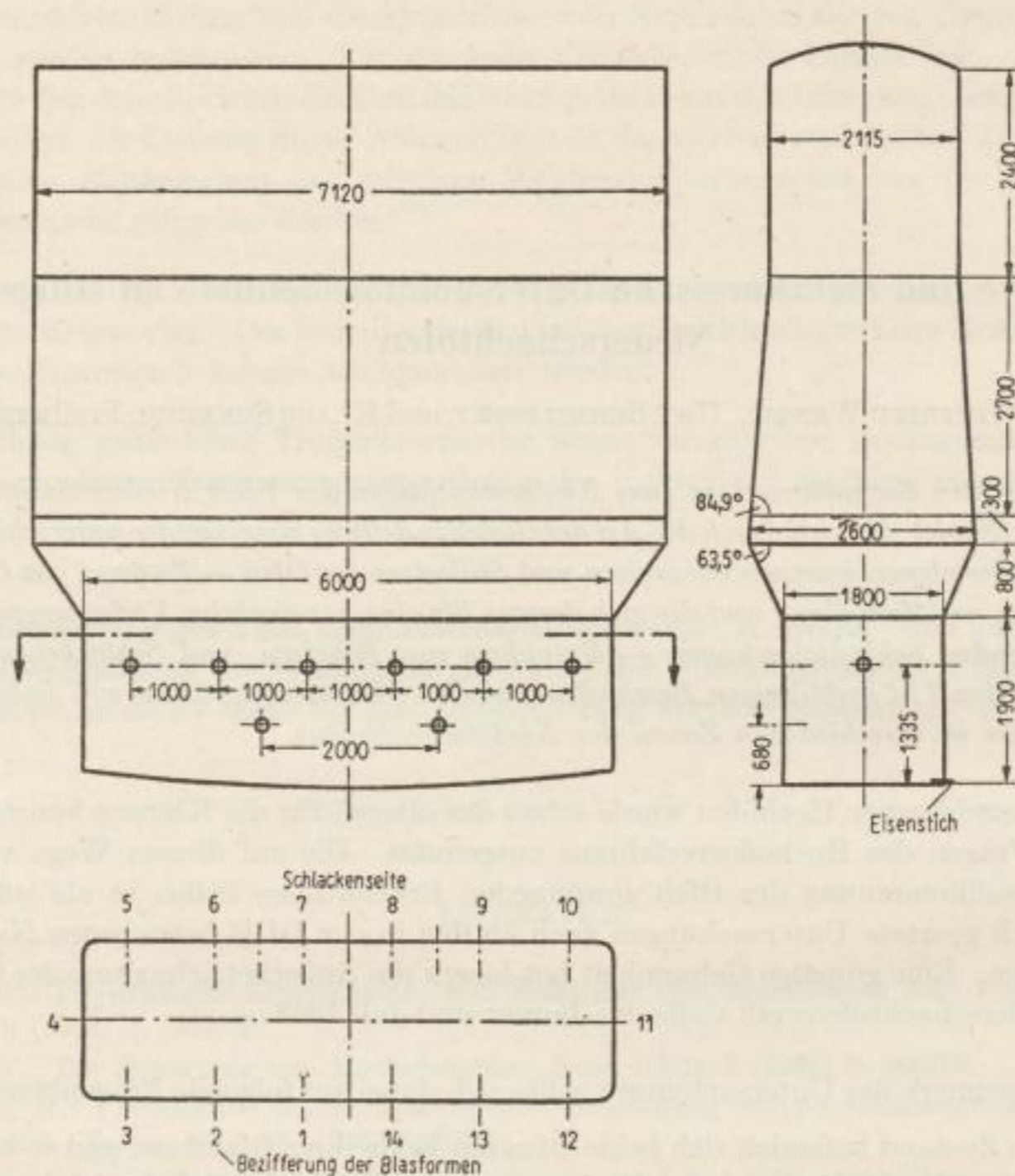


Bild 1. Profilskizze des Ofens III

Die Zustellung des Ofens IX bestand im Schacht ebenfalls aus Schamottesteinen, in Rast und Gestell dagegen aus großen Kohlenstoffblöcken (Bild 2b). Lediglich den Eisenstich führte man in Schamotte aus. Um eine bessere Wärmeisolation zu erreichen, wurden die Kohlenstoffblöcke an den Gestellwandungen mit einer Schicht von Superdiasteinen bzw. Superdiafüllstoff hintermauert. Die Gesamthöhe der drei Bodensteinlagen aus Kohlenstoffblöcken betrug 1444 mm. Beim Verlegen der Blöcke waren z. T. recht große Fugen entstanden, die man mit Kohlenstoffplatten und -keilen nachträglich ausfüllte. Die Kühlung beider Öfen erfolgte durch Außenberieselung des Panzers.

Verlauf der Ofenreisen

Betriebskennzahlen

Die Reise des Ofens III erstreckte sich über rund 44 Monate gegenüber 42 Monaten bei Ofen IX. Während dieser Zeit erzeugte Ofen III 98 178 t Gießereisen bei einem Gesamtkoksverbrauch von 218 636 t. Demgegenüber brachte Ofen IX trotz der etwas kürzeren Laufzeit mit 101 239 t Gießereisen eine höhere Erzeugung bei nur 195 976 t Gesamtkoksverbrauch. Der zeitliche Ausnutzungsgrad lag bei Ofen III mit 0,96 etwas günstiger als bei Ofen IX mit nur 0,94.

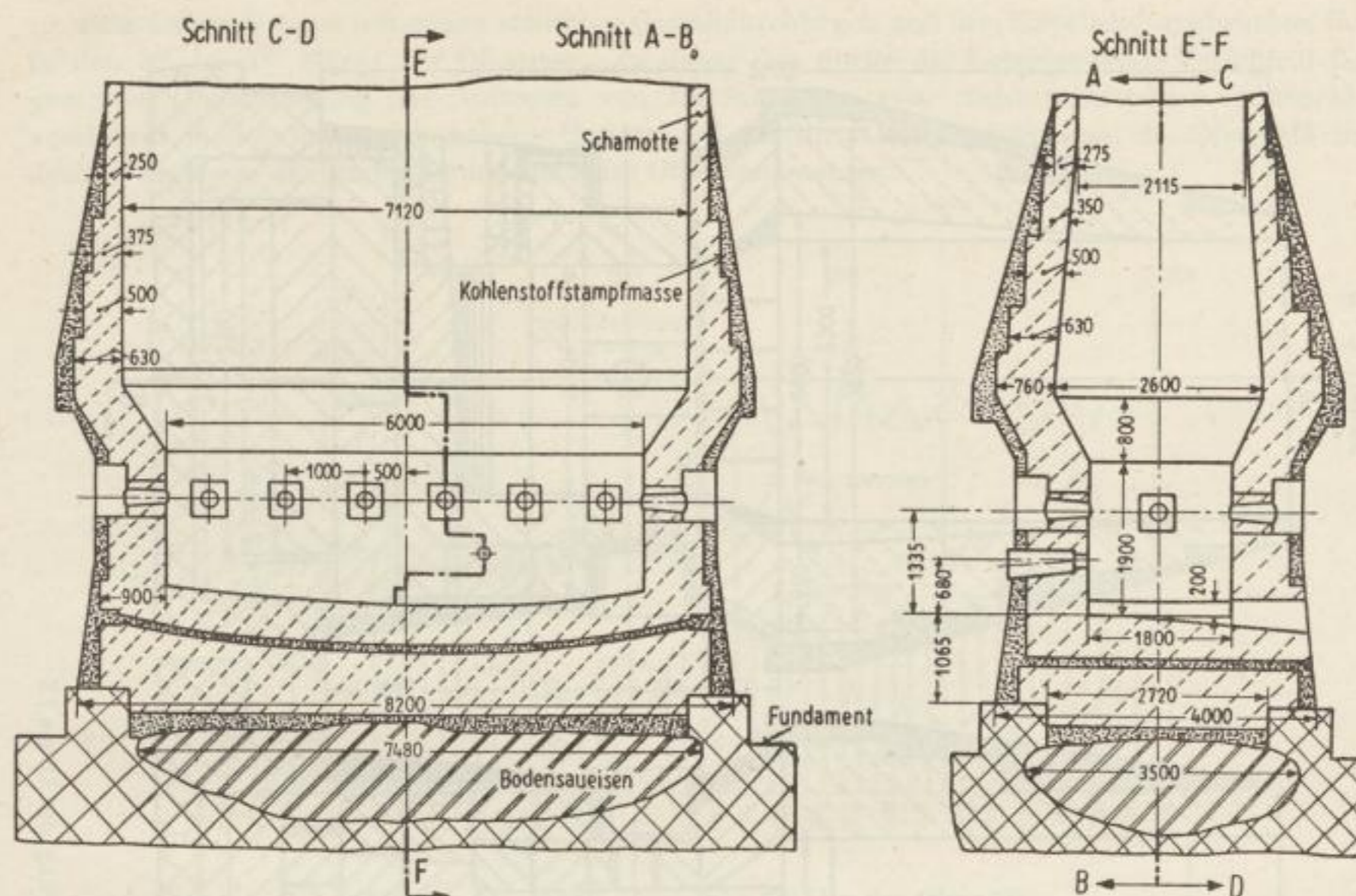


Bild 2a. Ausmauerung des Ofens III

In den Bildern 3a und 3b wurden die wichtigsten Betriebskennzahlen als monatliche Durchschnittswerte gegenübergestellt. Bei beiden Öfen stieg die Erzeugung — bezogen auf 24 Betriebsstunden — im Verlauf der Ofenreise erheblich an. Diese Steigerung wurde vor allem durch eine entsprechende Erhöhung von Möllerausbringen und Gestellbelastung hervorgerufen. Mit steigendem Möllerausbringen sank gleichzeitig der spezifische Koksverbrauch.

Insgesamt gesehen, läßt sich aus den monatlichen Betriebsaufschreibungen ein schädlicher Einfluß des im folgenden beschriebenen Ofenverschleißes auf Produktionsergebnisse und Koksverbrauchszahlen nicht ableiten. Vielmehr war der Gang beider Öfen gegen Ende ihrer Ofenreisen sehr gut.

Ofenstörungen

Die am Ofen III aufgetretenen Störungen konzentrierten sich im wesentlichen auf zwei zeitlich eng begrenzte Perioden. Ausgehend vom Fundament begann sich schon bald nach dem Anblasen im Mai 1954 der Gestellpanzer merklich auszubauchen. Infolge der damit verbundenen Panzerverspannung kam es nach 8 bzw. 11 Monaten Laufzeit zu einem Panzerriß und zum Bruch des Fundamentrandwinkels. Nach 18 Monaten betrug die Panzerausbauchung an beiden Längsseiten in Höhe der Abstichbühne bereits rund 160 mm. In dieser Periode starker Panzerdeformation ereigneten sich vom 14. bis 18. Monat insgesamt ein Kapellen- und drei Gestelldurchbrüche. Offenbar verursachte die starke Deformation des Gestellpanzers eine Auflockerung der Gestellzustellung. Die dabei entstehenden Fugen mußten dann zwangsläufig zu Durchbrüchen führen. Bestärkt wird diese Auffassung durch die Beobachtung, daß das Mauerwerk in der Regel lediglich unmittelbar an den Durchbruchstellen zerstört, ringsherum dagegen weitgehend erhalten war.

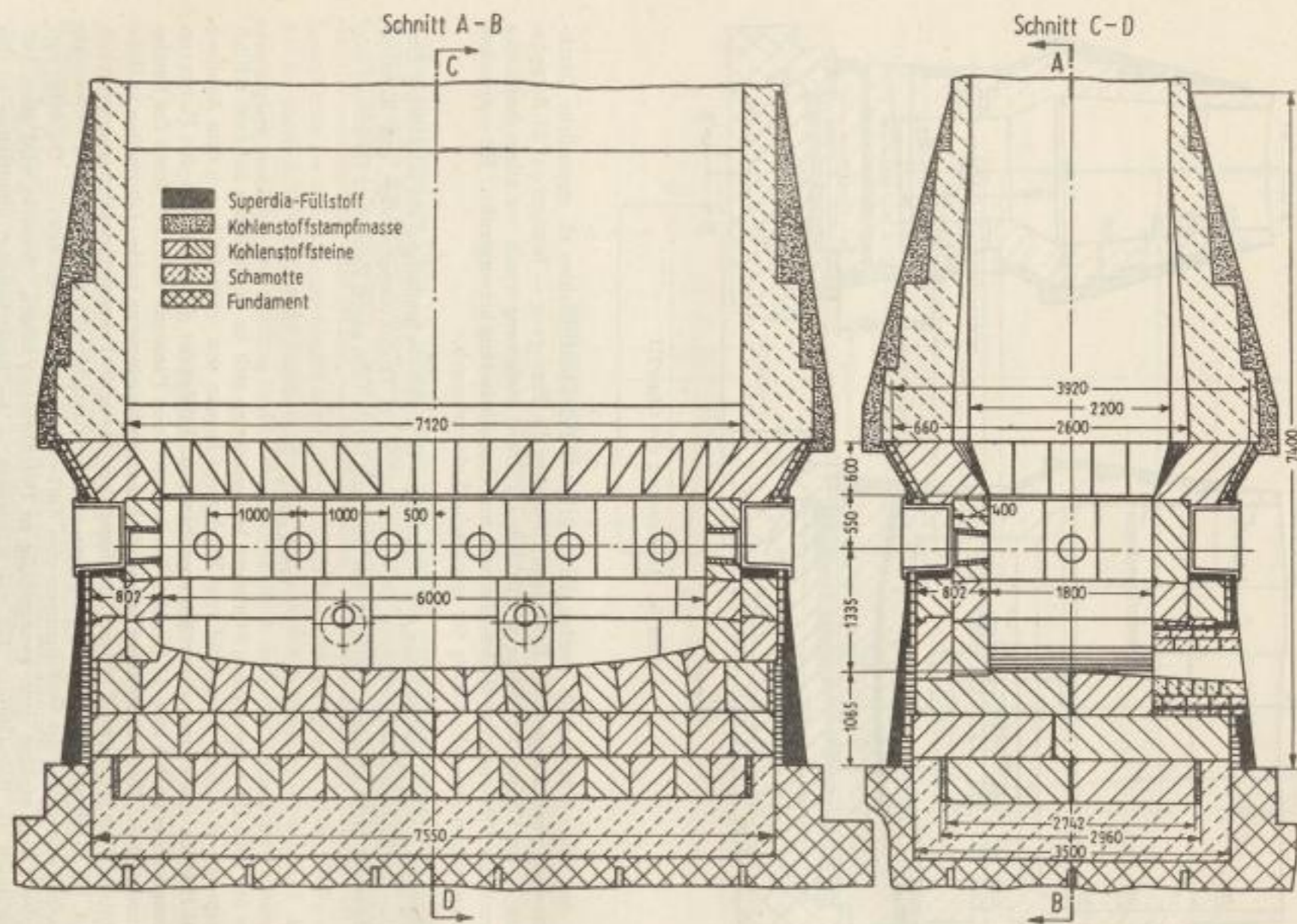


Bild 2b. Ausmauerung des Ofens IX

Eine zweite Gruppe mit einem schweren Gestelldurchbruch und drei Kapellendurchbrüchen fiel in den 32. bis 36. Monat der Ofenreise. Zu dieser Zeit dürfte der fortschreitende Verschleiß der gesamten Ofenzustellung das Auftreten von Durchbrüchen zwar nicht unmittelbar verursacht, zumindest jedoch begünstigt haben. Hauptgrund für die Außerbetriebnahme des Ofens III im Januar 1958 war die starke Zermürbung des Ofenfundamentes.

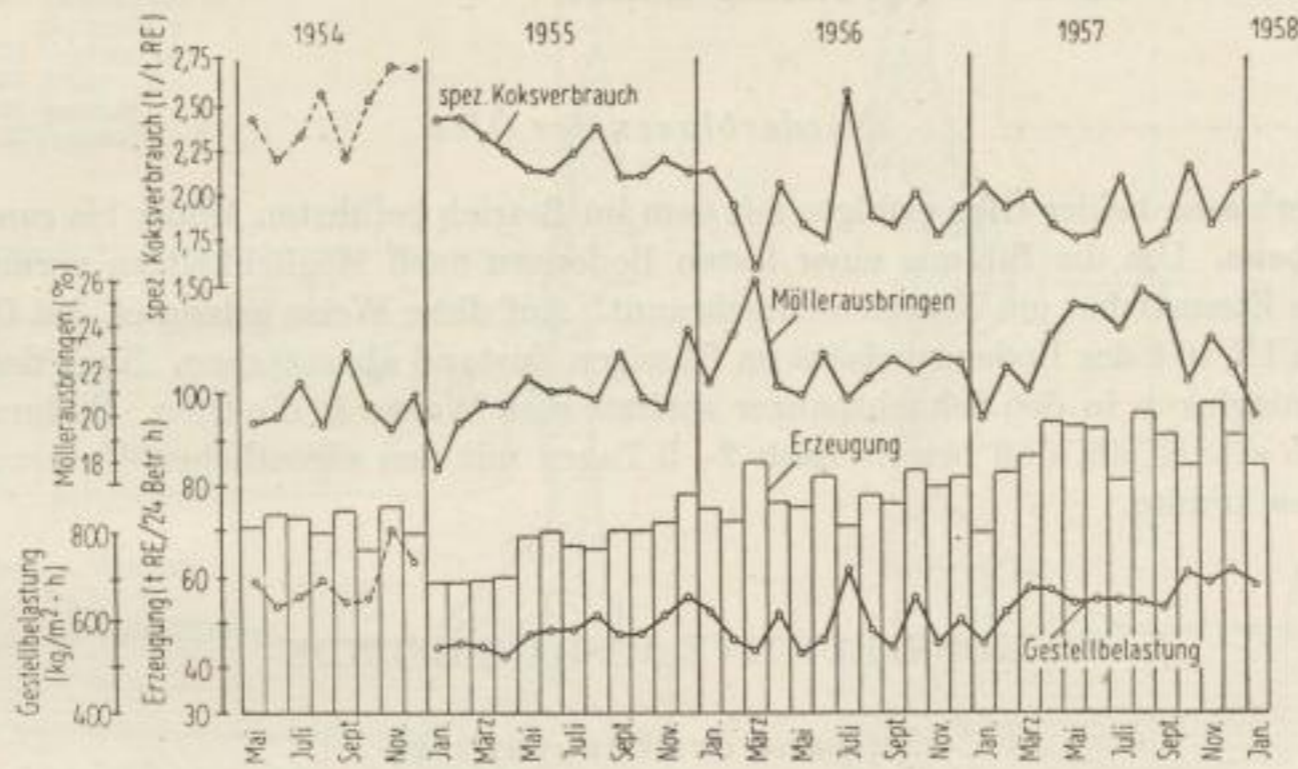


Bild 3a. Monatliche Betriebskennzahlen des Ofens III

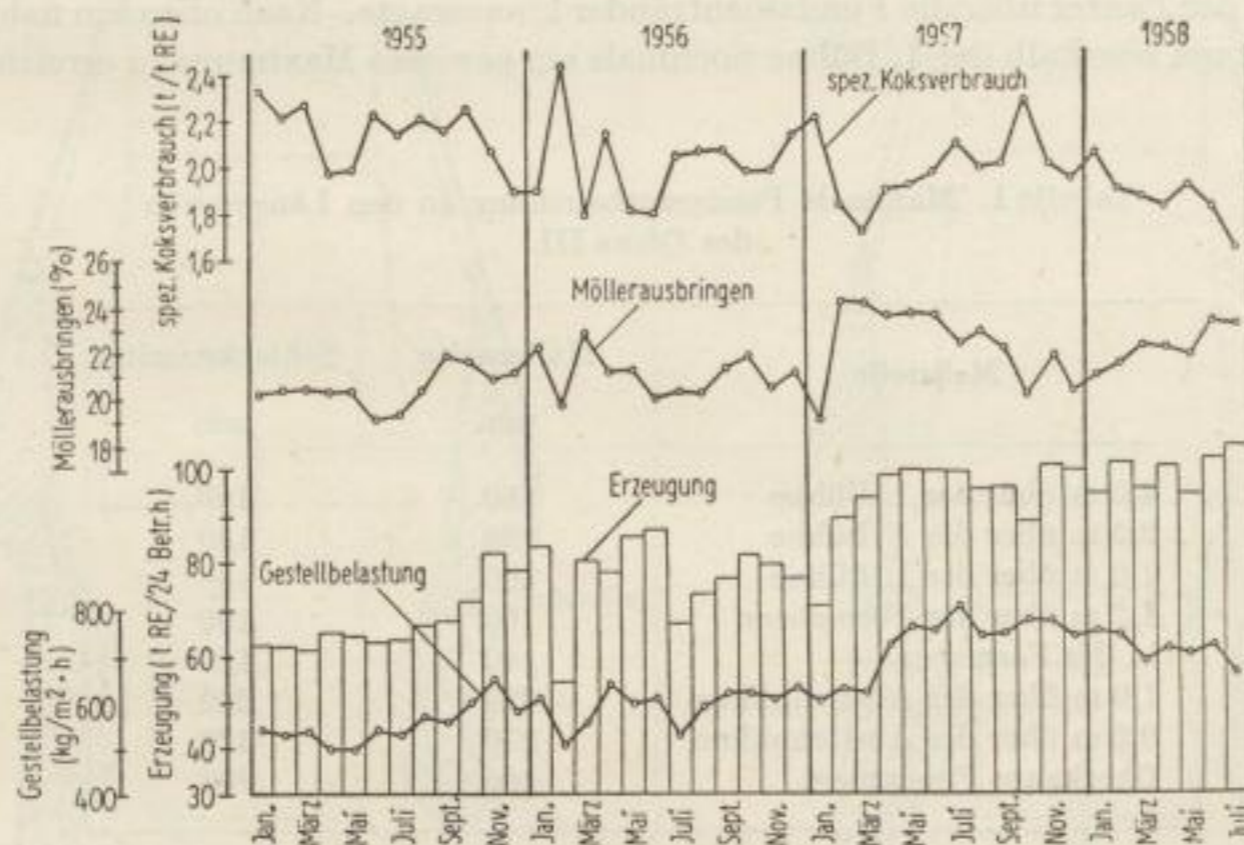


Bild 3b. Monatliche Betriebskennzahlen des Ofens IX

Anders verlief die Reise des Ofens IX: Bereits 25 Stunden nach dem Anblasen im Januar 1955 begann oberhalb der Formenebene eine Panzerfläche von rd. 20 cm² zu glühen. Nach nur 48 Tagen erfolgte der erste und 2 Tage später ein weiterer Gestelldurchbruch unterhalb des Eisenstiches. Eine Verbindung zum Stich selbst konnte dabei nicht festgestellt werden. In Anbetracht der kurzen

Laufzeit des Ofens müssen diese Durchbrüche auf das Vorhandensein größerer Mauerwerksfugen infolge einer unsachgemäßen Ausführung der Gestellzustellung zurückgeführt werden. Da es bei der durchgeführten Reparatur nicht gelang, den Störungsherd um den Eisenstich völlig zu beseitigen, traten in diesem Bereich in mehr oder weniger regelmäßigen Abständen noch 8 weitere Durchbrüche auf. Neben zwei Panzerdurchbrüchen an einer der Schmalseiten des Ofens ereigneten sich darüber hinaus zahlreiche Kapellendurchbrüche. Insbesondere erwiesen sich die um die Blasformen verwendeten Kohlenstoffringe als häufige Störungsursache.

Niederblasen der Öfen

Das Niederblasen beider Öfen erfolgte mit dem im Betrieb geführten Möller bis rund 1,5 m über die Formenebene. Um die Bildung einer festen Bodensau nach Möglichkeit zu vermeiden, wurde unterhalb des Eisenstiches ein Notstich eingebrannt. Auf diese Weise gelang es, bei Ofen III rund 30 t, bei Ofen IX 10 t des Bodensaeisens im flüssigen Zustand abzustechen. Nach dem Einschneiden von Einstiegluken in den Schachtpanzer spritzte man Wasser in die Öfen. Dadurch kühlte das Ofeninnere so schnell ab, daß bereits nach 2–3 Tagen mit den eigentlichen Untersuchungen begonnen werden konnte.

KONSTRUKTIVE AUSBAUBEFUNDE

Zustand des Ofenpanzers

Die Untersuchungen erstreckten sich zunächst auf die Vermessung der Ofenpanzer. Dabei ergab sich für Ofen III folgendes Bild (Tabelle 1): Der Panzer wies in der Mitte der beiden Längsseiten die größten Ausbauchungen auf, und zwar betrug sie in Höhe der Fundamentoberkante jeweils 400 mm, so daß der Panzer über die Fundamentränder hinausragte. Nach oben hin nahm die Panzerdeformation ab, um oberhalb der 1. Bühne nochmals ein gewisses Maximum zu erreichen. Die Meß-

Tabelle 1. Maximale Panzerausbauchung an den Längsseiten des Ofens III

Meßstelle	Hallenseite	Schlackenseite
	mm	mm
4,0 m über der 1. Bühne	60	100
2,5 m über der 1. Bühne	120	130
1,0 m über der 1. Bühne	200	160
1,2 m über der Formebene	100	100
in der Formebene	140	140
1,0 m über der Abstichbühne	220	240
0,2 m über der Abstichbühne	270	320
Oberkante Fundament	400	400

ergebnisse zeigen recht deutlich, daß die Auswölbung des Gestellpanzers vom Ofenfundament ausging. Die Deformation des Schachtpanzers dürfte demgegenüber auf eine zu starke Erhitzung des vom Mauerwerk entblößten Panzers zurückzuführen sein.

Bei Ofen IX waren nur verhältnismäßig kleine Ausbauchungen festzustellen, auf deren Wiedergabe daher verzichtet wurde.

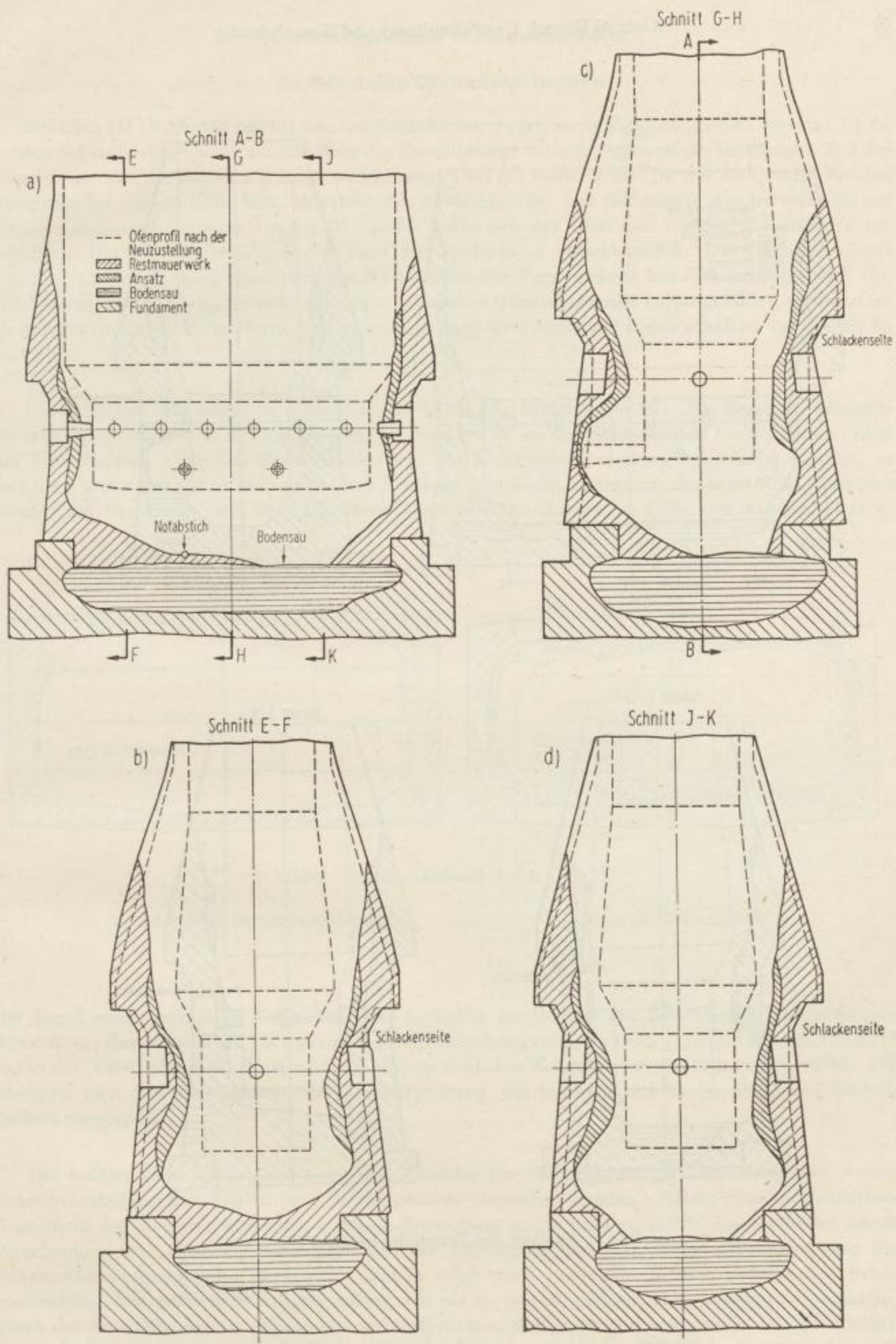


Bild 4. Zustand der Zustellung im Ofen III

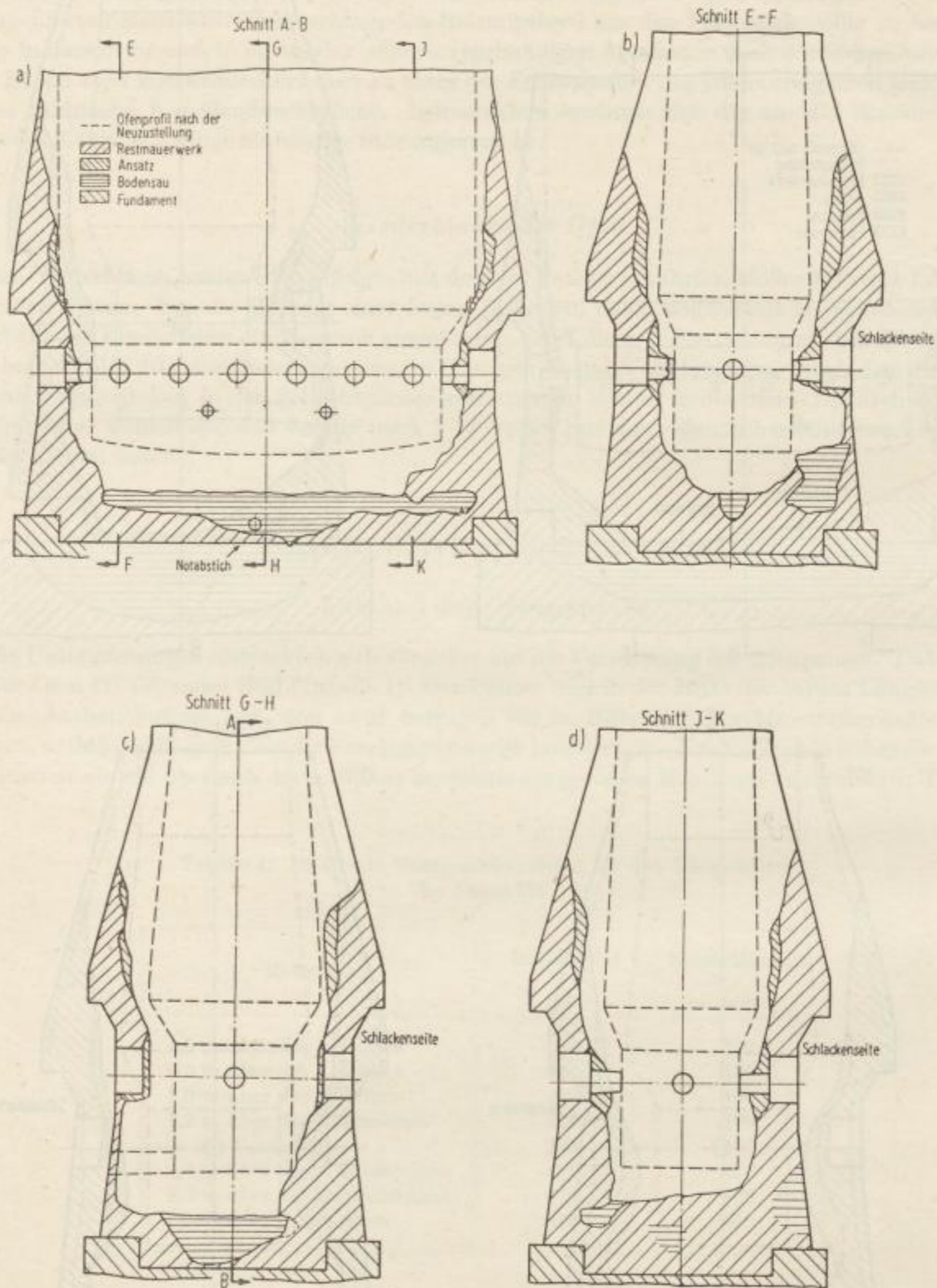


Bild 5. Zustand der Zustellung im Ofen IX

Zustand der Ofenzustellungen

Bei Ofen III (Bilder 4a bis 4d) war das Schachtmauerwerk an beiden Längsseiten bis rund 3,1 m, an den Schmalseiten bis etwa 3,8 m über die Formenebene vollständig zerstört. Im übrigen Teil des Ofens zeigte sich die Zustellung stark verschlissen. Dies gilt insbesondere für das Mauerwerk vor den Formkapellen und in Höhe bzw. unterhalb der Abstichbühne. Der Bodenstein war teilweise bis auf die alte Bodensau hinunter ausgespült. Dabei hatte sich der Ofen sein eigenes Arbeitsprofil geschaffen. Die verhältnismäßig flache Rast war weitgehend verschwunden. Der Ofenquerschnitt engte sich unter Bildung eines steileren Rastwinkels zur Formenebene hin fast kontinuierlich ein. Gleichzeitig hatte sich im Schacht ein ellipsenähnlicher Ofenquerschnitt herausgebildet, während im Gestell der durch die Panzerform vorgegebene rechteckige Querschnitt besser erhalten war (Bilder 6a und 6b).

Ein ähnliches Bild zeigte die Zustellung des Ofens IX (Bilder 5a bis 5d). Die Reste des Schachtmauerwerkes reichten an den Längsseiten bis rund 3,3 m, an den Schmalseiten bis etwa 3,8 m über die Formenebene. Vor den Formkapellen war die Kohlenstoffzustellung vollständig zerstört, so daß der Panzer nur durch eine dünne aus Schlacke und Koks bestehende Ansatzschicht geschützt wurde. Im Gegensatz zum Ofen III wiesen die Gestellwandungen in Höhe der Abstichbühne in

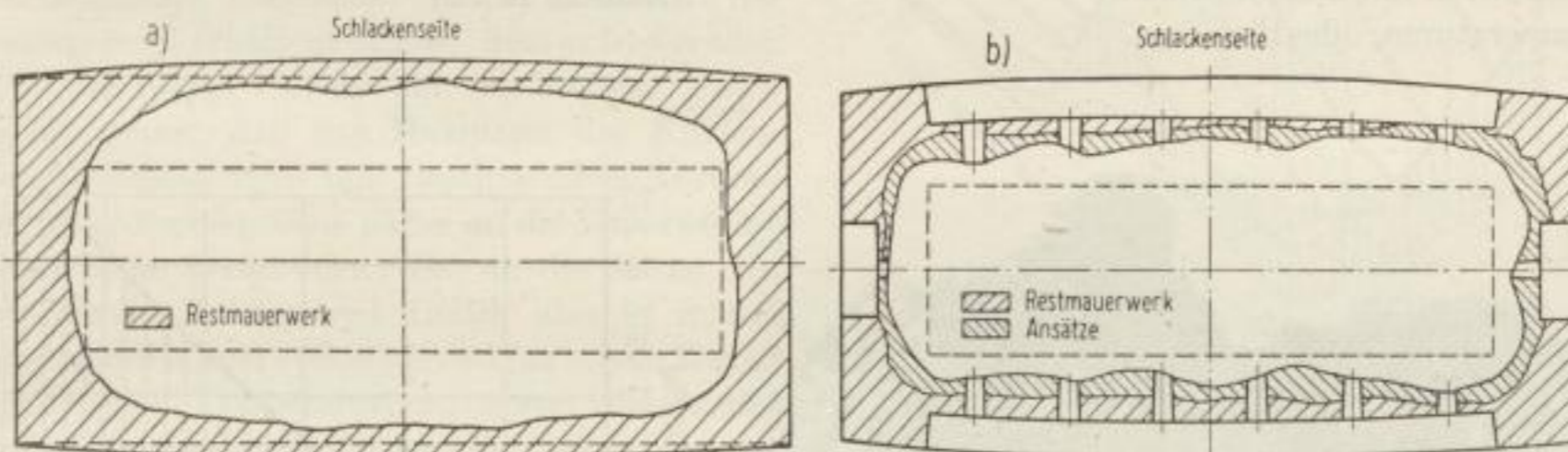


Bild 6. Horizontalschnitt durch Ofen III

a) 2,6 m über der Formenebene

b) in der Formenebene

der Regel einen geringeren Verschleiß auf. Lediglich im Bereich des Eisenstiches und unterhalb Form 5 war das Mauerwerk bis nahe zum Ofenpanzer hin gänzlich verschwunden. Wie bei Ofen III hatte sich eine hohe steile Rast und ein ellipsenähnlicher Schachtquerschnitt herausgebildet. Die obersten zwei Bodensteinlagen waren fast durchweg, die unterste nur in der Mitte des Gestellbodens ausgespült.

Bei beiden Öfen kann als wesentliche Ursache für die vollständige Zerstörung der oberen Schachtzustellung das Fehlen eines Schlagpanzers angesehen werden. Neben dem mechanischen Verschleiß des Mauerwerkes erfolgte dessen Zerstörung in der unteren Hälfte des Schachtes durch Abscheidung von Spaltungskohlenstoff aus der Ofenatmosphäre. In diesen Ofenzonen war die Schamottezustellung völlig zermürbt. Bild 7a zeigt einen in diesem Bereich ausgebauten Schamottestein. Die mittlere Steinzone erwies sich als so mürbe, daß sie beim Ausbau zerbröckelte. Auch der dem Ofeninneren zuliegende und äußerlich noch recht stabil aussehende Teil des Steines war innerlich rissig und mit Kohlenstoffabscheidungen durchsetzt (Bild 7b). Um das Ausmaß

der Abscheidungen im Schachtmauerwerk näher zu erfassen, wurden aus den verschiedenen Schachtzonen Steine entnommen und deren Kohlenstoffgehalte entsprechend ihrer Lage im Ofen in verschiedenen Abständen von der Mauerwerksoberfläche bestimmt.

Bedingt durch den Zustand der Ofenzustellung, mußten diese Untersuchungen leider auf den unteren Teil des Schachtmauerwerkes beschränkt bleiben (siehe Bild 8). Hier sind zunächst die Kohlenstoffgehalte der untersuchten Schamottesteine an der Mauerwerksoberfläche in Abhängigkeit von der Höhe über der Formenebene aufgetragen. Wie zu sehen ist, steigt der Kohlenstoffgehalt mit zunehmendem Abstand von der Formenebene, d. h. mit abnehmenden Temperaturen, deutlich an.

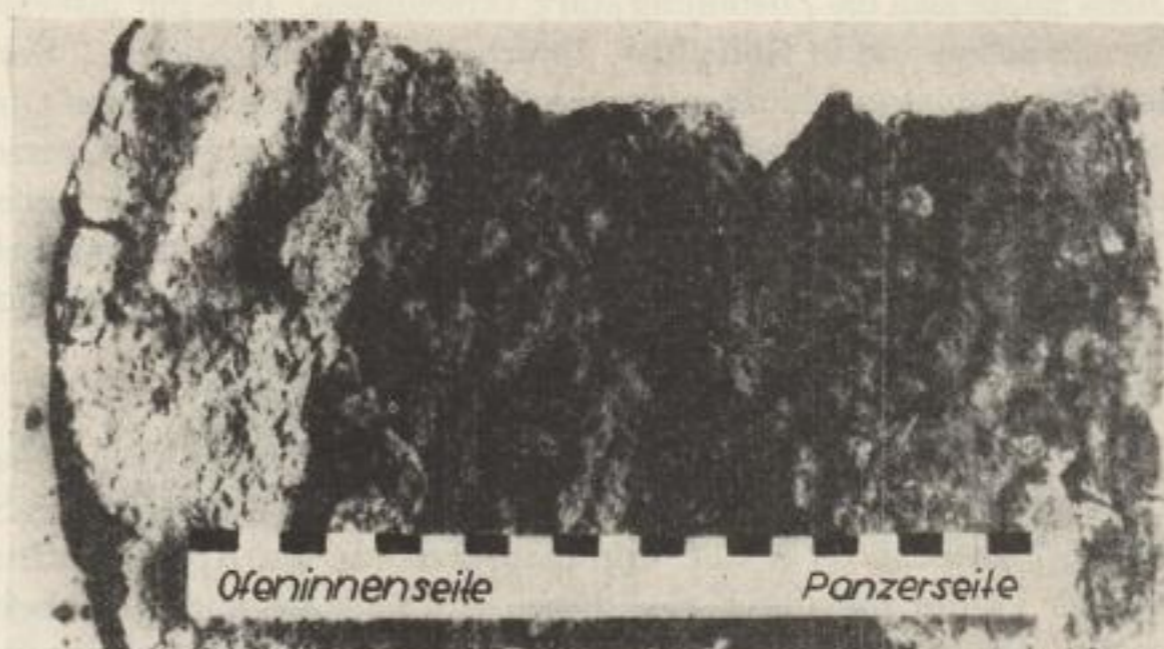


Bild 7a. Zustand der Schamottesteine des unteren Schachtmauerwerkes (Maßstab in cm)

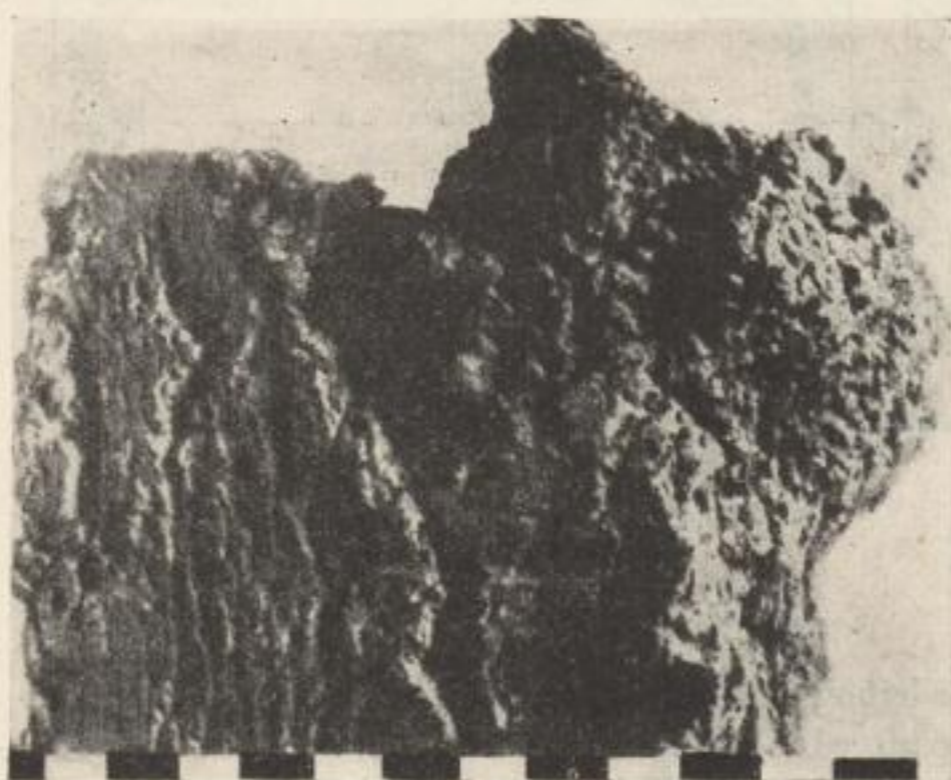


Bild 7b. Vertikalschnitt durch die dem Ofeninneren anliegende Zone des in Bild 7a gezeigten Schamottesteines (Maßstab in cm)

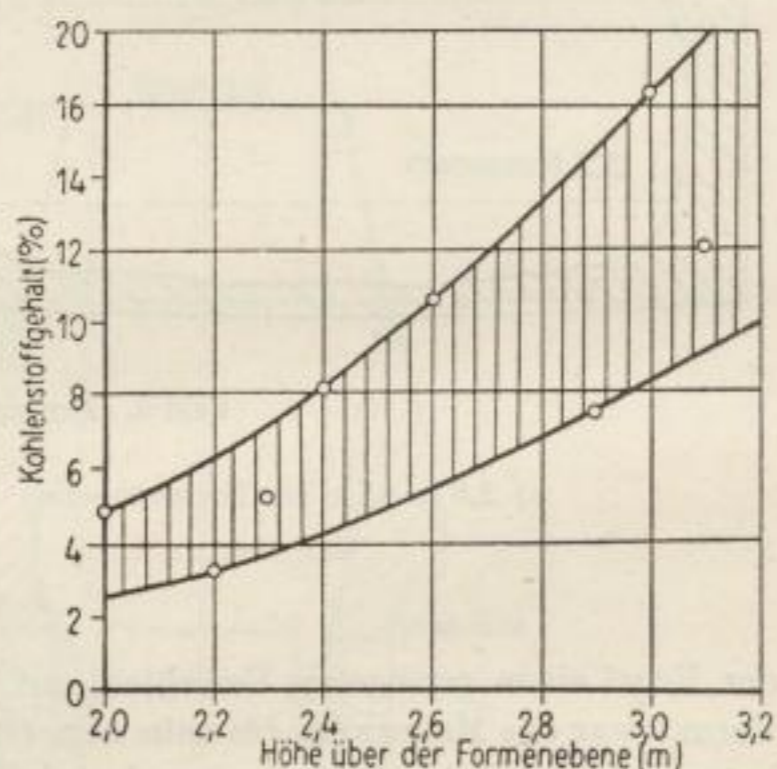


Bild 8. Kohlenstoffgehalte der an der Mauerwerksoberfläche des Schachtes entnommenen Steinproben

Diese Abhängigkeit kann allerdings nur so lange gelten, wie die Temperatur an der Mauerwerksoberfläche oberhalb des für die Kohlenoxydspaltung günstigsten Temperaturbereiches von rd. 500 bis 600° C liegt. Dies trifft offenbar für den untersuchten Schachtbereich zu. Das Schaubild ist daher mit Sicherheit dahin zu ergänzen, daß die Kohlenstoffgehalte mit größer werdendem Abstand von der Formenebene auf einen Höchstwert ansteigen, um im oberen Teil des Schachtes wieder abzufallen. Die Lage des Maximums läßt sich an Hand der Ausbaubefunde nur

angenähert bestimmen; es dürfte bei beiden Öfen etwa in einer Höhe von 3,2 bis 3,5 m über der Formenebene gelegen haben.

Die Aufspaltung des Kohlenoxyds erfolgte nicht nur an der Oberfläche, sondern auch im Inneren des Mauerwerkes. Bild 9 soll die dabei geltenden Zusammenhänge verdeutlichen. Auf den Achsen des Raumbildes sind die Kohlenstoffgehalte der untersuchten Steinproben über den Abständen der Entnahmestellen von der Formenebene und von der Mauerwerksoberfläche aufgetragen. Wie daraus zu entnehmen ist, steigt der Kohlenstoffgehalt der Steine im untersuchten Schachtbereich von der Mauerwerksoberfläche ausgehend auf einen Höchstwert an, um anschließend sehr rasch auf relativ niedrige Werte (rd. 1%) abzufallen. In diesem Kurvenverlauf spiegelt sich recht gut der Zustand des Mauerwerkes wieder (siehe Bild 7a). Die vollkommen zermürbte mittlere Steinzone wies auch die höchsten Kohlenstoffgehalte auf, dürfte also dem Scheitelbereich des Raumbildes vergleichbar sein. Dem flach auslaufenden Kurvenast entspricht in etwa der weitgehend erhaltene hintere, dem aufsteigenden Ast der rissige vordere Teil des Steines. Bild 9 zeigt weiter, daß das Maximum der Kohlenstoffabscheidungen mit zunehmendem Abstand von der Formenebene näher an die Mauerwerksoberfläche heranrückt. Das in die Steine eindringende Kohlenoxyd findet also in immer geringerer Mauerwerkstiefe den für seinen Zerfall günstigsten Temperaturbereich vor. Gleichzeitig steigt infolge der kürzeren Diffusionswege die absolute Höhe der Kohlenstoffabscheidungen. Dementsprechend ist die Zerstörung des Mauerwerkes durch Kohlenstoffablagerungen in den Schachtzonen am größten, in denen das Maximum der Ablagerungen nahe der Mauerwerksoberfläche liegt. Die Orte maximaler Kohlenstoffabscheidungen dürften den Verlauf einer Isotherme im Mauerwerk angeben, die der für die Kohlenoxydspaltung günstigsten Temperatur entspricht.

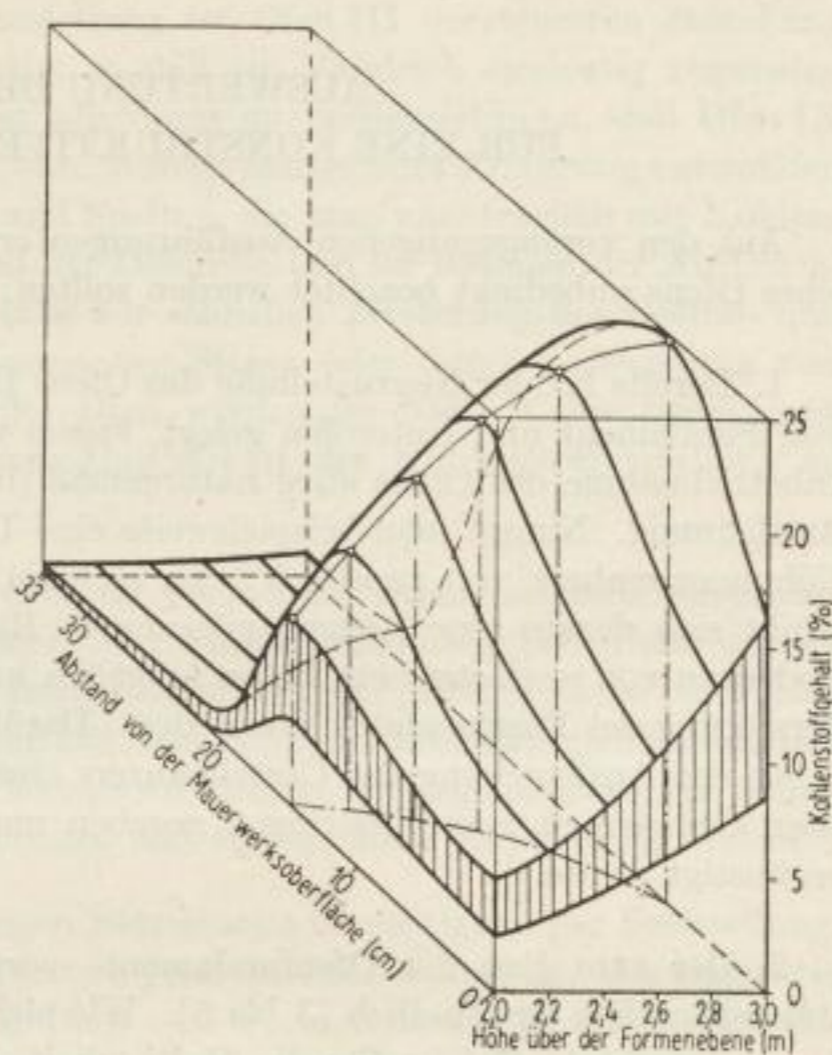


Bild 9. Grundsätzlicher Verlauf der Kohlenstoffabscheidung im Schachtmauerwerk

Abscheidungen von Alkaliverbindungen fanden sich in den Fugen des unteren Schachtmauerwerkes. Der Umfang dieser Abscheidungen war aber offenbar nicht so groß, daß dadurch eine Zerstörung des Mauerwerkes verursacht wurde. Zumindest ließen sich derartige Zerstörungserscheinungen bei beiden Öfen nicht nachweisen. In Rast und Gestell erfolgte der Angriff der Zustellung vorwiegend durch die spülende und auflösende Wirkung der schmelzflüssigen Schlacke. Bei Ofen IX wird auch das Roheisen in dieser Richtung gewirkt haben.

Zustand der Ofenfundamente

Während das Fundament des Ofens IX vollkommen erhalten blieb, zeigten sich beim Ofen III starke Zerstörungserscheinungen. So wies das Fundament zahlreiche, bis zu 50 mm breite Risse auf, von denen einige mit der flüssigen Bodensau in Verbindung standen. Der die eingelagerte

alte Bodensau unmittelbar berührende Kiesbeton besaß ein granitähnliches Aussehen. Es ist anzunehmen, daß diese rund 100 mm breite Zone unter dem Einfluß der Bodensau zusammengeschmolzen oder zumindest zusammengesintert wurde. Dieser Schicht schloß sich ein etwa 600 mm breiter Bereich an, in dem der Beton vollkommen zermürbt war. Er zerbröckelte bei bloßer Berührung mit der Hand. Lediglich in der Außenzone des Fundamentes wies der Beton ein normales Aussehen auf.

AUSWERTUNG DER AUSBAUBEFUNDE FÜR EINE KONSTRUKTIVE VERBESSERUNG DER ÖFEN

Aus den vorangegangenen Ausführungen ergeben sich einige Hinweise, die bei Neuzustellung eines Ofens unbedingt beachtet werden sollten:

1. Bereits bei der Neuzustellung des Ofens III wurde der Grundstein für eine rasche Zerstörung von Fundament und Unterofen gelegt, indem man die alte Bodensau im Fundament beließ. Bei Inbetriebnahme des Ofens stieg naturgemäß die Temperatur der Bodensau unter entsprechender Ausdehnung. Nimmt man beispielsweise eine Temperaturerhöhung auf 400° C an, so ist mit einer Volumenzunahme von rund 1,5% zu rechnen [2, S. 576]. Bei einer Bodensaubreite von 3,2 m ergibt sich daraus eine Längenänderung in Richtung der Breitseiten von rund 15 mm. Da die Bodensau von unelastischem Beton umgeben war, genügte diese Ausdehnung vollkommen, um die Zerstörung des Fundamentes einzuleiten. Darüber hinaus bewirkte die Ausdehnung der Bodensau neben der Ausbauchung des Gestellpanzers eine Auflockerung des Bodensteins, so daß dem Roh-eisen Gelegenheit zum Eindringen gegeben und dadurch die rasche Zerstörung des Bodensteins begünstigt wurde.

2. Der zum Bau der Ofenfundamente verwendete Kiesbeton ist gegen hohe Temperaturen außerordentlich empfindlich [3 bis 5]. Wie sich beim Ofen III zeigte, erwächst daraus besonders dann eine ernste Gefahr für die Haltbarkeit des Fundamentes, wenn dieses mit der Bodensau unmittelbar in Berührung kommt. Allgemein ist daher die Verwendung von Kiesbeton für den Bau von Schachtofenfundamenten abzulehnen. Als Betonzuschlag sollte besser Ziegel- oder Schlackenschotter verwendet werden.

3. Um den mechanischen Verschleiß der oberen Schachtzustellung herabzusetzen, sind die Öfen unbedingt mit einem Schlagpanzer zu versehen. Diese Forderung wurde bei der inzwischen erfolgten Neuzustellung der Öfen bereits erfüllt.

4. Aus der beobachteten Zermürbung des Schachtmauerwerkes durch Kohlenstoffabscheidungen ergibt sich für die Schachtzustellung die Forderung nach Verwendung von hochgebrannten Steinen mit hoher Kaltdruckfestigkeit und geringer Porosität. Diese Steine widerstehen dem mechanischen Verschleiß und der Zerstörung durch Kohlenstoffabscheidung gleichermaßen gut. Die hinsichtlich der Schachtzustellung zu erhebende Mindestforderung ist die Verwendung von Schamotte A I. Laut Steinliste sollten die Öfen auch in dieser Weise zugestellt werden. Analysen einiger noch recht gut erhaltener Schachtsteine lassen es jedoch als sehr fragwürdig erscheinen, ob bei der Neuzustellung tatsächlich diese Qualität verwendet wurde. In Zukunft sollte man daher die Steinqualität durch entsprechende Stichproben überprüfen, wobei sich eine derartige Prüfung nicht allein auf die geforderten Al_2O_3 -Gehalte, sondern vor allem auch auf die Bestimmung von Kaltdruckfestigkeit und Dichte der Steine erstrecken muß.

5. Wie aus den vorhergehenden Ausführungen hervorgeht, brachte die Verwendung großer Kohlenstoffblöcke für die Zustellung von Rast und Gestell bei Ofen IX keine merkbareren Vorteile

Die Rastzustellung war bei beiden Öfen annähernd gleichmäßig, die Ausmauerung vor den Formkapellen bei Ofen IX sogar stärker verschlissen. Gestellwände und Bodenstein zeigten sich bei Ofen IX etwas besser erhalten, aber auch hier war die Gestellwandung an zwei Stellen des Ofenumfanges bis wenige cm vor den Ofenpanzer vollständig zerstört. Im Laufe der Ofenreise traten insgesamt rund doppelt so viele Ofendurchbrüche auf als bei Ofen III, wobei allerdings als Störungsherd hauptsächlich das Gebiet um den Eisenstich wirkte. Die Umkleidung des Eisenstiches mit Schamotte hat sich demnach zumindest in der angewandten Ausführung nicht bewährt.

Insgesamt gesehen, erwies sich die Schamottezustellung bei Ofen III der teureren Zustellung mit Kohlenstoffblöcken bei Ofen IX als gleichwertig, so daß ein Vergleich eindeutig zugunsten der Schamottezustellung ausfallen sollte. Dabei ist allerdings zu berücksichtigen, daß Ofen IX erstmalig mit Kohlenstoffblöcken zugestellt worden war. Infolge mangelnder Erfahrung entstanden daher bei der Verlegung der Blöcke größere Fugen und Spalten, die man nachträglich mit Kohlenstoffplatten und -keilen ausfüllte. Wie sich während der Ofenreise und im Rahmen der Ausbrucharbeiten zeigte, trug dieser Umstand in starkem Maße zur schnellen Zerstörung des Gestell- und Bodensteinmauerwerkes bei. Durch bessere Verlegung der Steine oder durch Verwendung von Kohlenstoffstampfmasse — in dieser Art zugestellte Öfen werden im NOW Calbe bereits mit gutem Erfolg betrieben — sollte daher eine höhere Haltbarkeit der Kohlenstoffzustellung zu erzielen sein.

6. Die Mauerwerksdicke hatte sich bei beiden Öfen im Verlauf der Ofenreise stark verringert, ohne daß dadurch der spezifische Koksverbrauch oder der Ofengang ungünstig beeinflußt worden wären. Aus diesem Grunde dürfte sich eine dünnwandige Zustellung der Öfen in Calbe bewähren. Dazu ist erforderlich, daß Zustellung und Ofenpanzer mit dem richtigen Profil ausgeführt werden. In Anlehnung an das in beiden Öfen gebildete Arbeitsprofil könnte im Gegensatz zu der bisher gebauten relativ niedrigen und flachen Rast eine höhere und steilere Rast Anwendung finden.

7. Der Zustand des Panzers nach einer sechsjährigen Betriebszeit berechtigt zu der Feststellung, daß die angewandte freitragende Konstruktion des Panzers grundsätzlich richtig ist. Als ungünstig erscheinen die schroffen Querschnittsänderungen in Rast und Formenebene. Dadurch wird die Stabilität des Panzers unnötig herabgesetzt und die Zerstörung der Zustellung in der Formenebene begünstigt. Andererseits bewirken die Formkapellen eine wirksame Abstützung des Rastmauerwerkes.

ZUR BILDUNG VON ROHEISEN UND SCHLACKE

Beim Ausräumen des Ofens III wurden an vier Stellen des Ofenquerschnittes (Bild 10) und hier jeweils in verschiedenen Ofenhöhen Beschickungsproben entnommen. Dabei handelt es sich bei den Probenreihen I und II um Beschickungsgut, das an den Ofenwänden stehengeblieben war. Die Proben der Reihen III und IV entstammen der noch vorhandenen Beschickungssäule.

Das sich aus Koks, Schlacke und Roheisengranalien zusammensetzende Beschickungsgut wurde sorgfältig in die einzelnen Bestandteile getrennt und die chemische Zusammensetzung von Roheisen und Schlacke bestimmt.

Tabelle 2 enthält zunächst die Durchschnittsanalysen von Roheisen und Schlacke an den Entnahmestellen I und II. Vergleichsweise besaß das letzte regulär abgestochene Roheisen folgende Zusammensetzung:

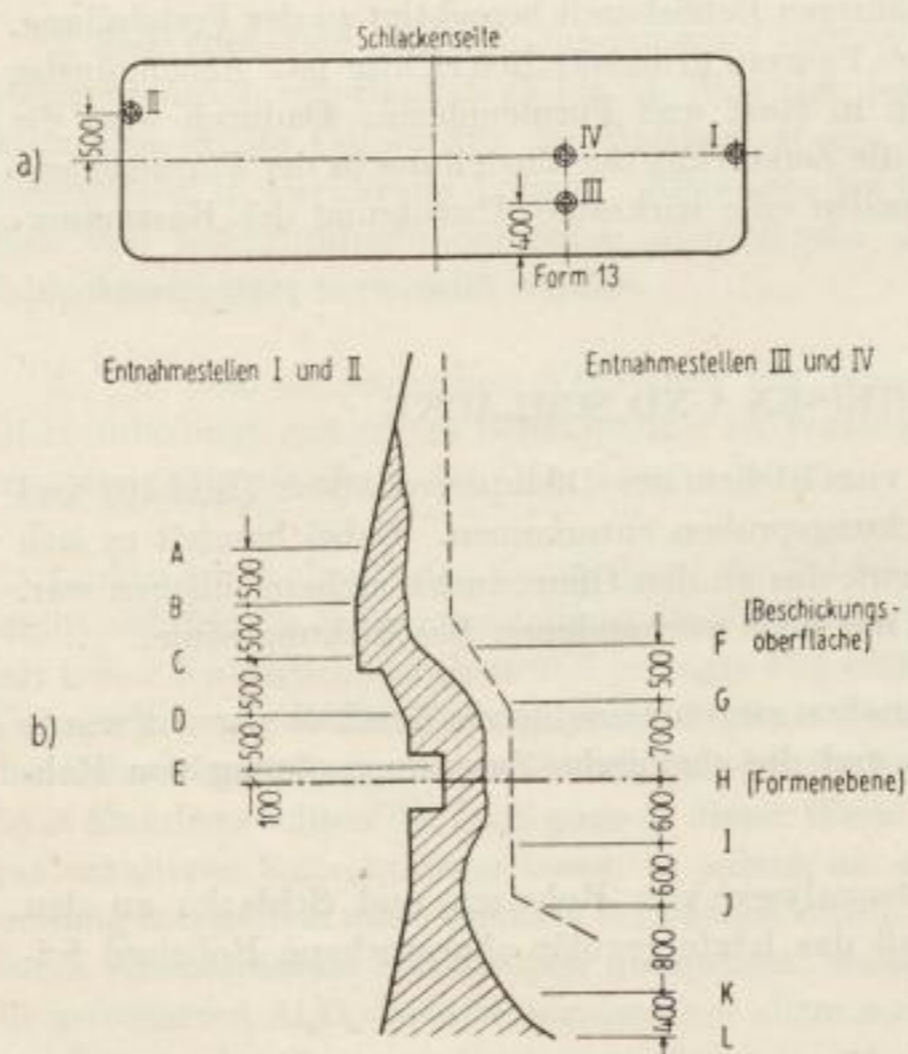
3,32% C; 3,70% Si; 0,87% Mn; 0,58% P und 0,062% S.

Es überrascht, daß die Roheisengranalien bereits in Ebene A, also 2,1 m über der Formenebene, sämtliche Eisenbegleiter in teilweise hohen Gehalten aufweisen. Eine gesetzmäßige Ver-

Tabelle 2. Roheisen- und Schlackenzusammensetzung an den Entnahmestellen I und II

Prob.-Nr.	Entnahme	C %	Si %	Mn %	P %	S %
44 a	A I	2,61	8,09	0,96	0,66	0,067
45 a	A II	2,83	7,03	0,97	0,50	0,043
46 a	B I	1,55	12,53	0,42	0,53	0,048
47 a	B II	3,37	4,87	0,53	0,41	0,043
48 a	C I	1,93	11,61	0,90	0,67	0,062
49 a	C II	2,78	7,43	1,53	0,50	0,047
50 a	D I	3,13	5,22	0,89	0,62	0,063
51 a	D II	2,94	5,59	1,09	0,68	0,029
52 a	E II	2,21	10,80	1,15	0,61	0,032

Prob. Nr.	SiO ₂ %	Al ₂ O ₃ %	CaO %	MgO %	Mn %	S %	Fe %
44 b	42,20	10,65	36,20	4,92	0,70	1,59	0,56
45 b	35,68	22,26	26,65	6,61	0,53	1,21	0,70
46 b	42,52	13,26	36,75	1,33	0,31	0,82	1,61
47 b	38,87	13,75	32,70	6,16	0,74	1,11	0,70
48 b	37,24	13,48	42,68	3,18	0,40	1,75	1,20
49 b	42,62	11,03	36,10	3,42	0,97	1,48	0,78
50 b	41,19	11,05	35,40	3,26	0,67	1,25	1,81
51 b	39,12	11,29	42,35	0,97	0,45	1,12	1,62
52 b	40,10	11,75	40,35	2,09	0,40	1,02	2,10

Bild 10. Ort der Probenahme über
a) dem Ofenquerschnitt
b) der Ofenhöhe

änderung der Roheisenzusammensetzung in den verschiedenen Entnahmeebenen läßt sich nicht feststellen. Der Phosphorgehalt liegt in fast allen Proben in Höhe des Abstichgehaltes. Der Gehalt an Mangan liegt im Durchschnitt sogar etwas darüber. Demgegenüber ist der Kohlenstoffgehalt des Abstichs in der Regel noch nicht erreicht. Das ist bei den vorliegenden hohen Siliziumgehalten auch nicht zu erwarten. Deutlich entsprechen hohe Silizium- jeweils niedrigen Kohlenstoffgehalten und umgekehrt. Wie durch Rückstandsisolierung bestätigt wurde, handelt es sich bei den ermittelten Siliziumgehalten tatsächlich um metallisches Silizium.

Die Schwefelgehalte liegen auch in Formennähe verhältnismäßig niedrig. Dieses Ergebnis läßt sich nur auf die besonderen Bedingungen beim Niederblasen zurückführen. Während nämlich eine Verbrennung des Kokes und damit ein Freiwerden von Koksschwefel nach dem Stillsetzen des Ofens im wesentlichen nicht mehr stattfand, dürften die übrigen

metallurgischen Reaktionen noch eine Zeitlang weiter verlaufen sein. Dadurch war im Gegensatz zu normalen Betriebsbedingungen die Voraussetzung für eine gute Entschwefelung des Roheisens gegeben. Die zugehörigen Schlacken sind schon weitgehend ausreduziert. Ihre Mangan- und Eisengehalte unterscheiden sich kaum von denen normaler Laufsclacken. Auch der Gehalt an Schwefel liegt in der gleichen Größenordnung. Die Basizität CaO/SiO_2 schwankt zwischen 0,84 und 1,14. Die Gehalte an MgO und Al_2O_3 liegen im Durchschnitt etwas höher als der Zusammensetzung der Endschlacke entspricht.

In Bild 11 ist die Zusammensetzung der Roheisengranalien im Ofengestell dargestellt (Entnahmestellen III und IV). In der Formenebene übersteigen die Si-Gehalte der Granalien den Gehalt des Absticheisens erheblich. Die Mangangehalte liegen höher als bei den Probereihen I und II, sie betragen rund das Doppelte normaler Endgehalte. Der Kohlenstoff ist erst teilweise, der Phosphor dagegen schon vollständig in das Roheisen übergegangen. Für die Schwefelgehalte gilt die bereits getroffene Einschränkung.

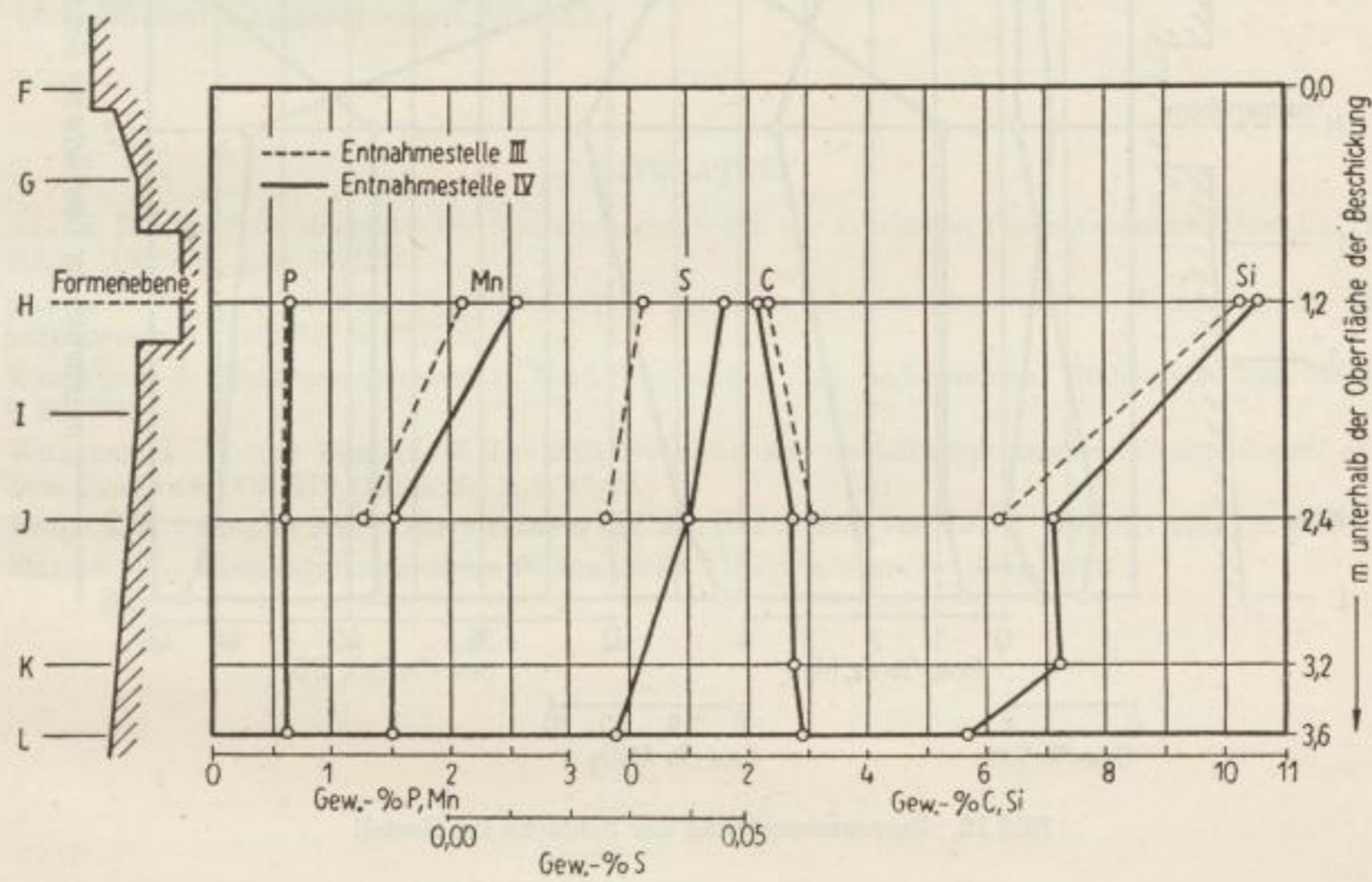


Bild 11. Zusammensetzung der Roheisengranalien im Gestell

Im Gegensatz zu den Proben der Entnahmestellen I und II steigt der Kohlenstoffgehalt bei gleichbleibendem Gehalt an Phosphor zu tiefer gelegenen Schichten hin bis auf rund 3% an. Demgegenüber sinken die Gehalte an Silizium, Mangan und Schwefel merklich ab. Das Roheisen erhält demnach seine endgültige Zusammensetzung erst im Gestell.

In Bild 12 wird die Schlackenzusammensetzung an Entnahmestelle IV gezeigt. 70 cm über der Formenebene fand sich eine weitgehend ausreduzierte Schlacke mit einem Basengrad von 0,72. Der starke Anstieg des Kalkgehaltes in den Proben der Formenebene weist darauf hin, daß der Kalk vornehmlich in den heißen Ofenzonen über den Formen in der Schlacke gelöst wird. Bereits in Höhe der Formen entsprach die Schlacke in ihrer Zusammensetzung annähernd der

einer normalen Laufschlacke. Durch die Aufnahme der Koksasche im Gestell wird demnach die Schlackenzusammensetzung nur noch unbedeutend verändert.

Inwieweit lassen sich nun aus den gewonnenen Ergebnissen Rückschlüsse auf die Vorgänge bei der Bildung von Roheisen und Schlacke ziehen? Ofen III ging gegen Ende des Niederblasens außerordentlich heiß, wobei die Verhältnisse in der niedergeblasenen Beschickungssäule von normalen Betriebsbedingungen abwichen. Die zu treffenden Aussagen können dementsprechend nur grundsätzlicher Natur sein, sie stimmen aber recht gut mit den von W. KRAÁSS [6] an einem normal betriebenen Niederschachtofen erhaltenen Ergebnissen überein. Zunächst kann als gesichert gelten,

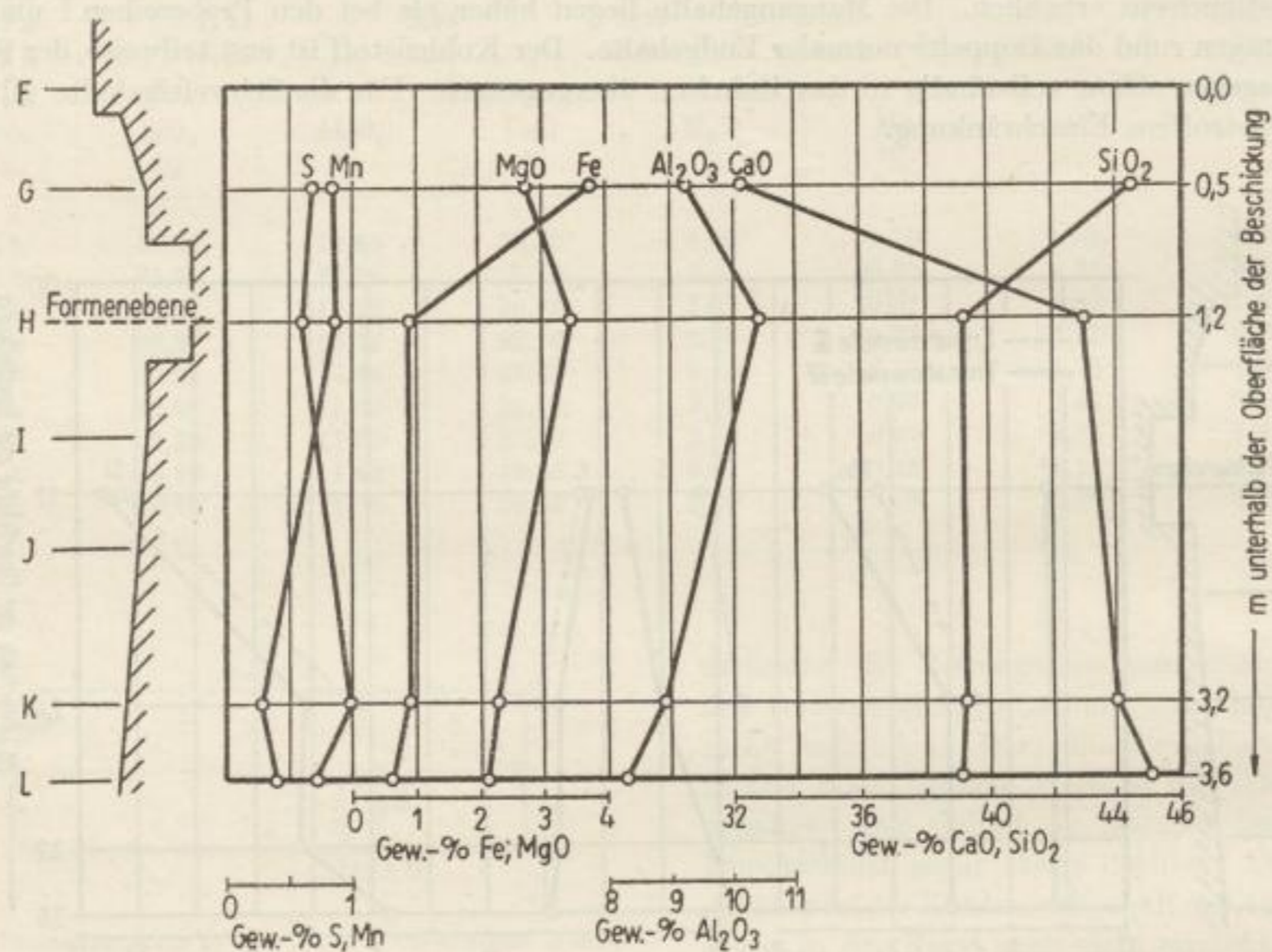


Bild 12. Zusammensetzung der Schlacke im Gestell

daß der Siliziumgehalt des Roheisens bereits oberhalb der Formenebene den Abstichgehalt erreicht bzw. sogar übersteigt, wenn man annimmt, daß das Eisen der Ebene L in seiner Zusammensetzung etwa dem gegen Ende des Niederblasens erschmolzenen Roheisen entspricht. Die Reduktion des Mangans dürfte im oberen Gestell, bei heißem Ofengang aber auch schon beträchtlich oberhalb der Formenebene erfolgen. Die vollständige Kohlung des Eisens wird demgegenüber erst im Gestell erreicht. Die in den Proben ermittelten Phosphorgehalte erlauben den Schluß, daß der Phosphor als erster der Eisenbegleiter schon in höher liegenden Schichten der Beschickungssäule weitgehend reduziert und in das Eisen überführt wird. Eindeutige Aussagen über das Verhalten des Schwefels lassen sich aus den gewonnenen Ergebnissen nicht ableiten.

Bei heißem Ofengang löst sich ein großer Teil des Kalkes bereits oberhalb der Formenebene in der Schlacke. Die dabei entstehende Schlacke unterscheidet sich kaum noch von normaler Laufschlacke. Eisenreiche Primärschlacke wurde nicht gefunden. Diese Tatsache berechtigt aber

keinesfalls zu dem Schluß, daß eine solche eisenreiche Schlacke auch unter normalen Betriebsbedingungen nicht entsteht.

ZUSAMMENFASSUNG

Die vorliegende Arbeit berichtet über Untersuchungen an zwei stillgesetzten Niederschachtöfen des VEB Niederschachtöfenwerk Calbe. Ausgehend vom Verlauf der Ofenreisen und den konstruktiven Ausbaubefunden wurden Hinweise für die Neuzustellung der Öfen gegeben. Eine Auswertung der aus verschiedenen Ebenen des Ofens III entnommenen Beschickungsproben führte zu einigen grundsätzlichen Aussagen über die Reduktion der Eisenbegleiter und die Bildung des Roheisens im Niederschachtöfen. Das Anfangsstadium der Schlackenbildung wurde bei den durchgeführten Untersuchungen offenbar nicht erfaßt; es ergaben sich lediglich Hinweise auf die Schlacken-zusammensetzung in tiefer gelegenen Zonen der Beschickungssäule.

Dem VEB Niederschachtöfenwerk Calbe sei an dieser Stelle für die großzügige Unterstützung der betrieblichen Untersuchungen gedankt.

LITERATUR

- [1] BAAKE, R.: Bauliche Merkmale der Niederschachtöfen in der Deutschen Demokratischen Republik. Neue Hütte (1956) H. 4, S. 202/215.
- [2] TAMMANN, G., und BANDEL, G.: Wärmehalte der Eisenkohlenstofflegierungen. Archiv für das Eisenhüttenwesen 7 (1933/34) S. 571/78.
- [3] WEILANDT, B.: Temperaturverlauf in Hochofengestellen und -bodensteinen. Stahl und Eisen 73 (1953) S. 696/704.
- [4] WILLIAMS, E. J., und BURTON, E. J.: Modellversuche zur Gestelltemperaturermittlung. Journ. of the Iron Steel Inst. Vol. 179 (1955) Nr. 1, S. 17/22.
- [5] ENDELL, K.: Einfluß hoher Temperaturen auf die Haltbarkeit von Beton. Zement 1928, S. 823.
- [6] KRAASS, W.: Eisenhüttenmännische Diplomarbeit. Bergakademie Freiberg, 1957.

Das saure Schmelzen von Gießereirohisen im Niederschachtofen

Von KARL-FRIEDRICH LÜDEMANN, Freiberg, und WERNER SCHILLING, Calbe,
unter Mitwirkung von WINFRIED WENZEL, GEORG VON STRUVE, ROLF EBERT und DIETER REIMANN

(Gemeinschaftsarbeit des Eisenhütten-Institutes der Bergakademie Freiberg und der Forschungsstelle des VEB Niederschachtofenwerk Calbe)

Die Eigenart der Rohstofflage in der Deutschen Demokratischen Republik stellt die Aufgabe, in größerem Umfange eisenarme, zum Teil sehr saure Erze mit Brennstoffen, die für den Einsatz in den Hochofen nicht geeignet sind, zu verhütten. Zur betriebsmäßigen Lösung dieser Aufgabe wurde das Niederschachtofenwerk Calbe (Saale) errichtet, das ausschließlich auf der Grundlage einheimischer Rohstoffe arbeitet und heute einen beachtlichen Anteil am Roheisenaufkommen der DDR hat. Durch ständige Verbesserung der Ofenführung und durch bauliche Vervollkommnung der Öfen und Nebenanlagen stieg die durchschnittliche Tagesleistung je Ofen von rund 60 t im Jahre 1954 auf nahezu 100 t im Jahre 1958. Gleichzeitig sanken die Erzeugungskosten je Tonne des erzeugten Gießereirohseisens um etwa ein Drittel. Damit war zunächst die wirtschaftlich tragbare obere Grenze der Leistungsfähigkeit der Öfen erreicht. Eine weitere Steigerung der Roheisenerzeugung bei gleichzeitiger günstiger Entwicklung der Selbstkosten setzte einschneidende Veränderungen in der Betriebsweise der Niederschachtofen voraus.

Der Gedanke, *im Hochofen* Gießereirohisen unter Schlacken mit einer Basizität von weniger als 1 zu erschmelzen, ist nicht neu. Bereits 1936 empfahlen M. PASCHKE und H. PEETZ die Anwendung dieses unter dem Begriff „saures Schmelzen“ bekannt gewordenen Verhüttungsverfahrens [1]. In den folgenden Jahren wurden in verschiedenen deutschen Hochofenwerken und in Corby (England) Großversuche durchgeführt, um die technologischen, metallurgischen und wirtschaftlichen Besonderheiten des sauren Schmelzens hauptsächlich von Thomasrohisen kennenzulernen [2] bis [5]. Der Hauptgrund für die Entwicklung des neuen Verfahrens war die sich seinerzeit ständig verschlechternde Lage auf dem Eisenerzmarkt. Man sah sich gezwungen, die in reichlichen Mengen vorhandenen eisenarmen Erze in größeren Anteilen der Verhüttung zuzuführen. Infolge des geringen Eisengehaltes und des vorwiegend sauren Charakters dieser Erze hätte die übliche basische Schlackenführung bei sinkender Erzeugungshöhe die Schlackenmenge und damit den Koksverbrauch auf hohe, unwirtschaftliche Beträge ansteigen lassen. Eine vorherige Anreicherung mit anschließender Stückigmachung kam vornehmlich wegen der damit verbundenen Kostensteigerung nicht in Betracht.

Ähnliche metallurgische Bedingungen bestehen heute im Niederschachtofenwerk Calbe. Es lag daher nahe, das bisher nur vom Hochofen bekannte saure Schmelzen aufzugreifen, um auf diese Weise einen neuen Weg zur Verbesserung der Leistungsfähigkeit des Niederschachtofenverfahrens und seiner Wirtschaftlichkeit zu erschließen.

Bereits 1953 wurden im Versuchsschachtofen „Kleiner Max“ des von Prof. Dr.-Ing. habil. K. SÄUBERLICH geleiteten Forschungsinstitutes für Roheisenerzeugung, Unterwellenborn, kleintechnische Versuche zur sauren Verhüttung von Badelebener und Schmiedfelder Erz durchgeführt. So eindeutig die Ergebnisse jener Versuche auch gewesen sind, so blieb ihre Aussagekraft im Hinblick auf den großtechnischen Betrieb recht beschränkt, da der „Kleine Max“ unter stark ver-

änderten technologischen Bedingungen betrieben werden mußte. Aus diesem Grunde führte das Eisenhütten-Institut in enger Zusammenarbeit mit Betriebsleitung und Forschungsstelle des Niederschachtofenwerkes Calbe im Juli 1958 und von August bis September 1959 je einen Großversuch im Betrieb selbst durch. Diese Versuche sollten Aufschluß darüber geben, wie sich die Betriebsverhältnisse, die Roheisengüte und der Verbrauch an Einsatzstoffen ändern, wenn durch Verringerung des Kalksteinzuschlages die Schlackenbasizität CaO/SiO_2 von üblicherweise 1,10 bis 1,15 auf 0,70 gesenkt wird. Bereits die Ergebnisse der ersten Versuchsreise im Juli 1958 waren so aufschlußreich, daß im Frühjahr 1959 vier von acht Niederschachtofen über längere Zeit mit einer Basizität von rund 0,9 betrieben wurden.

ERSTE VERSUCHSREISE VOM 5. BIS 9. JULI 1958

Über die Rohstoffgrundlage des Niederschachtofenwerkes Calbe ist schon öfters eingehend berichtet worden [6], [7]. Haupteisenträger sind die Erze der Reviere Badeleben, Büchenberg und Braunesumpf mit durchschnittlichen Eisengehalten von 18 bis 25%. Zusätzlich werden in kleineren Mengen Schmalkaldener Erz, Braunkohlenschlacke, Siemens-Martin-Schlacke und die bei der elektrometallurgischen Erzeugung von Ferromangan anfallende Schlacke eingesetzt. Als metallurgischer Brennstoff dienen Gaskoks und Braunkohlenhochtemperaturkoks (BHT-Koks). Bild 1 zeigt die Lage der einzelnen Einsatzstoffe entsprechend ihrer Gangartzusammensetzung im Dreistoffschaubild Kalk-Kieselsäure-Tonerde, wobei die bei allen Rohstoffen verhältnismäßig niedrigen Magnesiumoxydhalte vernachlässigt sind. Auf den stark sauren Charakter des Badelebener Erzes sei auch hier besonders hingewiesen. In das gleiche Schaubild ist die Lage der beim üblichen basischen und beim sauren Niederschachtofenverfahren anfallenden Schlacken eingetragen. Danach steigt mit abnehmender Basizität der Tonerdegehalt der Schlacke geringfügig an. Ihr Magnesiumoxydgehalt von durchschnittlich 2,5% verändert sich kaum.

Für die ersten Versuche stand vom 1. bis 9. Juli 1958 der Ofen IX zur Verfügung. Bild 2 veranschaulicht zunächst die geplante und die im Verlauf der Versuchsreise tatsächlich eingetretene Veränderung der Schlackenzusammensetzung. Ausgehend von der Schlackenziffer 1,19, die dem Tagesdurchschnitt vom 30. Juni entsprach, sollte die Basizität durch schrittweise Verringerung des Kalksteinsatzes täglich um 0,1 gesenkt werden. Trotz starker Analysenschwankungen der Einsatzstoffe wurde der geplante Verlauf in befriedigendem Maße eingehalten. Die Abweichungen am 3. und 8. Juni hatten ihre Ursache in einer Veränderung des Anteiles an BHT-Koks, ferner in einer grundsätzlichen, durch die Begichtungsautomatik bedingten Mölleränderung. Die Versuche mußten aus anfangs nicht vorhergesehenen Gründen am 9. Juli abgebrochen werden, so daß nur fünf Tage für das eigentliche saure Schmelzen zur Auswertung gelangten. Bei Berücksichtigung der geringen Durchsatzzeit des Möllers von nur 2,7 bis 3 h dürfte diese Zeitdauer jedoch einer 12- bis 14tägigen Versuchsreise am Hochofen gleichzusetzen sein.

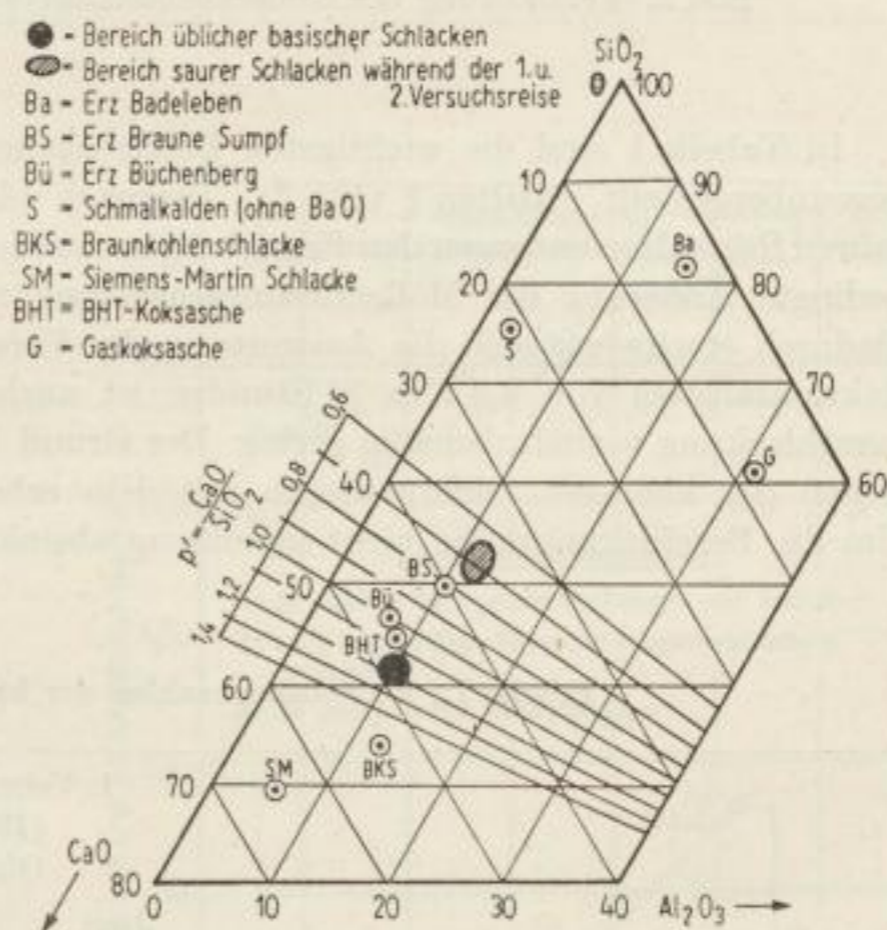


Bild 1. Schlacken und Gangart der Einsatzstoffe im System $\text{CaO}-\text{SiO}_2-\text{Al}_2\text{O}_3$

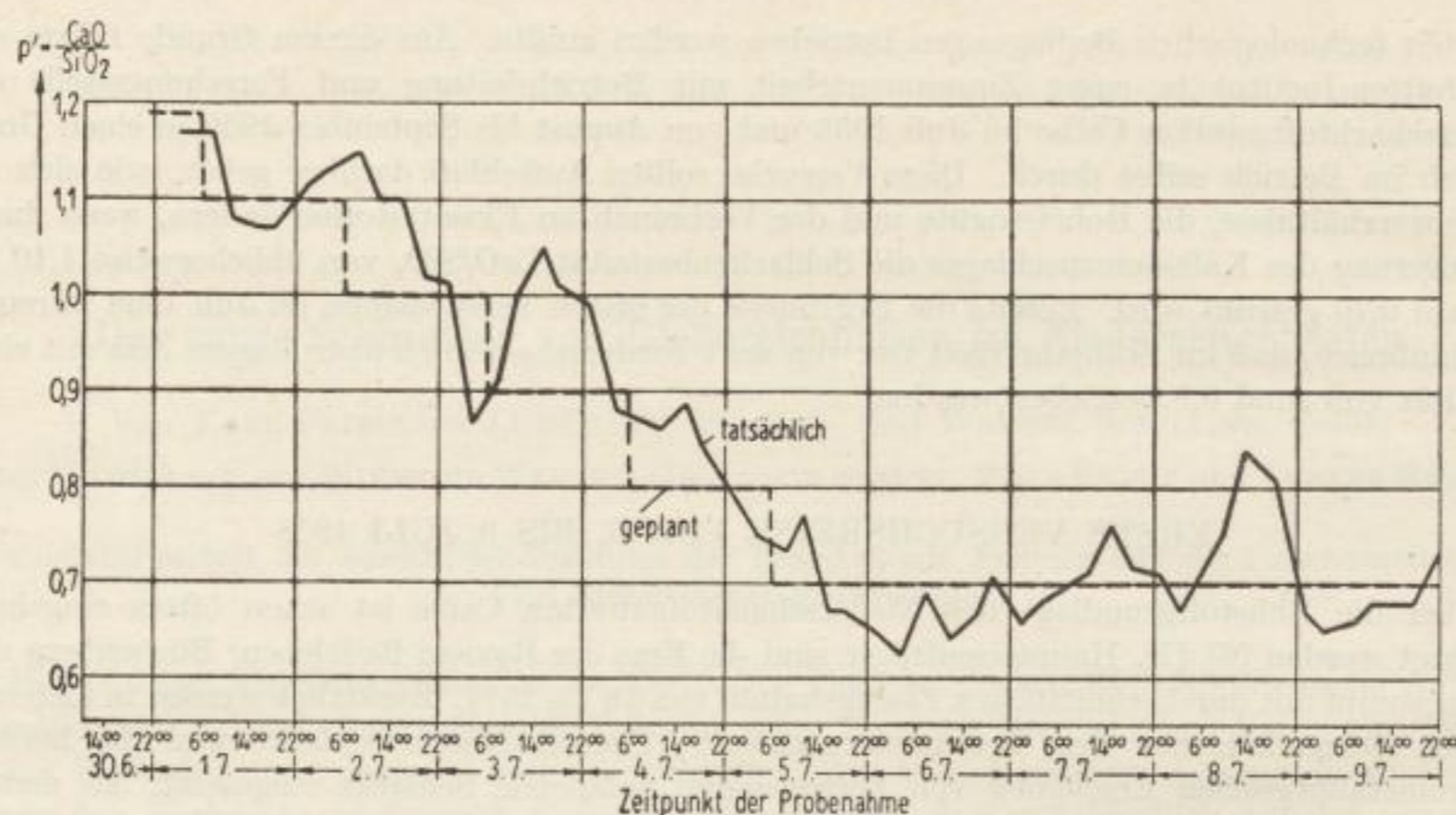


Bild 2. Veränderung der Schlackenbasizität während der ersten Versuchsreihe (Ofen IX)

In Tabelle 1 sind die wichtigsten Betriebskennzahlen der basischen und sauren Ofenführung gegenübergestellt (Spalten 1 und 2). Hiernach blieb das Möllerausbringen beim Übergang zum sauren Schmelzen entgegen den Erwartungen annähernd unverändert, weil gleichzeitig eine betriebsbedingte Änderung der Möllerezusammensetzung notwendig wurde (Tabelle 2, Spalten 1 und 2). Dadurch erschwerte sich die Auswertung der Versuchsergebnisse nicht unbeträchtlich. Der Produktionsanstieg von 4,3 t in 24 Stunden ist auch unter Berücksichtigung der stärkeren Eisenverschlackung verhältnismäßig gering. Der Grund hierfür ist darin zu suchen, daß die Begichtung wegen der kleineren Gichtgewichte mit dem erhöhten Durchsatz nicht Schritt halten konnte. Um die Beschickungshöhe nicht unzulässig absinken zu lassen, mußte daher die Windmenge ge-

Tabelle 1. Betriebskennzahlen der basischen und sauren Schmelzweise

	1. Versuchsreihe (1958) Ofen IX		2. Versuchsreihe (1959) Ofen III		
	Juni	5.—9. Juli	25. 7—18. 8.	22. 8.—11. 9.	
	1	2	3	4	
$p' = \frac{\text{CaO}}{\text{SiO}_2}$	1,12	0,69	0,96	0,74	
Möllerausbringen	%	23,3	23,5	23,8	27,0
Produktion	t/24 h	102,8	107,1	97,1	119,5
Rohkoksverbrauch	kg/t RE	1890	1627	2206	1788
Kohlenstoffverbrauch	kg/t RE	1459	1286	1737	1422
Koksdurchsatz	t/24 h	194,3	174,2	215,0	213,0
Gestellbelastung	kg/m ² h	750	674	7,17	7,10
BHT-Koks-Anteil	%	54,3	77,7	56,9	61
Windmenge	Nm ³ /h	26—27 000	24—26 000	—	—
durchschnittl. Windtemper.	°C	825	825	790	810

Tabelle 2. Möllerkennzahlen der basischen und sauren Schmelzweise

	1. Versuchsreihe (1958) Ofen IX		2. Versuchsreihe (1959) Ofen III		
	Juni	5.—9. Juli	25. 7.—18. 8.	22. 8.—11. 9.	
	1	2	3	4	
$p' = \frac{\text{CaO}}{\text{SiO}_2}$	1,12	0,69	0,96	0,74	
Badelebener Erz	kg/t RE	950	1216	1061	1007
Büchenberger Erz	kg/t RE	1038	1365	1099	1048
Braunesumpf Erz	kg/t RE	807	1070	745	773
Schmalkaldener Erz	kg/t RE	—	—	131	68
Braunkohlenschlacke	kg/t RE	43	—	175	5
Kalkstein	kg/t RE	916	87	498	201
Siemens-Martin-Schlacke	kg/t RE	114	—	145	158
Ferromangan-Schlacke	kg/t RE	28	198	19	112
Schrott	kg/t RE	319	314	295	312
Rinneisen und Walzsinter	kg/t RE	78	—	34	31

drosselt werden; dementsprechend gingen Koks-durchsatz und Gestellbelastung zurück. Bei vollem Ausfahren des Ofens wäre mit einem höheren Anstieg der Erzeugung zu rechnen gewesen. Erwähnenswert ist die Zunahme des BHT-Koksanteiles von 54,3 auf 77,7%.

In Bild 3 sind der spezifische Kalksteinverbrauch und die anfallende Schlackenmenge in Abhängigkeit von der Basizität dargestellt. Wie unten ersichtlich, sinkt bei den betrachteten Einsatzverhältnissen der Kalksteinverbrauch von durchschnittlich 914 kg/t RE bei der üblichen basischen Schlackenführung auf 85 kg/t RE bei einer Basizität von 0,69; es ergab sich somit eine Kalksteinsparung von 829 kg/t RE. Die Versuchsergebnisse bestätigen die vorausgegangenen Berechnungen, nach denen bei der gegenwärtigen Erzversorgungslage eine Basizität um 0,65 als untere Grenze für die saure Schmelzweise im Niederschachtofen anzusehen ist.

Nach Bild 3 (oben) hätte bei alleiniger Verminderung des Kalkstein- und Koksatzes das Möllerausbringen normalerweise auf 28,8% ansteigen und die Schlackenmenge von rund 2000 kg/t RE bei basischer auf 1485 kg/t RE bei saurer Schmelzführung zurückgehen müssen (Fall I). Hierfür wurden die Schlackenmengen

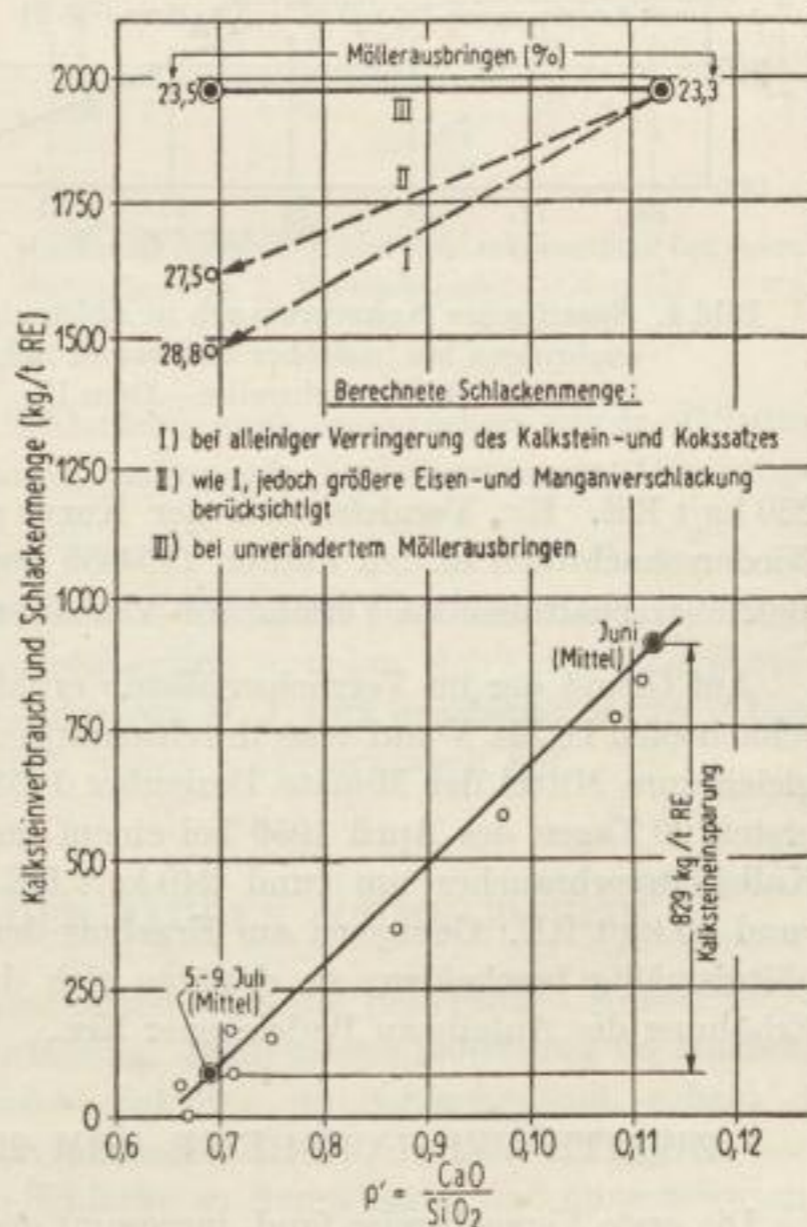


Bild 3. Kalksteinverbrauch und Schlackenmenge bei saurer und basischer Schmelzweise 1. Versuchsreihe—Ofen IX

über eine Kieselsäurebilanz unter Berücksichtigung der Verstaubung berechnet. Bezieht man die stärker werdende Eisen- und Manganverschlackung in die Rechnung mit ein, so wäre immerhin noch eine um 375 kg/t RE geringere Schlackenmenge zu erwarten gewesen (Fall II). Tatsächlich blieb jedoch die Schlackenmenge wegen des nahezu unveränderten Möllerausbringens annähernd gleich (Fall III).

Legt man der Berechnung des Koksverbrauches den Fall II zugrunde, setzt man also unter Berücksichtigung der Eisen- und Manganverschlackung ein Ansteigen des Möllerausbringens auf 27,5% voraus, so ergibt eine einfache Wärmebilanz für das saure Schmelzen eine Kokseinsparung von rund 440 kg/t RE. Demgegenüber wurde infolge des annähernd gleichbleibenden Ausbringens eine tatsächliche Einsparung von nur 263 kg/t RE erzielt.

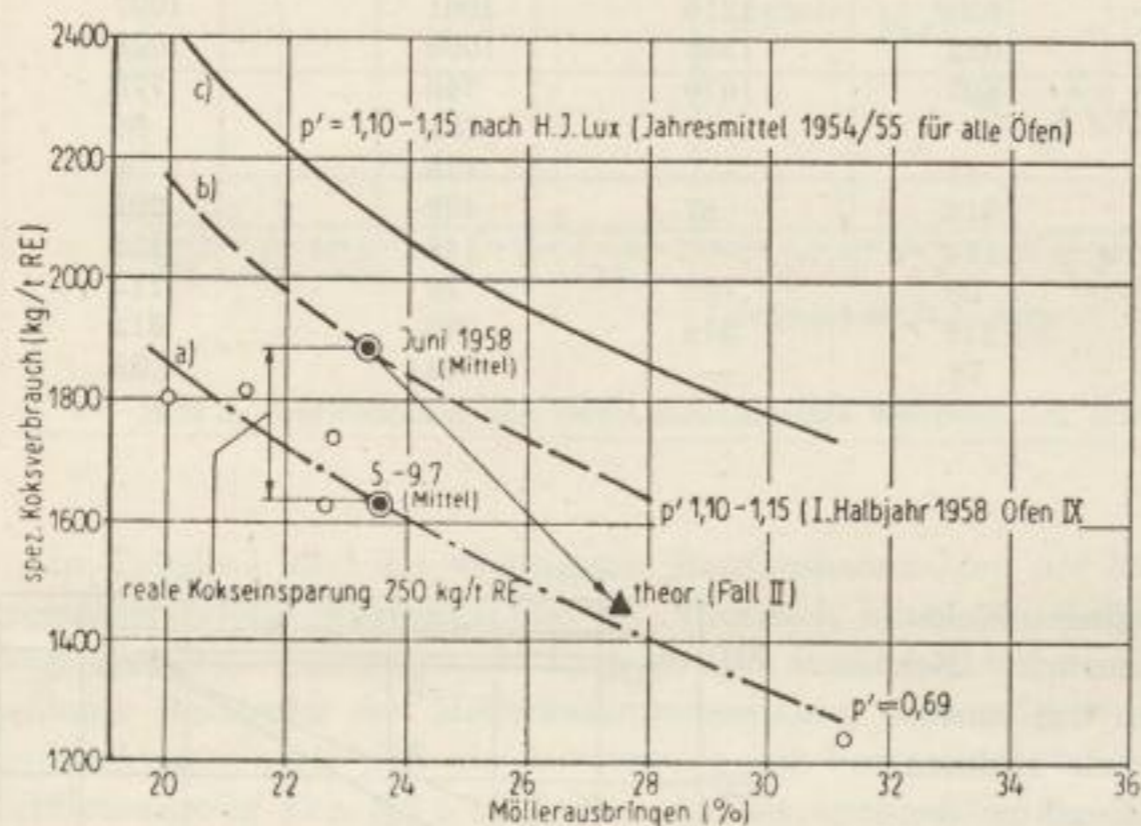


Bild 4. Spezifischer Koksverbrauch in Abhängigkeit vom Möllerausbringen bei basischer und saurer Schmelzweise
1. Versuchsreihe—Ofen IX

250 kg/t RE. Ein Vergleich mit der Kurve c, die nach H. J. Lux [6] den Koksverbrauch aller Niederschachtöfen in den Jahren 1954/55 angibt, kennzeichnet die allgemeine Verbesserung der Betriebsverhältnisse im Verlauf von vier Jahren.

Auf Grund der im Versuchsmaßstab erhaltenen Ergebnisse wurden im April 1959 die Niederschachtöfen II bis V auf eine durchschnittliche Schlackenbasizität von 0,9 umgestellt. Im Vergleich zum Mittel der Monate Dezember 1958 bis Februar 1959 brachte diese Maßnahme in den ersten 20 Tagen des April 1959 bei einem um 0,9% höheren Möllerausbringen eine Senkung des Kalksteinverbrauches um rund 240 kg/t RE und eine Verringerung des Koksverbrauches um rund 80 kg/t RE. Gemessen am Ergebnis der ersten Versuchsreise sind diese Einsparungen verhältnismäßig bescheiden; sie erklären sich durch eine während der Betriebszeit vorgenommene Erhöhung des Anteils an Badelebener Erz.

ZWEITE VERSUCHSREISE VOM 22. AUGUST BIS 11. SEPTEMBER 1959

Die erste Versuchsreise fand, insgesamt gesehen, unter recht ungünstigen Betriebsbedingungen statt, und zwar vor allem im Hinblick auf den im Vergleich zum Vormonat geringeren Eiseninhalt des Versuchsmöllers. Es erwies sich daher als notwendig, eine zweite Versuchsreise unter möglichst gleichbleibenden Betriebsbedingungen und über einen längeren Zeitraum durchzuführen.

In Bild 4 ist der Koksverbrauch über dem Möllerausbringen aufgetragen. Trotz der verhältnismäßig geringen Zahl von Werten ergibt Kurve a für die Versuchsreihe vom 5. bis 9. Juli eine deutliche Abhängigkeit, der sich der für den Fall II berechnete Wert gut anpaßt. Kurve b kennzeichnet den Koksverbrauch des gleichen Ofens bei üblicher basischer Schlackenführung ($p' = 1,10$ bis $1,15$). An Hand beider Kurven läßt sich die beim Übergang zur sauren Schmelzweise zu erwartende Senkung des Koksverbrauches abschätzen. Sie beträgt für ein gleichbleibendes Möllerausbringen von 23,3% in befriedigender Übereinstimmung mit dem tatsächlich gefundenen Wert, rund

Zu diesem Zwecke wurde der Niederschachtofen III vom 22. August bis 11. September 1959 mit einer Schlackenziffer $p' = 0,74$ betrieben. Die wichtigsten Betriebskennzahlen finden sich in Tabelle 1 (Spalten 3 und 4). Gegenüber der zum Vergleich herangezogenen Schmelzperiode vor Versuchsbeginn erhöhte sich das Möllerausbringen von 23,8 auf 27%. Die erzielte Mehrerzeugung entsprach mit 22,4 t in 24 Stunden einer Leistungssteigerung von 24%. Dies Ergebnis erscheint besonders beachtenswert, weil Ofen III in der Vergleichsperiode bereits mit einer verhältnismäßig niedrigen Basizität von 0,96 geführt worden war. Koksdurchsatz und Gestellbelastung blieben bei geringfügig erhöhten Windtemperaturen annähernd gleich.

Bild 5 zeigt die Veränderung des Kalksteinverbrauches und der Schlackenmenge. Gegenüber der Vergleichsperiode betrug die Kalksteineinsparung bei einer um 275 kg/t RE verringerten Schlackenmenge nur 297 kg/t RE (Fall I), da aus betrieblichen Gründen neben geringfügigen Veränderungen der Erzsätze die stark basische Braunkohlenschlacke aus dem Möller herausgenommen werden mußte (Tabelle 2, Spalten 3 und 4). Bei alleiniger Änderung des Kalksteineinsatzes wäre demgegenüber eine Einsparung von rund 360 kg/t RE zu erwarten gewesen (Fall II). Unter der gleichen Voraussetzung errechnet sich im Vergleich zur üblichen basischen Schmelzweise ($p' = 1,15$) ein Minderverbrauch an Kalkstein von rund 680 kg/t RE.

Die tatsächlich erreichte Koksverbrauchssenkung lag mit 425 kg/t RE um rund 220 kg/t höher, als rechnerisch dem geringeren Kalksteineinsatz und der verminderten Schlackenmenge entsprechen würde. Offenbar führte der Übergang zur sauren Schlackenführung eine grundlegende Verbesserung des Ofenganges herbei.

In Bild 6 sind die Werte des spezifischen Koksverbrauches wiederum über dem Möllerausbringen aufgetragen. Die Punkte der Versuchs- und der Vergleichsperiode verteilen sich um die fast parallel verlaufenden Kurven a und b. Wie ein Vergleich mit der von H. J. LUX gegebenen Kurve c zeigt, wies Ofen III vor Versuchsbeginn einen ungewöhnlich hohen Koksverbrauch auf.

BETRIEBLICHE AUSWIRKUNGEN DER SAUREN SCHMELZWEISE

Neben den Betriebsergebnissen sind für den Eisenhüttenmann die praktischen Auswirkungen des sauren Schmelzverfahrens auf den Ofengang von Belang. Beim sauren Schmelzen im Hochofen beobachteten M. PASCHKE und P. HAHNEL [4] Schwierigkeiten im Schlackenfluß, sobald die Basizität von 0,82 unterschritten wurde. Zusätze von Schlacken der Sodaentschwefelung als neuer Möllerstoff machten infolge ihres Alkaligehaltes die Schlacke so dünnflüssig, daß ohne Schwierigkeiten Basizitäten bis zu 0,22 eingehalten werden konnten. Bei den eigenen Versuchen im Niederschachtofen wurde bei Erreichen eines Kalk-Kieselsäureverhältnisses von 0,7 ebenfalls eine gewisse Zunahme der Schlackenzähigkeit festgestellt; doch bereitete das Ablassen der Schlacke bei

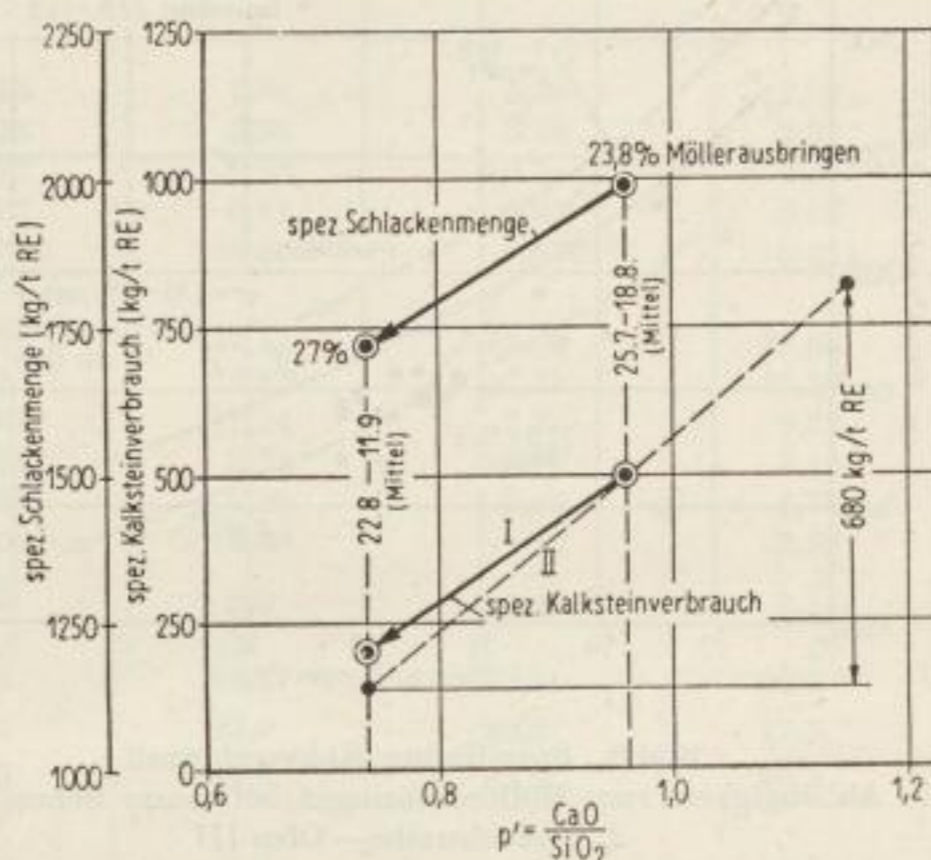


Bild 5. Kalksteinverbrauch und Schlackenmenge bei saurer Schmelzweise 2. Versuchsreihe — Ofen III

aufmerksamer Arbeit der Schmelzer auch ohne Zusatz von Sodaschlacke keine besonderen Schwierigkeiten. Es ist anzunehmen, daß sich der hohe Manganoxydgehalt der Schlacke — erkennbar an der hell- bis tiefblauen Schlackenfarbe — günstig auf deren Laufeigenschaften ausgewirkt hat. Eine weitere Verbesserung des Fließvermögens der Schlacke könnte durch Erhöhung des Magnesiumoxydgehaltes auf 5 bis 6% erreicht werden. Während der ersten Versuchsreihe waren die Schmelzer noch nicht genügend eingerichtet, so daß die Schlacke mitunter schon kurz hinter dem

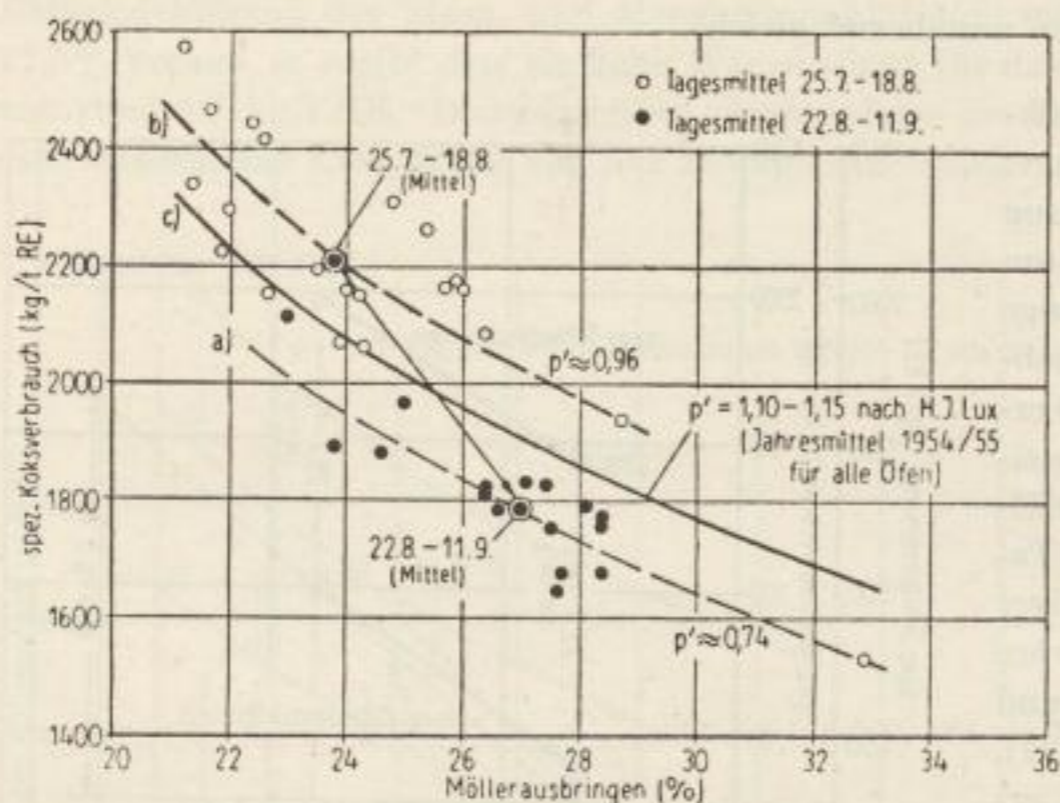


Bild 6. Spezifischer Koksverbrauch in Abhängigkeit vom Möllerausbringen bei saurer Schmelzweise 2. Versuchsreihe — Ofen III

Schlackenstisch über die Rinne zu laufen begann. Es bildeten sich an den Seitenwänden, ganz besonders aber an der Oberfläche, erstarrte Krusten, die immer wieder eingestoßen werden mußten, um einen reibungslosen Schlackenfluß zu gewährleisten. Bei der mit etwas höherer Basizität gefahrenen zweiten Versuchsreihe sowie im laufenden Betrieb ($p' = 0,9$) traten diese Schwierigkeiten nur noch in Ausnahmefällen auf. Störungen im Ofengang, wie Neigung zum Hängen oder ungleichmäßiges Arbeiten über den Querschnitt, machten sich nur dann bemerkbar, wenn der Ofen zuvor mit außergewöhnlich hohen stündlichen Gichtenzahlen gefahren worden war.

REDUKTIONSVERHÄLTNISSSE UND GÜTE DES SAUER ERBLASENEN GIESSEREIROHEISENS

Tabelle 3 gibt zunächst die mittlere Zusammensetzung von Roheisen und Schlacke an. Der höhere Siliziumgehalt des sauer erblasenen Gießereiroheisens erklärt sich zum Teil daraus, daß die Öfen während der Versuche möglichst betriebssicher, d. h. wärmer als unbedingt erforderlich, geführt wurden. Bei kälterer Arbeitsweise könnte man die Siliziumgehalte niedriger halten, ohne dafür einen gestörten Schlackenfluß in Kauf nehmen zu müssen. Der Praktiker muß sich bei der Beurteilung des Wärmezustandes im Gestell davor hüten, durch die beim sauren Schmelzen dunklere Schlackenfarbe die Gestelltemperatur zu niedrig einzuschätzen.

Grundsätzlich ist auch bei kälterer Ofenführung wegen des höheren Kieselsäureangebotes gegenüber der üblichen basischen Schmelzweise mit einer weitergehenden Siliziumreduktion zu rechnen. Dieser Vorgang wurde durch die zur Zeit der Versuchsdurchführung noch unvollkommene Möllervorbereitung in Calbe zweifellos begünstigt.

Trotz Erhöhung des Manganeinsatzes auf etwa das Doppelte sank der Mangangehalt des Gießereiroheisens infolge der bei saurer Schlackenführung verringerten Manganreduktion fühlbar ab. Das erreichte Manganausbringen lag mit 15,5 bzw. 17,3% infolge des großen Schlackenansfalls sehr niedrig. Trotzdem dürfte sich ein Mehrverbrauch an Manganträgern in jedem Falle lohnen, da in der Ferromanganschlacke ein billiger Einsatzstoff zur Verfügung steht.

Tabelle 3. Roheisenzusammensetzung und Reduktionsverhältnisse bei basischer und saurer Schmelzweise

	1. Versuchsreihe (1958)		2. Versuchsreihe (1959)	
	Ofen IX		Ofen III	
	Juni	5.—9. Juli	25.7.—18. 8.	22. 8.—11. 9.
	1	2	3	4
$p' = \frac{\text{CaO}}{\text{SiO}_2}$	1,12	0,69	0,96	0,74
Roheisenzusammensetzung				
C %	3,53	2,69	3,20	2,92
Si %	3,13	3,54	3,56	3,97
Mn %	0,81	0,68	0,71	0,69
P %	0,63	0,61	0,65	0,65
S %	0,083	0,200	0,179	0,211
Schlackenzusammensetzung				
CaO %	45,14	32,14	41,50	33,88
SiO ₂ %	40,35	46,85	42,22	45,57
Al ₂ O ₃ %	10,01	11,24	9,32	9,82
MgO %	2,54	2,34	2,79	3,19
MnO %	0,66	2,48	0,89	1,74
FeO %	1,00	3,48	1,70	2,52
Verteilungsverhältnis $\frac{[S]}{[S]}$...	8,3	2,9	4,4	3,1
Eisenausbringen %	92,2	89,2	92,9	90,5
Manganausbringen %	38,3	15,0	23,2	17,3
Manganeinsatz kg/t RE	22,9	47,3	32,0	40,9
Gichtgaszusammensetzung %				
CO ₂ %	5,4	5,8	4,1	4,3
CO %	36,4	35,2	36,6	36,3
H ₂ %	1,7	1,7	2,0	1,8
N ₂ %	56,3	57,1	57,2	57,3

Die stärkere Eisenverschlackung, gekennzeichnet durch das um rund 3% verminderte Eisenausbringen, führte zu einem höheren Verbrauch an Einsatzstoffen. Die Berechnung des Ausbringens erfolgte über eine Gesamtbilanz unter Abzug der Gichtstaubverluste.

Die wesentliche Veränderung der Roheisenzusammensetzung bei saurer Schmelzweise besteht in einer Verringerung des Kohlenstoff- und einer Erhöhung des Schwefelgehaltes. Um den Ursachen hierfür nachzugehen, wurden für die Bilder 7 und 8 neben den Abstichen der Versuchsreisen die in den ersten 20 Tagen des Monats April 1959 an allen anderen Öfen angefallenen Abstiche ausgewertet. Bei den eingetragenen Punkten handelt es sich jeweils um statistisch erfaßte Mittelwerte.

Bild 7 zeigt für einen Basizitätsbereich von 1,2 bis herab zu rund 0,6 eindeutige Beziehungen zwischen dem Schwefelgehalt des Roheisens, der Basizität und dem Siliziumgehalt des Eisens. Somit kann ausgesagt werden, daß die von W. OELSEN und Mitarbeitern [8] im Laboratorium gefundenen und von anderen Bearbeitern bei ihren Auswertungen von Aufschreibungen des Hochofenbetriebes bestätigten Beziehungen grundsätzlich auch für den Niederschachtofen gelten. Eine stärkere Siliziumreduktion bewirkt bei gleichbleibender Schlackenbasizität eine bessere Entschwefelung; mit sinkender Basizität nimmt die entschwefelnde Wirkung der Schlacke ab, sofern sich der Siliziumgehalt des Roheisens nicht ändert.

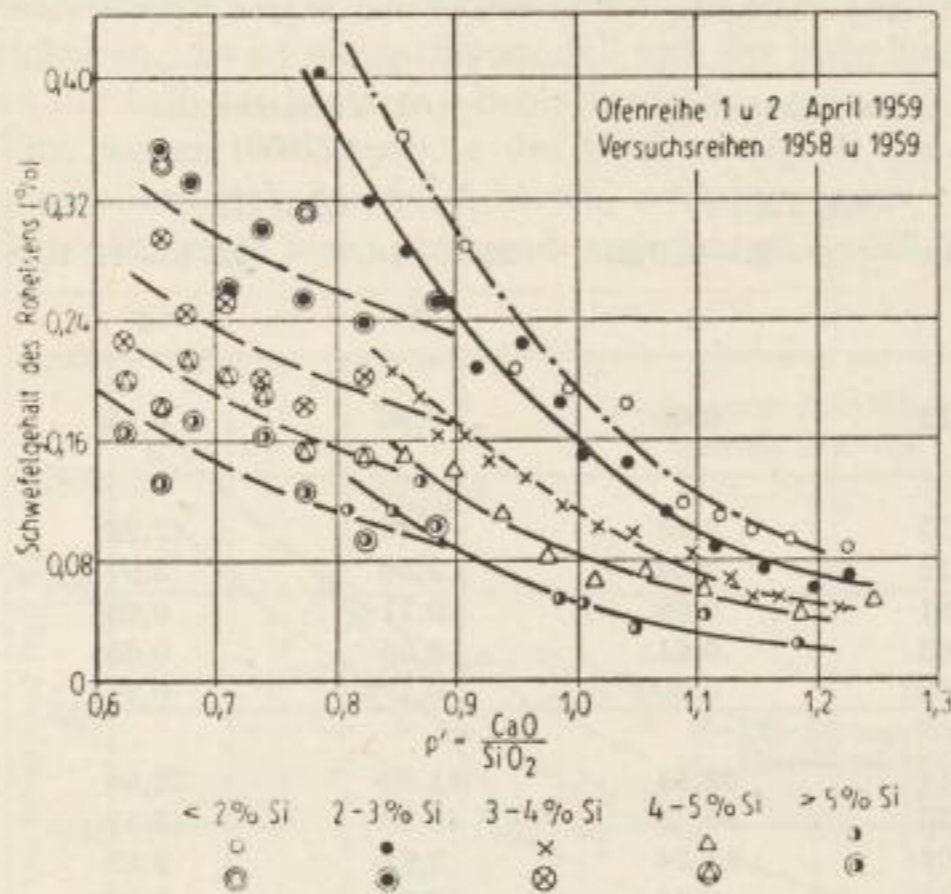


Bild 7. Zusammenhang zwischen der Schlackenbasizität und dem Schwefelgehalt des Roheisens bei verschiedenen Siliziumgehalten

(Die obere der unter dem Bild angegebenen Punktreihen bezieht sich auf den laufenden Betrieb im April 1959, während die untere Punktreihe die Versuchsreihen kennzeichnet.)

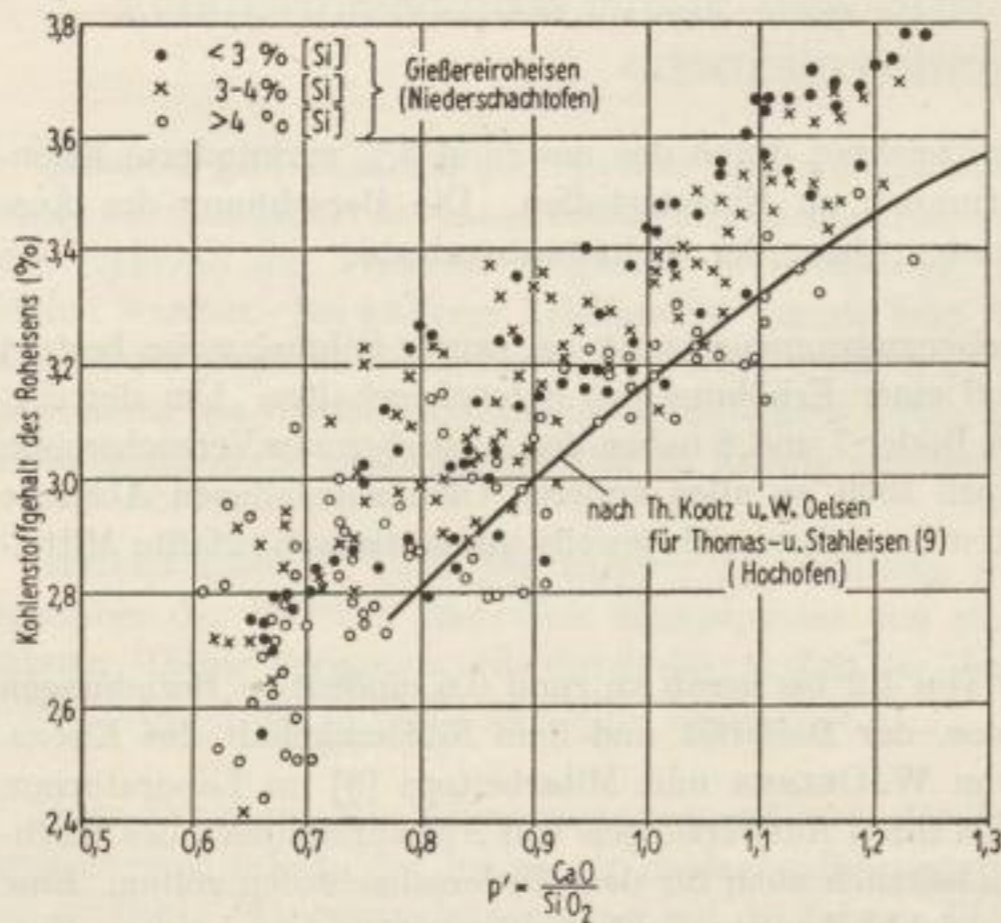


Bild 8. Zusammenhang zwischen der Schlackenbasizität und dem Kohlenstoffgehalt des Roheisens

Zu beachten ist, daß sich die Schwefelgehalte des Roheisens während der Versuchsreihen nicht an die Kurven des laufenden Betriebes anschließen, sondern offensichtlich eine günstigere Lage im Bild 7 einnehmen. Das könnte einmal durch den geringeren Schwefel-einsatz von rund 18 gegenüber 25 kg Schwefel/t RE, zum anderen durch den höheren Manganeinsatz erklärt werden. Eine Abstufung der Schwefelwerte nach den Siliziumgehalten ist hier ebenso deutlich zu erkennen wie im laufenden Betrieb. Während der durch die saure Schmelzweise bedingte hohe Schwefelgehalt des Roheisens infolge der nachgeschalteten Entschwefelung mit fester Soda auf die geforderten Werte gesenkt werden kann, ist der verhältnismäßig geringe Kohlenstoffgehalt dann nachteilig, wenn die Absatzmöglichkeiten für niedrig gekohltes Roheisen beschränkt sind.

Bild 8 zeigt eine klare Abhängigkeit des Kohlenstoffgehaltes im Roheisen von der Schlackenbasizität. Dabei liegen die eigenen Werte fast durchweg oberhalb der von Th. Kooitz und W. OELSEN [9] für Thomas- und Stahleisen angegebenen Kurve. Offensichtlich wird die Aufkohlung durch die höheren Gestelltemperaturen beim Erschmelzen von Gießereiroheisen günstig beeinflusst. Sieht man von diesem Unterschied ab, so stimmen die an Hoch- und Niederschachtöfen gewonnenen Ergebnisse erstaunlich gut überein. Eine Verminderung der Schlackenbasizität um 0,1 verursacht in jedem Falle einen Abfall des Kohlenstoffgehaltes um etwa 0,2%. Wir sind heute noch nicht in der Lage, eine befriedigende Erklärung für diese Tatsache zu geben. Wahrscheinlich wird die Aufkohlung des Roheisens im Gestell durch die zähere und vermutlich auch kältere saure Schlacke in zunehmendem Maße beeinträchtigt. Dabei weisen Roh-eisenabstiche mit höheren Siliziumgehalten in der Regel niedrigere Kohlenstoffgehalte auf, was sich durch eine Verschiebung der Sättigungsgrenze erklären ließe.

Von entscheidender wirtschaftlicher Bedeutung ist die Beantwortung der Frage, in welchem Umfang das unter saurer Schlacke erblasene Gießereiroheisen verkaufsfähig ist. Solange nur einer von insgesamt acht Niederschachtöfen sauer betrieben und das gesamte anfallende Eisen über den vorhandenen 300-t-Mischer geleitet wird — dieser Fall lag bei den durchgeführten Versuchsreisen vor —, braucht keine besondere Nachbehandlung des sauer erschmolzenen Roheisens zu erfolgen. Wie die Bilder 9 und 10 am Beispiel von zwei Versuchstagen zeigen, sichert die ausgleichende Wirkung des Mixers die Einhaltung der vorgeschriebenen Kohlenstoff- und Schwefelgehalte. Das gesamte Roheisen wurde in der üblichen Weise in der Abstichrinne und hinter dem Mischer mit fester Soda entschwefelt, wobei der Sodaverbrauch in der Rinne beim sauer erblasenen Roheisen durchschnittlich nur um 2 kg/t RE höher lag als beim basisch erzeugten Eisen.

Im Frühjahr 1959 arbeiteten vier von acht Öfen mit einer Schlackenziffer $p' = 0,9$. Da sich der Mischer in Betrieb befand, waren keine zusätzlichen Maßnahmen zur Nachbehandlung des sauren Roheisens erforderlich. Im Mittel wurde folgende Verkaufsanalyse für Gießereiroheisen I erreicht:

3,34% C, 2,80% Si, 0,68% Mn, 0,60% P und 0,033% S.

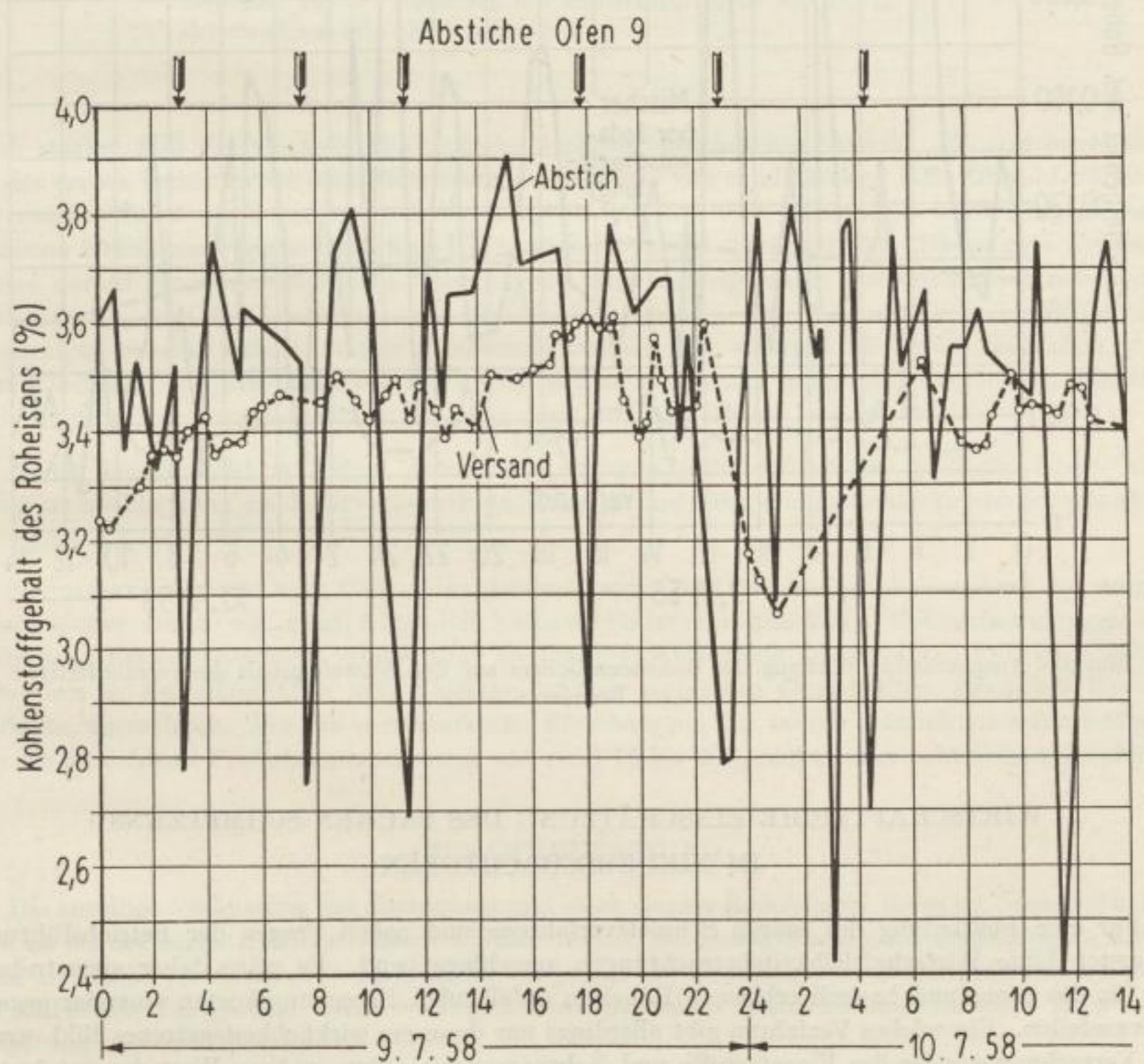


Bild 9. Ausgleichende Wirkung des Roheisenmischers auf den Kohlenstoffgehalt des versandfertigen Roheisens

Ungünstiger gestalten sich die Verhältnisse, wenn mehrere Öfen mit einer Basizität von 0,7 betrieben werden sollten. In diesem Falle ist es erforderlich, nach anderen Wegen zur Nachbehandlung des sauer erblasenen Roheisens zu suchen.

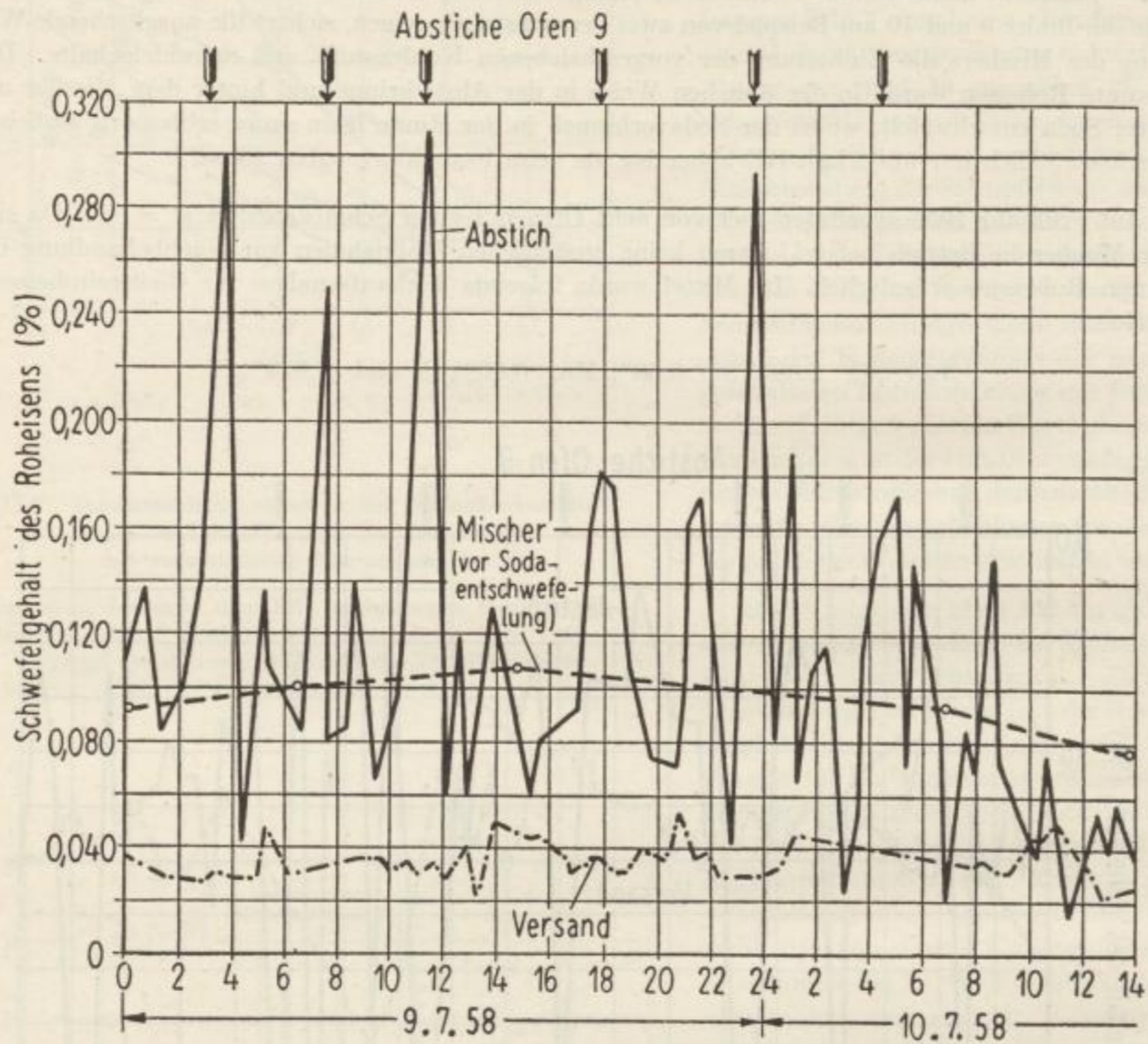


Bild 10. Ausgleichende Wirkung des Roheisenmischers auf den Schwefelgehalt des versandfertigen Roheisens

WIRTSCHAFTLICHE EINSCHÄTZUNG DES SAUREN SCHMELZENS IM NIEDERSCHACHTOFEN

Für eine Beurteilung des sauren Schmelzverfahrens sind neben Fragen der Betriebsführung in erster Linie Wirtschaftlichkeitsbetrachtungen ausschlaggebend. Es wäre daher anzustreben, die für das sauer und basisch erblasene Roheisen anfallenden Erzeugungskosten einander gegenüberzustellen. Ein solches Verfahren gibt allerdings nur dann ein wirklichkeitstreuues Bild, wenn die Verrechnungspreise der Einsatzstoffe und Nebenerzeugnisse dem wahren Wert der genannten Materialien entsprechen. Diese Voraussetzung ist nicht gegeben, so daß es nur sinnvoll ist, die tatsächlich erzielten Betriebsergebnisse miteinander zu vergleichen.

Wie aus Tabelle 4 zu entnehmen ist, läßt eine Verminderung der Schlackenziffer von üblicherweise 1,15 auf 0,74 bzw. 0,69 eine Einsparung an Kalkstein um rund 700 bis 800 kg/t RE erwarten.

Tabelle 4. Änderung des spezifischen Verbrauches an Einsatzstoffen beim Übergang vom basischen zum sauren Schmelzen (bezogen auf $p' \approx 1,15$)

		$p' = 0,74$ (22. 8.—11. 9. 59)	$p' = 0,69$ (5.—9. 7. 58)
a) Einsparungen:			
Kalkstein	kg/t RE	680	829
Rohkoks	kg/t RE	425*	440**
b) Mehraufwendungen:			
Erz***	kg/t RE	rd. 150	rd. 150
Ferromanganschlacke	kg/t RE	rd. 150	rd. 170
Soda	kg/t RE	rd. 2	rd. 2

* Gegenüber $p' = 0,96$ erzielte Einsparung.
 ** Errechnet für ein Ansteigen des Möllerausbringens auf 27,5%.
 *** Errechnet aus dem Eisenausbringen.

Noch stärker fällt die mögliche Senkung des Koksverbrauches ins Gewicht. So errechnete sich bei der ersten Versuchsreise eine Einsparung an Rohkoks von rund 440 kg/t RE. Obwohl während der zweiten Reise die Schlackenbasizität nur von 0,96 auf 0,74 vermindert wurde, lag die tatsächliche Kokseinsparung mit 425 kg/t RE annähernd in der gleichen Höhe. Dieses gute Ergebnis deutet darauf hin, daß durch den Übergang zu einer niedrigeren Schlackenbasizität neben der Verminderung von Kalksteinverbrauch und Schlackenmenge eine wesentliche Verbesserung des Ofenganges erreicht werden konnte. Zusammenfassend läßt sich mit Sicherheit feststellen, daß beim Übergang von der basischen zur sauren Schlackenführung unter gleichbleibenden Einsatzverhältnissen mit einer Kokseinsparung von rund 400 kg/t RE zu rechnen ist.

Diesen ins Gewicht fallenden Materialeinsparungen steht infolge der größeren Eisen- und Manganverschlackung ein Mehrverbrauch an Eisenerz und Ferromanganschlacke von jeweils etwa 150 kg/t RE gegenüber.

Sofern nur einer von acht Öfen sauer gefahren wird, sind für die Nachbehandlung des sauren Eisens außer einem um rund 2 kg/t RE höheren Sodaverbrauch keine Mehraufwendungen erforderlich. Erlösminderungen infolge einer qualitativen Abwertung des erzeugten Roheisens treten dabei nur in Ausnahmefällen auf. Dagegen ist mit geringeren Gutschriften, besonders für die Schlacke, zu rechnen. Für die wirtschaftliche Einschätzung des sauren Schmelzens sollte schließlich die erreichbare Produktionssteigerung von rund 15 bis 20% nicht außer acht gelassen werden.

ZUSAMMENFASSUNG

Die anteilige Verhüttung des eisenarmen und stark sauren Badelebener Erzes im Niederschacht-ofen ist bei der bisher üblichen basischen Schmelzweise mit einem erheblichen Verbrauch an Kalkstein und Koks verbunden. Demgegenüber verspricht der Übergang zum sauren Schmelzen neben der teilweisen Einsparung dieser wichtigen metallurgischen Rohstoffe eine fühlbare Leistungssteigerung.

Zum Studium der technologischen und metallurgischen Besonderheiten des sauren Schmelzens wurden zwei Großversuche mit einer Basizität $\text{CaO/SiO}_2 = 0,69$ bzw. $0,74$ durchgeführt. Die dabei

gewonnenen Ergebnisse liegen grundsätzlich in der gleichen Richtung wie bei ähnlichen Versuchen im Hochofen. Erheblichen Einsparungen an metallurgischem Koks und Kalkstein stehen höhere Schwefel- und verminderte Kohlenstoffgehalte des sauer erblasenen Gießereiroheisens gegenüber. Solange nur einer von acht Öfen sauer gefahren und das Eisen aller Öfen durch den Mischer geleitet wird, entsteht dadurch aber keine Verschlechterung des versandfertigen Roh Eisens.

Das saure Schmelzen zeigt sich besonders für die Erzeugung niedriggekohlter Gießereiroheisenarten geeignet. Durch Entwicklung eines Nachbehandlungsverfahrens zur gleichzeitigen Entschwefelung und Aufkohlung des Eisens würde die Möglichkeit eröffnet, die Vorteile des sauren Schmelzens auch beim Erschmelzen von Gießereiroheisen I in breiterem Rahmen als bisher zu nutzen. In diesem Zusammenhang muß allerdings geprüft werden, wie sich der beim sauren Betrieb mehrerer Öfen entstehende Ausfall an basischer Niederschachtofenschlacke auf die Rohstoffversorgung der Zementindustrie auswirkt. Damit wird die Einführung des sauren Schmelzens über den Rahmen der eisenerzeugenden Industrie hinaus zu einem gesamtwirtschaftlichen Problem.

LITERATUR

- [1] PASCHKE, M., und PRETZ, H.: Über die metallurgischen Grundlagen der Herstellung von Gießereiroheisen im Rahmen eines neuen Verhüttungsverfahrens unter besonderer Berücksichtigung der Entschwefelungsvorgänge. *Gießerei* 1936, S. 454—460.
- [2] LENNINGS, W.: Erschmelzen von Thomasroheisen im Hochofen mit saurer Schlackenführung. *Stahl u. Eisen* 58 (1938) S. 24—34 und 52—58.
- [3] SCHUHMACHER, H.: Verhüttungsversuche mit Salzgitter-Erzen. *Stahl u. Eisen* 59 (1939) S. 353—363.
- [4] PASCHKE, M., und HAHNEL, P.: Die stark saure Verhüttung kieselensäurereicher Erze. *Stahl u. Eisen* 61 (1941) S. 385—392 u. 417—421.
- [5] COLCLOUGH, T. P.: Die Zusammensetzung der Hochofenschlacke in Beziehung zur Roheisenerzeugung. *Stahl u. Eisen* 56 (1936) S. 1367—68.
- [6] LUX, H.-J.: Betriebserfahrungen mit Niederschachtofen in der Deutschen Demokratischen Republik. *Neue Hütte* 1 (1955/56) S. 216—225.
- [7] SCHILLING, W., und REIMANN, D.: Die technische und wirtschaftliche Weiterentwicklung des Niederschachtofenverfahrens im VEB Niederschachtofenwerk Calbe (Saale). *Neue Hütte* 3 (1958) S. 683—689.
- [8] OELSEN, W., und MAETZ, H.: Zur Entschwefelung des Roheisens mit sauren Schlacken. *Arch. f. Eisenhüttenw.* 16 (1942/43) S. 283—298.
- [9] KOOTZ, TH., und OELSEN, W.: Beitrag zur Metallurgie des Hochofens. *Arch. f. Eisenhüttenw.* 21 (1950) S. 77—88.

Kernberuhigter Stahl für die Erzeugung nahtloser Rohre nach dem Schrägwalzverfahren

VON WERNER FIEDLER, Riesa

Für die Herstellung nahtloser Rohre wird im allgemeinen kohlenstoffarmer Stahl verwendet, der unberuhigt oder beruhigt vergossen sein kann. Ausschließlich beruhigter Stahl ist vorgeschrieben für Kesselrohre mit hoher Temperatur- und Druckbelastung nach DIN 17175 sowie für alterungssichere oder laugenrißbeständige Rohre und ähnliche Sonderausführungen. Die Entscheidung, ob unberuhigter oder beruhigter Stahl bevorzugt werden soll, wird nicht allein vom Verwendungszweck der Rohre und den gewünschten Werkstoffeigenschaften bestimmt, sondern zum wesentlichen Teil auch von der Art des Herstellungsverfahrens der Rohrluppen. Besonders empfindlich gegenüber den naturbedingten Eigenarten des unberuhigten und des beruhigten Stahles ist das Schrägwalzverfahren. Der Verformungsvorgang beim Schrägwalzen stellt einmal hohe Anforderungen an die Oberflächengüte des Vormaterials, zum anderen auch bestimmte Bedingungen an die Beschaffenheit des Werkstoffkerns.

Bei der Erstarrung des *unberuhigten* Stahles in der Kokille entstehen der äußere und der innere Blasenkranz sowie die Blockseigerung. Diese für das Schrägwalzen durchaus unerwünschten Merkmale können zu Innenfehlern der Rohre führen. Der besondere Vorzug des unberuhigten Stahles liegt in der meist fehlerfreien Oberfläche des Blockes und somit des Walzgutes. Demgegenüber ist die Oberfläche von Blöcken aus *beruhigtem* Stahl häufig mit Fehlern, wie Randblasen, Überwallungen und groben oxydischen Einschlüssen, behaftet, die erheblichen Ausfall bei der Rohrfertigung verursachen können. Der Kern dagegen weist in der Regel eine für das Schrägwalzen vorteilhafte Ausbildung auf. Es lag somit nahe, ein Verfahren zu entwickeln, das den Vorzug des unberuhigten Stahls mit dem des beruhigten vereinigt und Rohre ergibt, die weder innere noch äußere Fehler aufweisen.

L. GUILLET [1] hat 1937 in einer umfassenden Arbeit die Eigenschaften beruhigt und unberuhigt vergossener Stähle dargelegt, wobei auch die Ansichten namhafter Fachleute, wie die von ED. MAURER, berücksichtigt worden sind. Hier wird ausgeführt, daß man bei der Firma Krupp auf den Gedanken gekommen war, beide Gießverfahren zu verbinden und das Gießen wie folgt durchzuführen:

„Der unberuhigte Flußstahl wird aus der Pfanne zu acht Blöcken in 26 cm-Kokillen vergossen, die nach oben normal-konisch verlaufen und einen Verschuß besitzen. Sobald der Stahl den Verschuß berührt, wird das Gießen für ganz kurze Zeit unterbrochen, und man wartet, bis die Randschicht erstarrt ist. In diesem Augenblick schüttet man 5 kg pulverförmiges Aluminium in zwei Teilmengen in den Trichter (entsprechend 1 kg Al/t Stahl), öffnet den Verschuß und beendet das Gießen mit vollem Strahl.

Da das Verfahren zur Erzeugung von beruhigtem Stahl für Rohre mehr und mehr vervollkommen wurde, ist der halbberuhigte Stahl in Vergessenheit geraten und wird gegenwärtig nicht mehr hergestellt.“

Institut für Aufbereitung
an der
Bergakademie Freiberg

Hieraus ergibt sich, daß das von O. DÖPP, H. KLEIN und F. PETERS [2] angegebene „Verfahren zum Herstellen von im Kern halb- oder vollberuhigten Stahlblöcken“, das durch das D.B.P. Nr. 863 349 vom 17. April 1951 geschützt ist, in seinen wesentlichen Merkmalen bereits vor 1937 angewendet worden ist.

W. GERLING und K.-O. ZIMMER [3] haben das Ausbringen, das technologische Verhalten und die Gefügeausbildung verschiedenartig erschmolzener Tiefziehstähle verfolgt. Das von ihnen angewendete besondere Verfahren besteht aus der Vordesoxydation der Schmelze mit Silikomangan und Ferromangan affiné im Ofen, einem geringfügigen Pfannenzusatz von Ferrosilizium, Alsimin und Aluminium sowie der Beruhigung mit Aluminium gegen Ende des Gießens in der Kokille. Über die Mengen der im Ofen, in der Pfanne und in den Gießstrahl zugesetzten Desoxydationsmittel wird nichts ausgesagt; sie sollen dem Eisenoxydulgehalt der Schlacke und der Stahltemperatur angepaßt werden und ein einwandfreies Kochen des anfänglich unberuhigten Stahles in der Kokille gestatten.

In den angelsächsischen Ländern wird wegen des hier fast ausschließlich angewendeten Obergusses das Desoxydationsmittel kurz nach Gießende in die Kokille auf den Blockkopf gegeben, um die Gasentwicklung zu unterdrücken. Die im Block vorhandene Strömung zieht den in Form von Ferrosilizium oder Aluminium gegebenen Zusatz in das Innere hinein, wo die Entkohlung zum Stillstand kommt. Das als „chemically capped steel“ bezeichnete Metall verhält sich, als wäre es halbberuhigt [4]. Allerdings weisen H. KOSMIDER, H. NEUHAUS, H.-J. KIRSCHNING und W. MÜNSTERMANN [5] darauf hin, daß dieses Verfahren leicht zu unsauberem Kopfknüppeln führen kann.

Bei der Herstellung von „mechanically capped steel“ wird die Schmelze nach Einstellung des günstigsten Kohlenstoff- und Mangangehaltes so vergossen, daß eine genügend starke Gasentwicklung die entstandenen Blasen im Block aufsteigen läßt. Durch Anwendung der Flaschenhalskokille oder durch Aufgabe von Aluminium auf den Blockkopf wird ein fester Deckel gebildet, der besondere Erstarrungsbedingungen schafft.

F. ZAMCZINK [6] setzte unberuhigt vergossenem Stahl in der Kokille 150 bis 200 g Aluminium oder 500 bis 700 g gemahlene Ferrosilizium je t zu, nachdem der Blockkopf erreicht war. Nach dem Einrühren schreckte er den Kopf mit Wasser ab, so daß eine dicke Kruste gebildet wurde. Die so behandelten Blöcke sollten geringere Phosphor- und Schwefelseigerungen aufweisen und ein höheres Ausbringen ergeben. E. R. MORGAN und J. C. SHINE [7] wendeten bei ihrem Verfahren zur Herstellung nichtalternder Stähle mittels Bor ebenfalls das „Kappen“ des unberuhigten Stahles in der Kokille mit Aluminium an. Hier wird auch die Anwendung von Titan oder Zirkon als Desoxydationsmittel erwähnt. L. M. JEFIMOW und Mitarbeiter [8] erzeugten Brammen aus halbberuhigtem Stahl, indem sie Aluminiummengen von 300 bis 400 g/t einem Stahl mit rund 0,08% C und 0,38% Mn, von 150 bis 200 g/t einem Stahl mit rund 0,16% C und 0,40% Mn zusetzten, und z war etwa 200 mm vor Erreichen des Füllstandes der Kokillen.

Nach Versuchen von G. LEIBER und D. SCHAUWINHOLD [9] lieferten von oben gegossene 3,6- bis 6,0-t-Blöcke eines halbberuhigten Stahles mit rund 0,18% C und 0,60% Mn Walzknüppel mit guter Oberfläche und befriedigendem Ausbringen, wenn der Siliziumgehalt des Stahles durch Pfannenzusatz auf 0,05% eingestellt war und während des Gießens 20 bis 40 g Aluminiumgranalien je t Stahl zugegeben worden waren.

Die neueren Veröffentlichungen über die Eignung halbberuhigter oder kernberuhigter Stähle beziehen sich ausschließlich auf Knüppel, Bleche, Tiefzieh- und Bandstahl. Die besonderen Bedingungen der Rohrfertigung in einem Hüttenwerk der Deutschen Demokratischen Republik gaben Anlaß, in den Jahren 1958/59 die Brauchbarkeit dieser Stähle für nahtlose Rohre an Hand von Versuchsschmelzen nachzuprüfen.

EIGENE VERSUCHE ZUR HERSTELLUNG KERNBERUHIGTER BLÖCKE

Der Rohrstuhl wurde im basischen Siemens-Martin-Ofen nach folgender Richtanalyse geschmolzen:

C	Si	Mn	P	S
0,08—0,15 %	Spuren	0,35—0,60 %	max. 0,040 %	max. 0,045 %

In der Pfanne wurden etwa 0,050 kg Aluminium je t zugesetzt. Der Abguß erfolgte in Vierergespannen, wobei auf jeden Strang eine Kokille gesetzt war. Es wurden normal-konische Kokillen für Blöcke von 2,5 t Gewicht und einer Höhe von 1700 mm verwendet. Bei Einhaltung einer mittleren Temperatur von 1560° C wurde unter Verwendung eines Ausgusses mit 25 mm Auslaufdurchmesser mit einer Steiggeschwindigkeit von 20 bis 25 cm/min gegossen. Die Desoxydationsmittel wurden nach Erreichen einer Gießhöhe von 1550 mm durch den Trichter zugegeben, so daß die restliche Stahlmenge, die bis zum Erreichen der vollen Gießhöhe von 1700 mm benötigt wurde, die Zusätze in den Kern des Blockes hineindrücken konnte. Bei der Gießhöhe von 1550 mm wurde das Gießen so lange unterbrochen, bis sich eine sichtbare, mehrere Millimeter dicke Randzone angesetzt hatte; die Zeit für die Gießunterbrechung betrug 1 bis 2 min. Zur Kernberuhigung wurden je t Stahl 1,0 kg gemahlene 75%iges Ferro-Silizium und 0,100 kg granuliertes Aluminium zugegeben, das folgende Zusammensetzung aufwies:

Al	Si	Fe	Mg	Mn	Zn
96,50 %	0,64 %	0,42 %	0,60 %	0,14 %	1,62 %

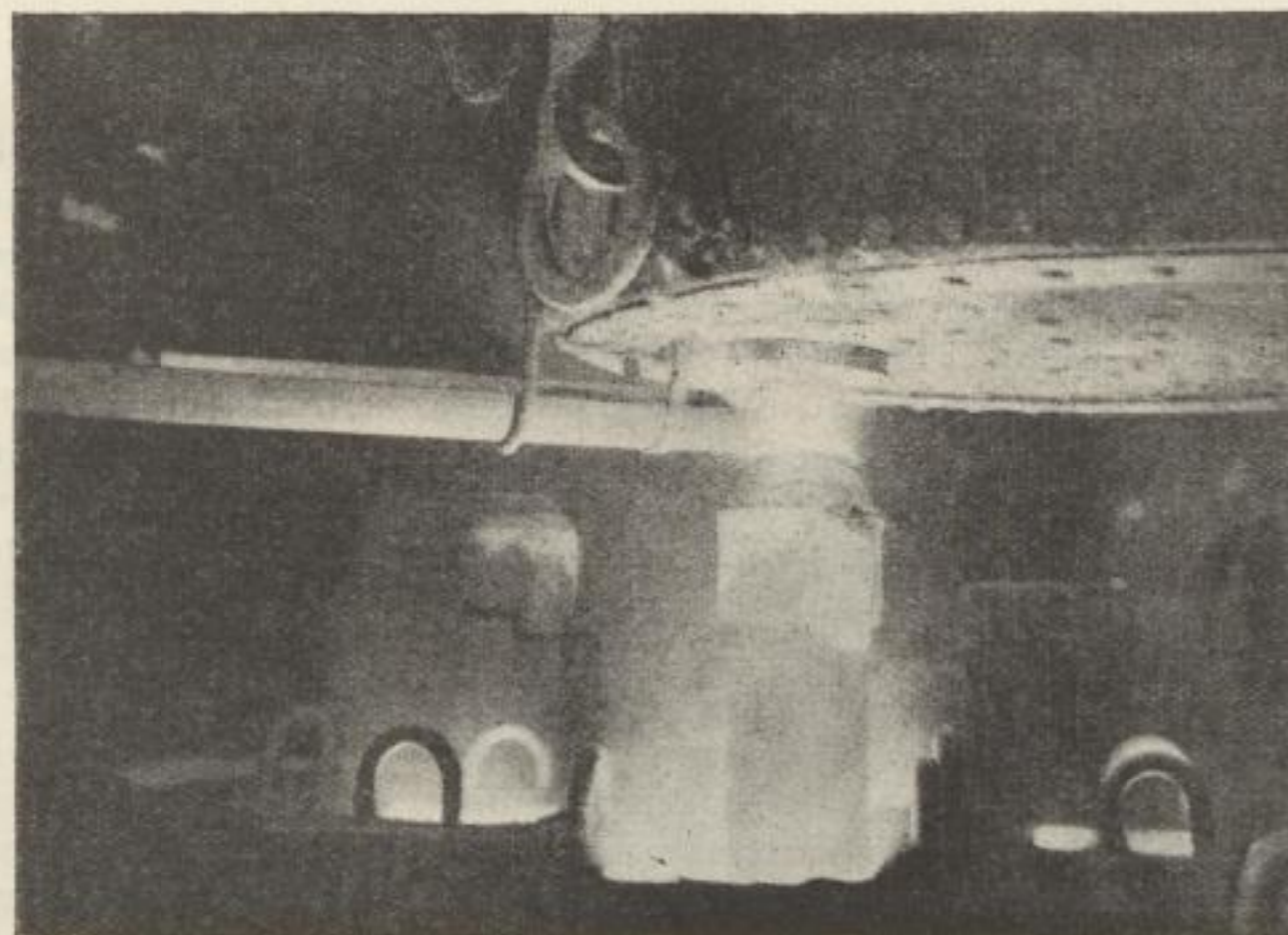


Bild 1. Vorrichtung für die Zugabe der feinkörnigen Beruhigungsmittel in den Gießtrichter

Die Angaben über die Höhe der Desoxydationszusätze beziehen sich auf die Gesamtmenge des vergossenen Stahles. Demgegenüber liegen die wirksamen Mengen der Zusätze natürlich höher, da zum Zeitpunkt der Zugabe bereits etwa 10% des Blockvolumens erstarrt waren. Der Zusatz der feinkörnigen Mischung erfolgte über eine Rinne, die mit einem Gehänge leicht an den Boden der Gießpfanne angebracht werden konnte (Bild 1). Die in Papphülsen gefüllte Desoxydationsmischung wurde allmählich an den Gießstrahl herangeschoben, der dann das feinkörnige Gemisch nach Abbrennen der Umhüllung ganz gleichmäßig in den Trichter spülte. Kurze Zeit nach dem Beginn der Zugabe ließ das Kochen des Stahls in den Kokillen nach und hörte, nachdem sich auf jedem Block in ganz kurzer Zeit ein Deckel wie bei beruhigtem Stahl gebildet hatte, völlig auf. Nach Erreichen der vorgesehenen Gießhöhe von 1700 mm wurden die Blockköpfe mit Wasser abgeschreckt und durch den Trichter dicht gegossen.

Nach diesem Verfahren wurden vier Schmelzen mit je 40 t Rohblöcken hergestellt. Die chemische Zusammensetzung der Schmelzen I bis IV geht aus Tabelle 1 hervor. Die Schmelze II entsprach zwar im Schwefelgehalt nicht der Richtanalyse; sie wurde trotzdem versuchsweise zu Rohren ausgewalzt, um den Einfluß des hohen Schwefelgehaltes verfolgen zu können.

Tabelle 1. Chemische Zusammensetzung der Versuchsschmelzen

Schmelze Nr.	C %	Si %	Mn %	P %	S %
I	0,08	0,06	0,36	0,023	0,044
II	0,11	0,08	0,37	0,026	0,050
III	0,12	0,06	0,43	0,032	0,036
IV	0,13	0,06	0,42	0,024	0,038

STRUKTUR DES KERNBERUHIGTEN BLOCKES

Zur Untersuchung seiner Struktur wurde ein Block in der Längsachse durchgeschnitten (Bild 2). Es fällt hier zunächst ein deutlich ausgeprägter Blasenkranz auf, der vom Fuß bis etwa zur halben Blockhöhe reicht. Die Größe der Blasen nimmt nach der Blockmitte hin ab. Der Kern des Blockes ist völlig frei von Gasblasen, während der Kopf einen stark ausgebildeten Lunker aufweist. Um Verteilung und Ausmaß der Steigerungen kenntlich zu machen, wurde von demselben Block ein Baumannabdruck hergestellt (Bild 3). Unterhalb der Blockoberfläche befindet sich die den unberuhigten Stahl kennzeichnende, saubere Randzone, die naturgemäß am Fuß stärker als am Kopf ausgebildet ist. An diese Randzone schließt sich ein „Seigerungskranz“ an, der sich, wie noch gezeigt werden wird, besonders ungünstig auf die Rohrherstellung auswirkt. Die Entstehung dieses Seigerungskranzes kann wie folgt gedeutet werden:

Der Stahl erstarrt von der Kokillenwand her, entsprechend der Eigenart unberuhigt vergossenen Stahls, mit einer reinen, an seigernden Elementen armen Randzone. Die die Erstarrungsfront bildenden Kristalle wachsen entgegengesetzt der Richtung des Wärmeabflusses und treiben die mit dem größten Teil der seigernden Elemente der Randzone angereicherte Restschmelze vor sich her. Im Augenblick der Einwirkung der Beruhigungsmittel werden die Gesetzmäßigkeiten des „unberuhigten Erstarrens“ aufgehoben. Infolge der raschen Verminderung des Sauerstoffgehaltes des Stahles hört die Kochbewegung in der Kokille auf, so daß jetzt die Bedingungen des „beruhigten Erstarrens“ vorliegen. Der Seigerungskranz friert gewissermaßen unmittelbar am Übergang des unberuhigten zum

beruhigten Werkstoff ein. Die Blockmitte erstarrt so, daß die Seigerungen, wie bei beruhigtem Stahl, gleichmäßig über den Querschnitt verteilt sind. Besonders deutlich wird dieser Vorgang bei

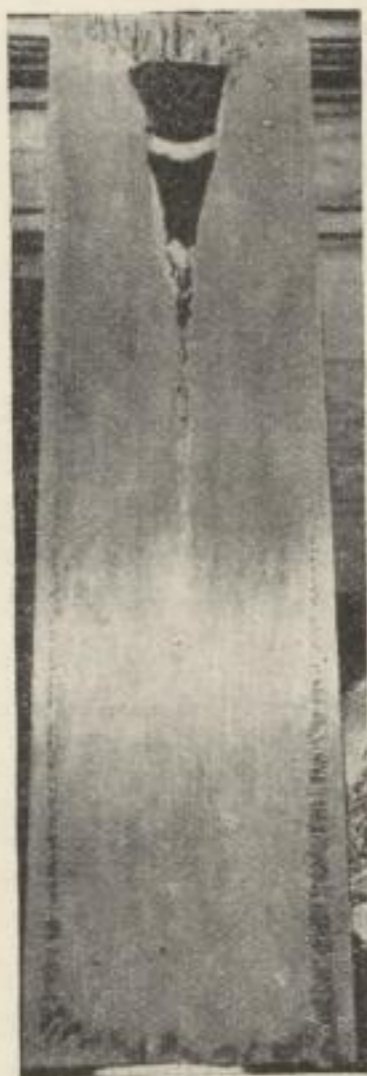


Bild 2. Längsschnitt durch einen kernberuhigten Block von 2,5 t Gewicht



Bild 3. Baumannabdruck des Längsschnittes durch einen kernberuhigten Block

der vergleichenden Betrachtung der Baumannabdrücke der Knüppelquerschnitte eines unberuhigten, kernberuhigten und beruhigten Stahles (Bild 4). Der deutlich sichtbare Seigerungskranz des Knüppels aus kernberuhigtem Stahl liegt am Übergang vom unberuhigten Rand zum beruhigten Kern (Mitte). Wäre der Stahl weiter unberuhigt erstarrt, so hätte sich die saubere Randzone verbreitert, der Seigerungskranz wäre weiter nach der Blockmitte zu gewandert und hätte sich unter laufender Verstärkung schließlich zu der den unberuhigten Stahl kennzeichnenden Kernseigerung ausgebildet (links).

Der Kern des längs geschnittenen Blockes in Bild 3 weist alle Merkmale des beruhigten Stahles auf, wobei vor allem die kegelmörmige \wedge -Seigerung auffällt. Aber auch die V-Seigerung ist im Blockinnern gut sichtbar.

An vier Blöcken aus den Versuchsschmelzen I und III wurde der Seigerungsgrad des Schwefels bestimmt und in Bild 5 veranschaulicht. Der Seigerungsgrad SG_S errechnet sich nach der Gleichung

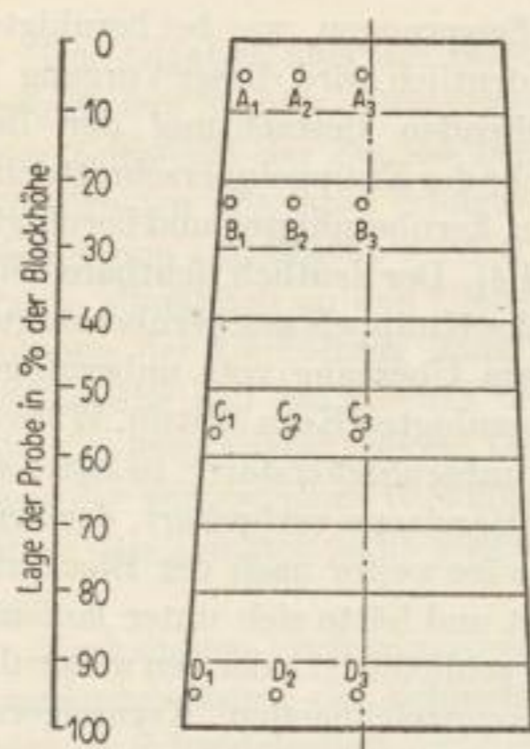
$$SG_S = \frac{S_x}{S_{Schm}}$$

in der S_x den Schwefelgehalt in % an der Stelle „x“ des Blockes, S_{Schm} den Schwefelgehalt der Schmelzanalyse in % bedeutet.

Die Proben B_1 , C_1 und D_1 wurden der reinen, unberuhigt erstarrten Randschicht des Blockes entnommen. Die Proben A_1 , A_2 und A_3 lagen im Oberteil des Kopfes, wo nach dem angewendeten Verfahren eine saubere Randschicht nicht mehr vorliegt. Bei der Betrachtung der Seigerungsgrade fällt die stark „negative“ Schwefelseigerung in der Randschicht auf, ausgedrückt durch Werte kleiner



Bild 4. Baumannabdrucke von Knüppelquerschnitten aus unberuhigtem, kernberuhigtem und beruhigtem Stahl



als eins. Die Werte der übrigen Proben entsprechen den Seigerungsgraden beruhigt vergossener Blöcke. Eine quantitative Aussage über den Schwefelgehalt des Seigerungskranzes war wegen der nicht einfachen Probenahme unmöglich; Tastversuche ergaben, daß hier ein Seigerungsgradum 2,0 vorliegen dürfte. Vergleicht man schließlich die Seigerungsgrade beider Schmelzen I und III, so fällt auf, daß Schmelze I fast durchweg höhere Werte aufweist. Aus der Tatsache, daß die Gießprobe der Schmelze I 0,044% S, die der Schmelze III 0,036% S enthält, ist abzuleiten, daß die Höhe des Schwefelgehaltes der Schmelze das Ausmaß des Seigerungsgrades bestimmt. Je mehr Schwefel vorhanden ist, um so größer ist auch der Seigerungsgrad an den betrachteten Stellen des erstarrten Blockes.

Probe	A ₁	A ₂	A ₃	B ₁	B ₂	B ₃	C ₁	C ₂	C ₃	D ₁	D ₂	D ₃
Schmelze I	1,086	1,005	1,098	0,876	1,147	1,353	0,773	1,045	0,705	0,603	0,829	0,683
Schmelze III	1,066	1,000	1,056	0,722	1,056	1,250	0,611	0,945	0,834	0,611	0,750	0,695

Bild 5. Seigerungsgrad des Schwefels in kernberuhigten Blöcken

WEITERVERARBEITUNG DER KERNBERUHIGTEN BLÖCKE

Alle Blöcke wurden warm dem Walzwerk übergeben und hier zu Halbzeug für die Rohrfertigung ausgewalzt. Entsprechend den im betrachteten Rohrwerk vorhandenen zwei verschiedenen Rohrherstellungsverfahren, wurden die Blöcke zu gleichen Teilen zu Rundknüppeln und zu Vierkantknüppeln verwalzt. Die an den Putzerständen durchgeführten Prüfungen ergaben, daß das Halbzeug aus den kernberuhigten Blöcken hinsichtlich seiner Oberflächengüte dem Halbzeug aus vollberuhigtem Stahl weit überlegen war. Abgesehen von geringfügigen Schülpen und kleinen, an einigen Stellen vorhandenen Schalen, war das Walzgut völlig fehlerfrei. Sandstellen und durch Gasblasen verursachte Risse wurden nicht festgestellt. Die Putzarbeit machte nur etwa 10% des Aufwandes aus, der für Halbzeug aus beruhigtem Stahl zu leisten ist.

In diesem Zusammenhang sei erwähnt, daß sich ein Gesamtausfall wegen grober Oberflächenrisse nur bei solchen Blöcken ergab, die bereits während des Aufsteigens des Stahles in der Kokille durch

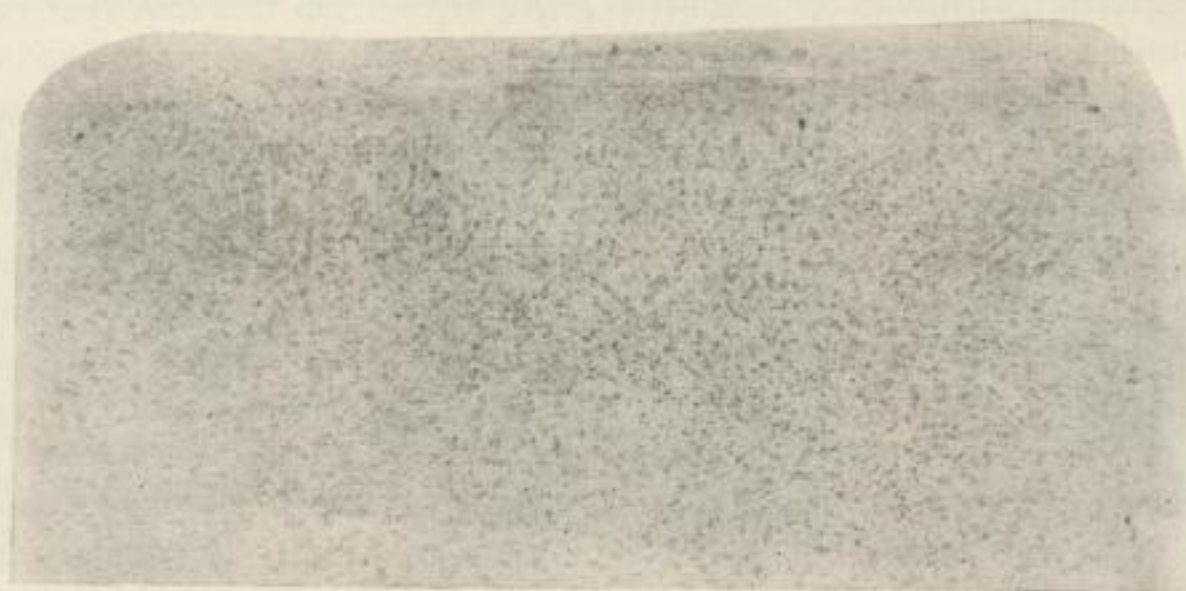


Bild 6. Teil des Baumannabdruckes eines Knüppelquerschnittes.
Der Stahl ist während des Aufsteigens in der Kokille beruhigt worden

Einhängen von Aluminiumstäben beruhigt worden waren. Dieser Versuch wurde mit dem Ziel durchgeführt, den Seigerungskranz zu verkleinern oder ganz zum Verschwinden zu bringen. Es war zwar auf diese Weise gelungen, den Seigerungskranz zu vermeiden, wie Bild 6 erkennen läßt. Gleichzeitig fiel jedoch die reine Randschicht fort, und es bildeten sich die für einen schlecht beruhigten Stahl kennzeichnenden Randblasen, die beim Walzen grobe Oberflächenrisse verursachten (Bild 7).

Das Auswalzen des kernberuhigten Halbzeuges zu Rohren erfolgte nach zwei verschiedenen Verfahren, denen gemeinsam war, daß der Werkstoff auf einer nach dem Schrägwalzverfahren arbeitenden Einrichtung verformt wurde. Die *Vierkantknüppel* wurden nach einem verbesserten Ehrhardt-Verfahren verarbeitet, bei dem zwischen der Lochpresse und den zwei Walzgerüsten ein Streckwalzwerk angeordnet ist. Letzteres verformte das auf der Presse hergestellte Lochstück, das dabei gestreckt sowie in seiner Wandstärke und seinem Außendurchmesser reduziert wurde.

Im Gegensatz hierzu wurden die *Rundknüppel* nach dem Stiefelverfahren verarbeitet. Das Lochen erfolgte hier auf dem Schrägwalzwerk, wobei eine dünnwandige Luppe von 7 bis 8 mm Wanddicke entstand, die dann auf einem Walzgerüst mit 2 bis 3 Stichen zum fertigen Rohr ausgewalzt wurde. Bei den folgenden Ausführungen wird das zuerst beschriebene Walzverfahren mit „Verfahren A“, das zweite mit „Verfahren B“ bezeichnet.

Bei der Beobachtung des Auswalzens des kernberuhigten Halbzeugs sowohl im Streckwalzwerk als auch im Schrägwalzwerk fielen auf den noch warmen Rohrluppen dunkle Stellen auf. Sie traten vorzugsweise beim Walzverfahren A auf, und hier wiederum verstärkt beim Halbzeug der Schmelzen I und II. Die dunklen Stellen ließen erfahrungsgemäß auf Dopplungen im Werkstoff schließen. An Luppen, die diesen Fehler im verstärkten Maße aufwiesen, konnten teilweise sogar Oberflächen- und Innenschäden festgestellt werden. Die genaue Sichtung und Auswertung der Fehler der Rohre in der Zurichterei ergab unterschiedliche Ausfälle bei den einzelnen Schmelzen; die Ergebnisse sind in Tabelle 2 zusammengestellt. Die hier als fehlerhaft bezeichneten Rohre wiesen fast durchweg Dopplungen, sonstige Werkstofftrennungen und Innenschalen auf. Da üblicherweise nur Schmelzen mit einem Anteil fehlerhafter Rohre unter 4% mit „gut“ bewertet werden, brachten nur die Schmelzen III und IV zufriedenstellende Ergebnisse, während die Schmelze II völlig herausfiel.

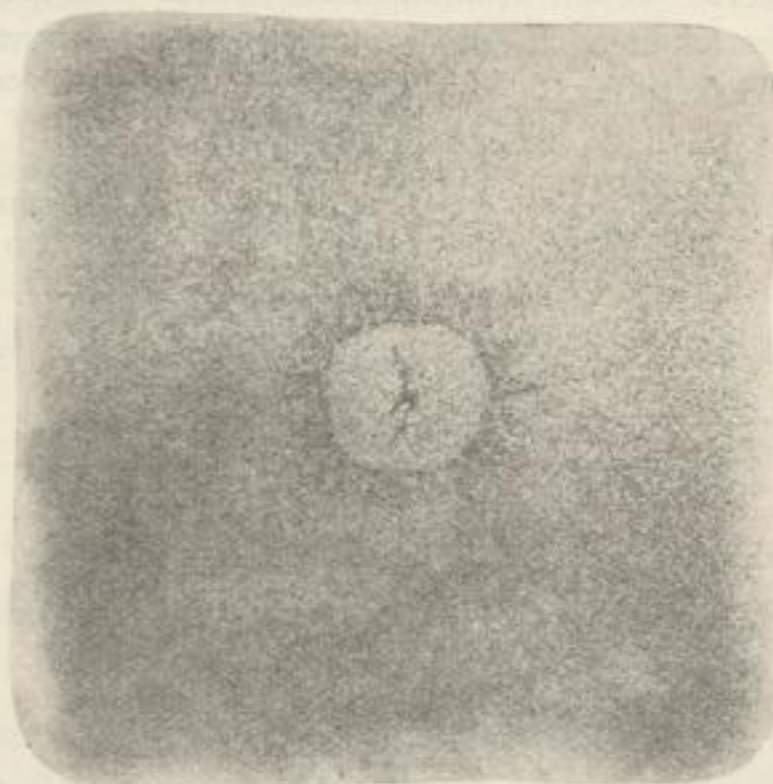


Bild 7. Tiefätzung des in Bild 6 gezeigten Knüppelquerschnittes mit groben Rissen, verursacht durch Randblasen

Tabelle 2. Ergebnis der in der Rohrwerksadjustage vorgenommenen Durchsicht der Rohre aus kernberuhigtem Stahl

Schmelze Nr.	Anteil der fehlerhaften Rohre in %	
	Verfahren A	Verfahren B
I	18,6	6,3
II	30,2	28,8
III	3,3	0,9
IV	0,7	4,3

UNTERSUCHUNG DES KERNBERUHGIGTEN STAHL

Zur Ermittlung der Zugfestigkeit, Streckgrenze und Dehnung wurden Zerreißproben aus einwandfreien Rohren der Abmessung 159×5 mm entnommen, die aus Kopf, Mitte und Fuß des kernberuhigten Blockes stammten. Die Ergebnisse, die in Tabelle 3 für die Schmelzen I und III angeführt sind, entsprechen den nach DIN 1629 vorgeschriebenen Werten, wobei auffällt, daß die Dehnungswerte verhältnismäßig hoch liegen. Der geringe Abfall der Werte der Streckgrenze und der Zugfestigkeit nach dem Fuß zu ist eine bekannte Erscheinung und ohne Bedeutung für die Güte des Werkstoffes.

Tabelle 3. Festigkeitseigenschaften der Rohre 159×5 im Walzzustand

Schmelze Nr.	Lage der Probe	Streckgrenze kg/mm^2	Zugfestigkeit kg/mm^2	Dehnung $\delta 5$ %
I	Kopf	27,0	38,1	35,0
	Mitte	26,2	37,6	38,5
	Fuß	25,7	37,2	37,0
III	Kopf	30,5	42,4	33,0
	Mitte	30,4	40,7	34,2
	Fuß	29,2	40,6	34,0
Vorschrift nach DIN 1629			35—40	>25

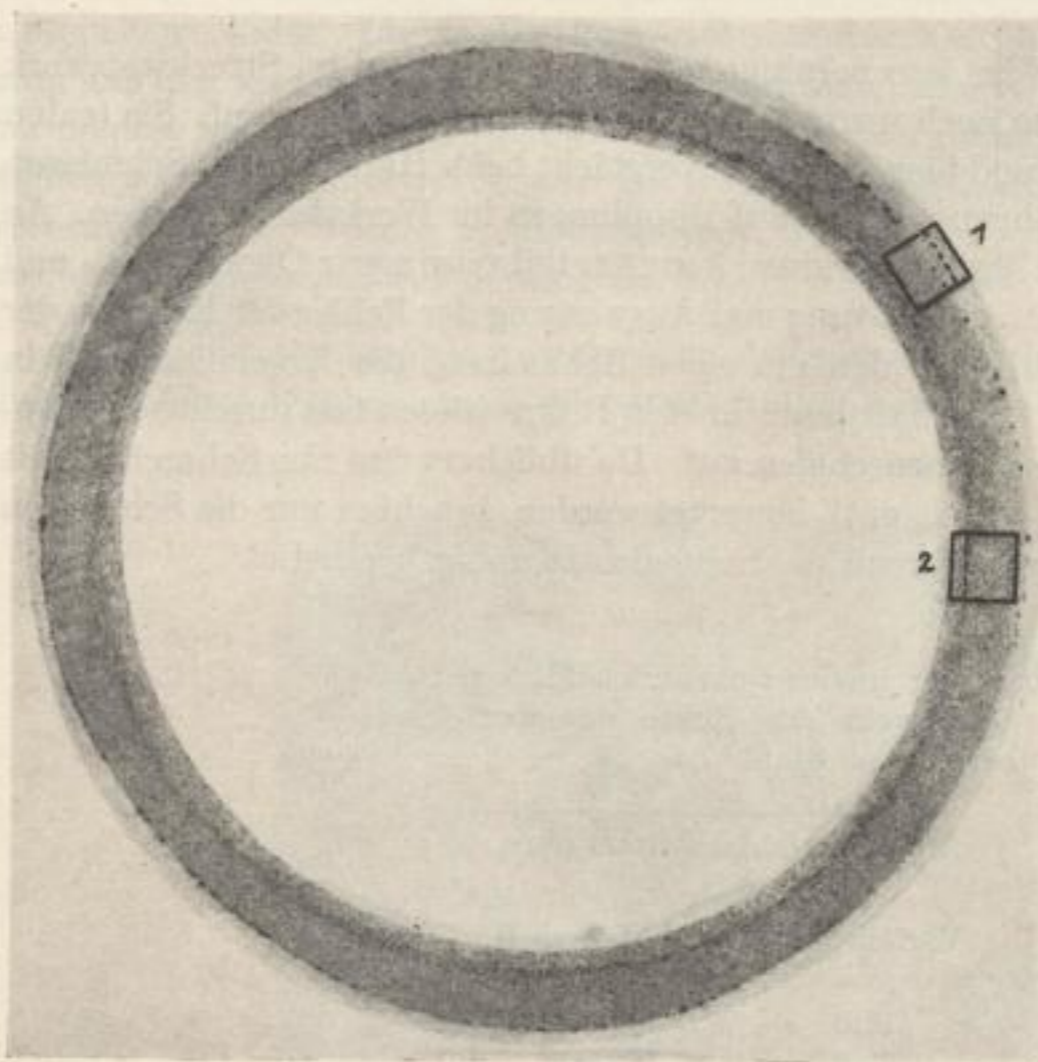


Bild 8. Lage der Kerbschlagproben im Querschnitt der kernberuhigten Rohrluppen

Die Ermittlung der Festigkeitswerte der Rohre aus den Schmelzen II und IV wurde nicht getrennt nach Kopf, Mitte und Fuß durchgeführt. Die erhaltenen Werte entsprachen ebenfalls der Normvorschrift.

Besondere Beachtung galt der Zähigkeit des Rohrwerkstoffes. Zu diesem Zweck wurde die Kerbschlagzähigkeit von DVM-Proben sowohl im normalgeglühten als im künstlich gealterten Zustand ermittelt. Um die dem kernberuhigten Stahl eigene Struktur zu erfassen, waren die Proben gemäß Bild 8 so aus dem Querschnitt der Rohrluppe entnommen worden, daß einmal die Außenfläche, also der „unberuhigte“ Rand, durch den Kerb angeschnitten war (Lage 1), und zum anderen die Innenseite, also der „beruhigte“ Werkstoff (Lage 2). Die Alterung der Proben erfolgte durch Kaltstauchen um 10% und

nachfolgendes Halten bei 250° C. Die erhaltenen Kerbschlagwerte sind aus Tabelle 4 zu ersehen. Hiernach ist der kernberuhigte Stahl bei einer Prüftemperatur von +20° C als alterungsbeständig anzusehen. Die unterschiedliche Lage der Kerbschlagproben innerhalb der Rohrluppe wirkte sich nicht aus. Die Kerbschlagzähigkeit der normalgeglühten Proben lag bei -20° C noch um 7 mkg/cm²; d. h., sie entsprach der Zähigkeit eines vollberuhigten Stahles bei dieser Temperatur.

Tabelle 4. Kerbschlagzähigkeit normalgeglühter und künstlich gealterter Proben unterschiedlicher Lage in der Rohrluppe

	Prüftemperatur °C	normalgeglühte Proben mkg/cm ²	künstlich ge- alterte Proben mkg/cm ²
Probelage 1*	+20	16,1	10,3
	± 0	12,0	0,3
	-20	7,0	—
	-30	1,0	—
Probelage 2*	+20	16,9	10,8
	± 0	12,3	2,3
	-20	7,1	—
	-30	2,6	—
*siehe Bild 8.		(Mittelwerte von 3 Einzelproben)	

Die weitere Prüfung der Rohre erfolgte an Hand der nach DIN 1629 vorgeschriebenen technologischen Proben. In Abänderung dieser DIN-Vorschrift wurde die Probenahme verstärkt, indem 10% aller Rohre durch Aufweit-, Bördel- und Flachs Schlagversuche geprüft wurden. Ausfälle durch Versager bei den technologischen Prüfungen ergaben sich nicht.

Weitere Untersuchungen erstreckten sich auf die ausgesonderten, fehlerhaften Rohrluppen. Die bereits beim Walzen vermuteten Werkstofftrennungen zeigten ihr Ausmaß nach dem Zertrennen der Luppen (Bild 9). Der von diesem Abschnitt angefertigte Baumannabdruck (Bild 10) läßt er-

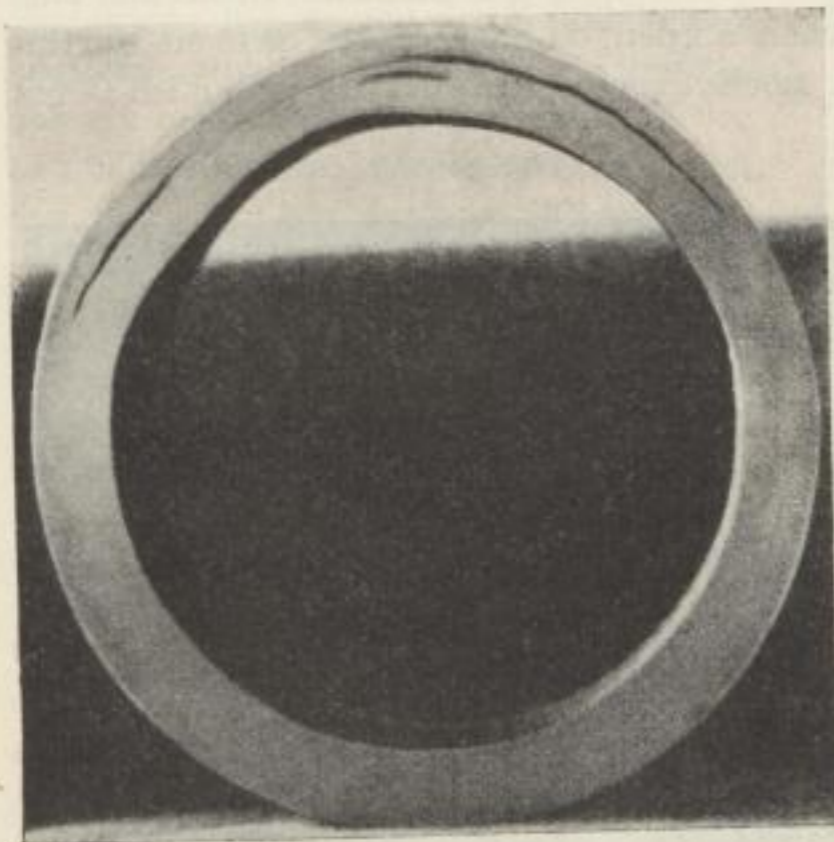


Bild 9. Rohrluppe mit Werkstofftrennungen.
V = 1,5:1

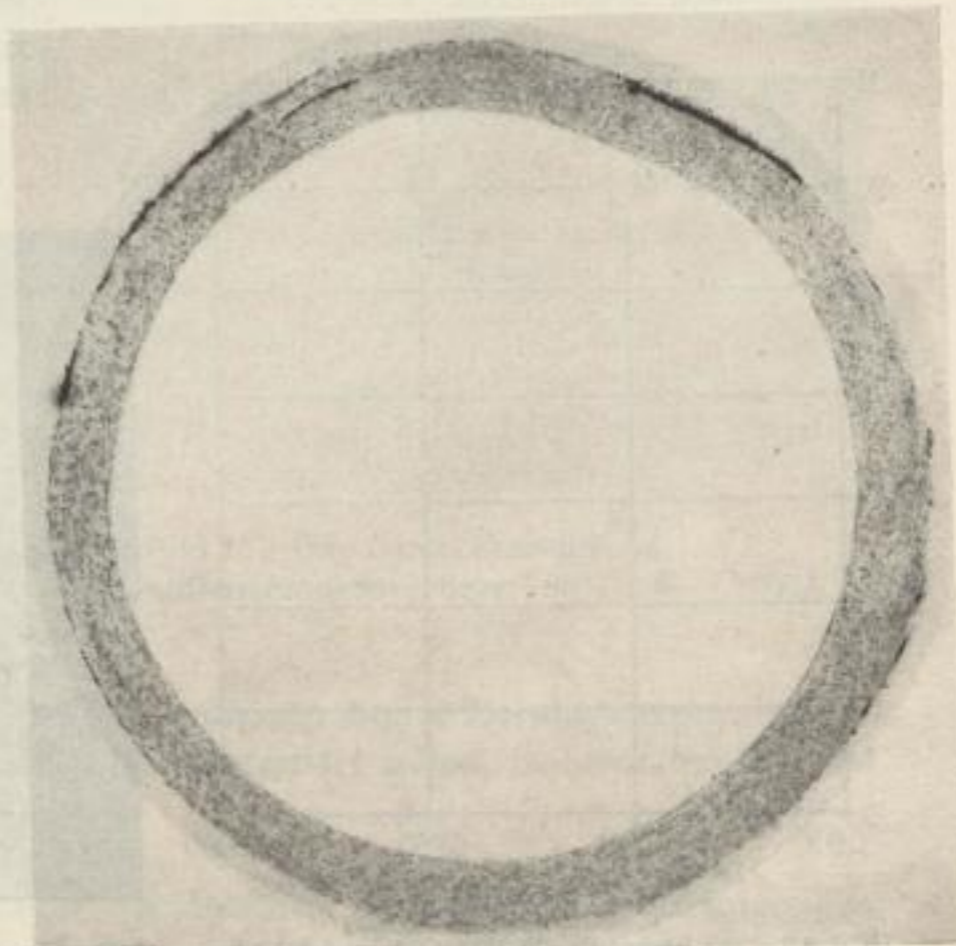
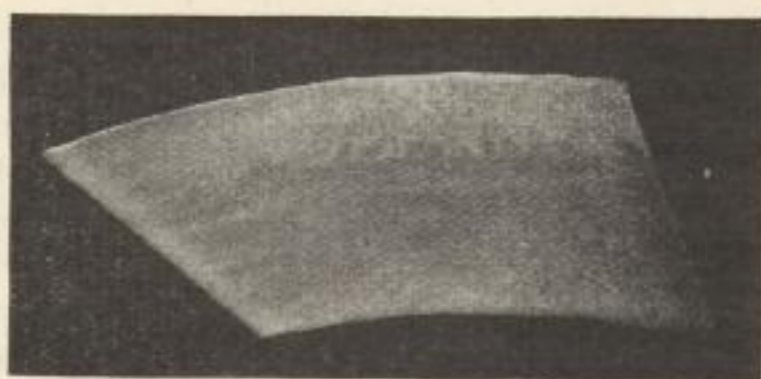


Bild 10. Baumannabdruck des Querschnittes einer Rohrluppe mit Werkstofftrennung



0,036 % S



0,044 % S



0,050 % S

Bild 11. Schliffe aus Rohrluppen mit unterschiedlichem Schwefelgehalt, geätzt nach OBERHOFFER. V = 2:1

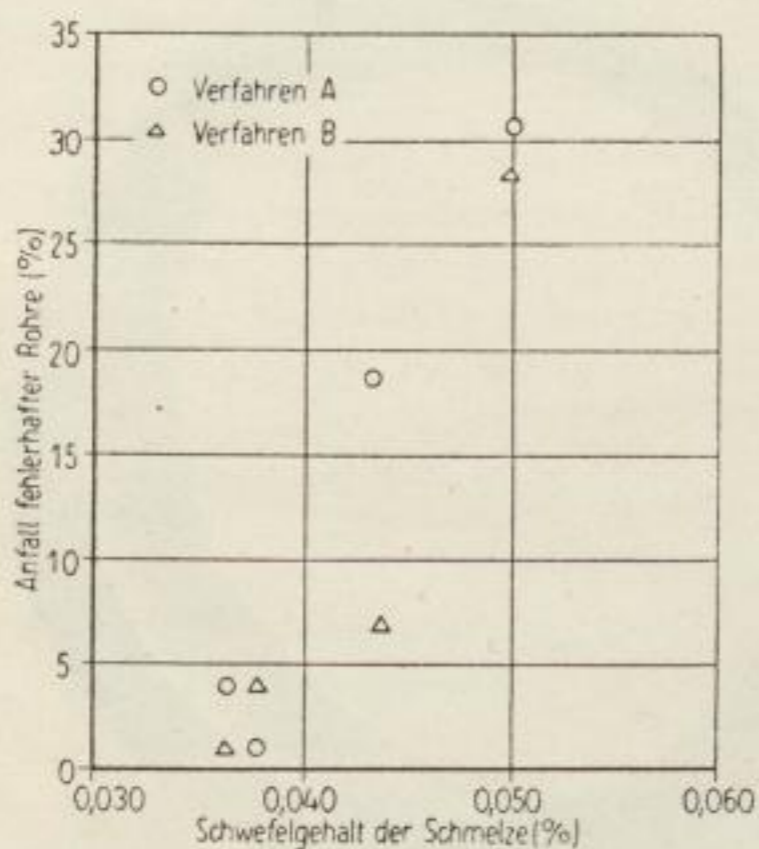


Bild 13. Abhängigkeit des Anfalles fehlerhafter Rohre aus kernberuhigtem Stahl vom Schwefelgehalt der Schmelze

kennen, daß diese Aufreißungen bevorzugt im Seigerungskranz, also innerhalb der Trennschicht zwischen unberuhigtem und beruhigtem Stahl aufgetreten sind.

Die Betrachtung der nach OBERHOFFER geätzten, in Bild 11 wiedergegebenen Schliffe von drei Luppen mit unterschiedlichem Schwefelgehalt zeigt deutlich, daß die Höhe des Schwefelgehaltes darüber entscheidet, ob und in welchem Umfang eine Werkstofftrennung auftritt. Während die Luppe der Schmelze III mit 0,036% S ein völlig einwandfreies Gefüge aufweist, zeigt die Luppe der Schmelze I mit 0,044% S bereits ausgeprägte Seigerungen, die aber noch nicht zum Aufreißen des Werkstoffes geführt haben. Die Luppe der Schmelze II mit 0,050% S ist innerhalb der Seigerungszone mehrmals aufgerissen. Die Eigenart der Schwefelseigerung geht besonders deutlich aus dem mit stärkerer Vergrößerung aufgenommenen Bild 12 hervor.

In Bild 13 ist der Anfall fehlerhafter Rohre über dem Schwefelgehalt der Schmelzen aufgetragen. Der überragende Einfluß des Schwefels auf den Ausfall von Rohren aus kernberuhigtem Stahl zeigt sich hier besonders deutlich, und zwar unabhängig von der Art des Walzverfahrens A oder B. Aus Bild 13 ergibt sich die Forderung, den Rohrstoß mit Schwefelhöchstgehalten von 0,035% zu erschmelzen. Dieser Forderung kann in den Stahlwerken der DDR zur Zeit nicht mit Sicherheit entsprochen werden, da die größeren Siemens-Martin-Öfen noch überwiegend mit Braunkohlen-Generatoren



Bild 12. Schwefelanreicherung innerhalb des Seigerungskranzes am Übergang des unberuhigten zum beruhigten Werkstoff. Ätzung nach OBERHOFFER V = 20:1

ratorgas beheizt werden und eine so weitgehende Entschwefelung ohne Schmelzzeitverlängerung nicht zulassen.

Es konnte weiterhin festgestellt werden, daß auch nichtmetallische Einschlüsse vornehmlich silikatischer Natur zu den betrachteten Fehlern führten. Während die unberuhigte Randzone verhältnismäßig sauber ist, treten im Gebiet des Seigerungskranzes oxydische Einschlüsse auf, die hier meist in die Seigerungen eingebettet sind (Bild 14). Aber auch in der beruhigten Kernzone können die oxydischen Verunreinigungen solche Ausmaße annehmen, daß es zu Werkstoffschäden bei der Verformung auf dem Schrägwalzwerk kommen kann (Bild 15). An Hand von Stufendrehproben konnte dieser Fehler besonders deutlich gemacht werden (Bild 16).

Im Schrifttum ist auf die Auswirkungen der im Stahl vorhandenen oxydischen Verunreinigungen auf das Ergebnis der Rohrfertigung hingewiesen worden. [10]. Die vorliegenden Untersuchungen bewiesen erneut, daß die Einschlüsse eine gefährliche Ausschußursache darstellen. Die Eigenart der Beruhigung in der Kokille gestaltet die Bedingungen des Aufsteigens und Abscheidens der Desoxydationsprodukte zweifellos wesentlich ungünstiger als die Beruhigung in der Pfanne. Schon die niedrigere Temperatur des Stahls in der Kokille beeinträchtigt die Abscheidung der Oxyde. Berücksichtigt man weiter, daß im Augenblick der Zugabe der Desoxydationsmittel in die Kokille die Erstarrung bereits von der Kokillenwand her eingesetzt hat, so wird verständlich, daß ein mehr oder weniger großer Teil der sich bildenden Desoxydationsprodukte von den Kristallen der Erstarrungsfront festgehalten und dadurch am Aufsteigen gehindert wird. Nur so kann das verstärkte Auftreten von Einschlüssen am Übergang vom unberuhigten zum beruhigten Werkstoff erklärt werden.

Möglicherweise beeinflußt auch die Menge der Desoxydationszusätze das Ausmaß der Verunreinigungen im Stahl. Bei den durchgeführten Versuchen wurde absichtlich ein gleichmäßiger hoher Beruhigungsgrad angestrebt. Schließlich dürfte der Reinheitsgrad der Desoxydationsmittel selbst, insbesondere der des Aluminiums, eine gewisse Rolle spielen.

Eine sichere Aussage, daß kernberuhigter Stahl *grundsätzlich* zu starken Verunreinigungen neigt, kann auf Grund der gewonnenen Versuchsergebnisse noch nicht abgegeben werden. Um hier zu völliger Klarheit zu gelangen, wäre eine genaue Bestimmung von Menge und Zusammensetzung der oxydischen Einschlüsse nach den Verfahren der Rückstandsisolierung erforderlich. Darüber

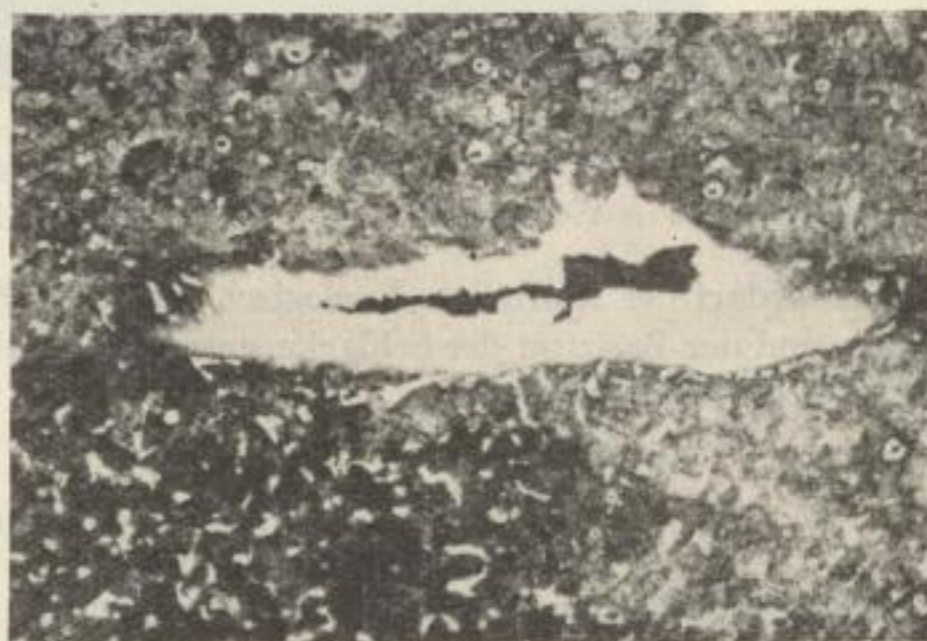


Bild 14. Silikateinschluß im Gebiet des Seigerungskranzes. $V = 50:1$



Bild 15. Oxydische Einschlüsse, die Werkstofftrennungen verursachen. $V = 100:1$

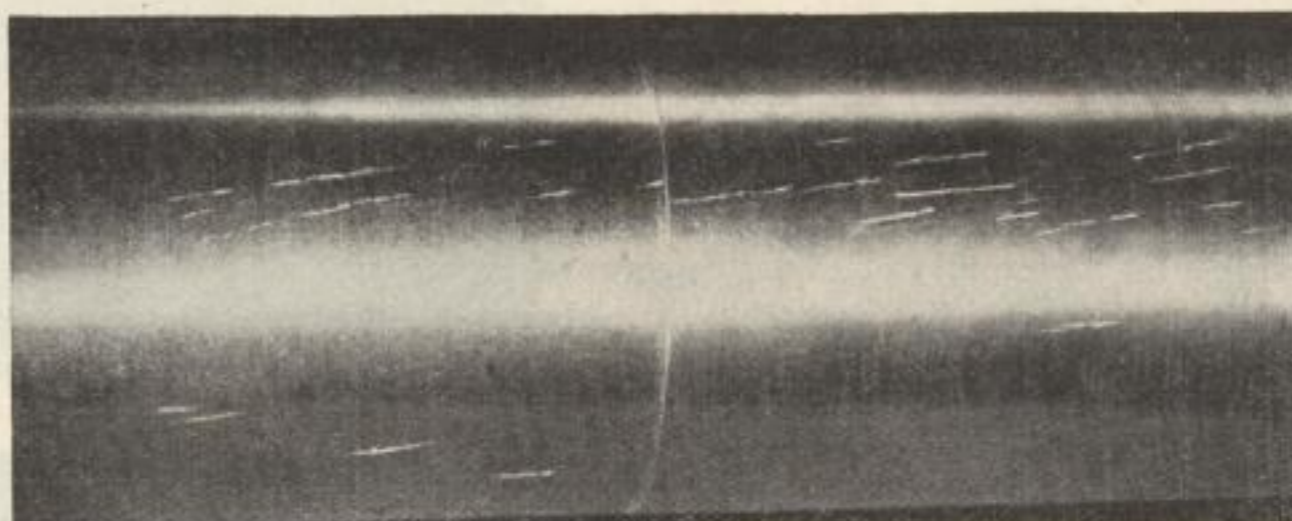


Bild 16. Stufendrehprobe einer Rohrlappe mit groben oxydischen Einschlüssen

hinaus bedarf der Einfluß technologisch wichtiger Einflußgrößen, vor allem des Eisenoxydulgehaltes und der Basizität der Schlacke sowie der Abstichttemperatur, einer weiteren Klärung, an der zur Zeit gearbeitet wird.

ZUSAMMENFASSUNG

Nach einer kurzen Erörterung der Angaben des Schrifttums über die verschiedenartigen Verfahren zur Erzeugung halbberuhigter und kernberuhigter Stähle wird auf die Versuche eingegangen, die die Herstellung eines kernberuhigten Stahls für nahtlose Rohre zum Ziel hatten. Der im Gespann vergossene Stahl wurde durch Trichterzugabe von 1 kg 75%igem Ferrosilizium und 0,1 kg granuliertem Aluminium je t Stahl kernberuhigt.

Die kernberuhigten 2,5-t-Blöcke zeigten im Längsschnitt eine rund 30 mm dicke, reine Randzone. Die hieran anschließende Zone war mit starken Schwefelanreicherungen durchsetzt, die sich in Form eines „Seigerungskranzes“ angeordnet hatten. Weiter wiesen die kernberuhigten Blöcke einen für den unberuhigt vergossenen Stahl kennzeichnenden Blasenkrantz auf, der sich vom Blockfuß bis zur halben Höhe erstreckte. Die beruhigte Kernzone der Blöcke entsprach dem Seigerungsbild des üblichen beruhigten Stahls.

Die Blöcke ließen sich fast fehlerfrei zu Vierkant- und Rundknüppeln auswalzen. Bei der Walzung von Rohrlappen nach zwei verschiedenen Schrägwalzverfahren ergaben sich jedoch Werkstofftrennungen innerhalb des Seigerungskranzes. Es wurde nachgewiesen, daß steigender Schwefelgehalt des Stahls die Gefahr des Aufreißen erhöht. Darüber hinaus können oxydische Einschlüsse, die sowohl im Seigerungskranz als auch im Kern auftreten, Werkstofftrennungen verursachen.

Die allgemeine Anwendung kernberuhigten Stahls für die Herstellung nahtloser Rohre setzt die Entschwefelung der Stahlschmelze auf einen Höchstgehalt von 0,035% S sowie die Ermittlung technologischer Maßnahmen zur weiteren Senkung des Gehaltes an oxydischen Verunreinigungen voraus.

LITERATUR

- [1] GUILLET, L.: Acier calmé, acier effervescent. Rev. Métall. Mém. Bd. 34 (1937); Teil I: S. 493/512, Teil II: S. 545/563, Teil III: S. 597/613, Teil IV: S. 657/664. Insbesondere S. 507/508, 549 und 658/59.
- [2] DÖPP, O., KLEIN, H., und PETERS, F.: Verfahren zum Herstellen von im Kern halb- oder vollberuhigten Stahlblöcken. D. B. P. Nr. 863 349, Klasse 18b, Gruppe 11; angemeldet am 17. 4. 1951, ausgegeben am 15. 1. 1953.

- [3] GERLING, W., und ZIMMER, K.-O.: Die Beruhigung von Tiefziehstählen in der Kokille. Stahl u. Eisen 76 (1956) S. 799/805.
- [4] Basic Open Hearth Steelmaking by the Physical Chemistry of Steelmaking Committee, Iron and Steel Division, AIME. 2. Ausgabe, New York 1951, S. 55 und 362/370.
- [5] KOSMIDER, H., NEUHAUS, H., KIRSCHNING, H.-J., und MÜNSTERMANN, W.: Über die physikalischen und chemischen Vorgänge beim Gießen und Erstarren von Stahl. Stahl u. Eisen 77 (1957) S. 133/143.
- [6] ZAMCZINK, F.: Beitrag zum Problem des unberuhigten Stahles. Hutnik 4 (1958) S. 122/127.
- [7] MORGAN, E. R., und SHINE, I. C.: Verfahren zur Herstellung nichtalternder Stähle. US-Patent Nr. 2.771.651 vom 28. 10. 1955; nach Informationsbericht Nr. 58—7 der früheren HV Eisenindustrie der DDR.
- [8] JEFIMOW, L. M., LITWINENKO, D. A., BARSIJ, W. K., MARINOW, A. J., und JAKUSCHIN, W. J.: Erzeugung von halbberuhigtem Stahl. Stal 1958, Heft 10, S. 885/890.
- [9] LEIBER, G., und SCHAUWINHOLD, D.: Versuche zur Erzeugung halbberuhigten Stahles. Forschungsberichte des Wirtschafts- und Verkehrsministeriums Nordrhein-Westfalen, Nr. 552 (1958). — Technische und wissenschaftliche Berichte der August-Thyssen-Hütte, Band 1, Duisburg-Hamborn 1959, S. 135/148.
- [10] OIKS, G. N.: Gießgrubentechnik am Siemens-Martin-Ofen. VEB Verlag Technik Berlin, 1953, S.246/265.



Beitrag zur Desoxydation von Siemens-Martin-Schmelzen für Tiefziehstähle mit Aluminium

VON MANFRED GÖHLER UND HANS-WERNER FENZKE, Freiberg

Aluminium ist infolge seiner hohen Affinität zum Sauerstoff das schärfste der zur Erzeugung beruhigter Stähle verwendeten Desoxydationsmittel. Die kräftige Desoxydationswirkung des Aluminiums geht aus Bild 1 hervor, das die von verschiedenen Bearbeitern ermittelten Sauerstoffkonzentrationen im flüssigen Eisen angibt, die bei 1600° C mit einer bestimmten Konzentration an im Eisen gelöstem Aluminium im Gleichgewicht stehen. Zum Vergleich wurde die entsprechende Gleichgewichtslinie für Silizium mit eingezeichnet [1]. Nach den von J. CHIPMAN [2] errechneten und bereits 1934 mitgeteilten Werten stehen 0,05% Al mit nur 0,0002% O im Gleichgewicht, so daß Aluminium etwa 120mal stärkere Desoxydationskraft besitzen müßte als Silizium. Spätere, von H. WENTRUP und G. HIEBER [3] sowie von D. C. HILTY und W. CRAFTS [4] durchgeführte experimentelle Untersuchungen haben diese durch Berechnung erhaltenen Aussagen nicht bestätigt. Die von H. WENTRUP und G. HIEBER gefundenen Sauerstoffwerte lassen erkennen, daß bei Anwesenheit von 0,05% Al bzw. Si dem Aluminium die siebenfache, nach D. C. HILTY und W. CRAFTS die zweieinhalbfache Desoxydationswirkung gegenüber dem Silizium zuzuschreiben ist. Nach kürzlich von A. M. SAMARIN [5] bekanntgegebenen Ergebnissen liegt für 0,05% Al im Eisen ein Gleichgewichts-Sauerstoffgehalt von 0,0017% vor, der nahezu 14mal tiefer als der Sauerstoffwert für die gleiche Siliziumkonzentration liegen würde. Diese großen Unterschiede sind vornehmlich durch analytische Schwierigkeiten begründet, die der exakten Untersuchung der Desoxydation mit Aluminium entgegenstehen. Das Aluminiumoxyd liegt als festes Desoxydationsprodukt im flüssigen Eisen vor und vermag sich hier leicht als Suspension zu halten. Die nicht abgeschiedenen, im Eisen äußerst fein verteilten Tonerdepartikel verfälschen das Ergebnis der Sauerstoffbestimmung, so daß die unterschiedlichen Aussagen über

die Gleichgewichtslage begründet erscheinen. Obwohl D. C. HILTY und W. CRAFTS sich verhältnismäßig weitentwickelter Verfahren zur Aluminium- und Sauerstoffbestimmung bedienen, ist es doch möglich, daß die von ihnen angegebenen Sauerstoffgehalte zu hoch sind.

Trotz der im Schrifttum bestehenden Widersprüche über die quantitative Wirksamkeit des Aluminiums steht sein gutes Desoxydationsvermögen außer Zweifel. Bekanntlich verbessert eine über die Siliziumdesoxydation hinausgehende Beruhigung mit Aluminium die Zähigkeit, die Alterungsbeständigkeit und verschiedenen Gebrauchseigenschaften vor allem kohlenstoffarmer Stähle. Wenn heute

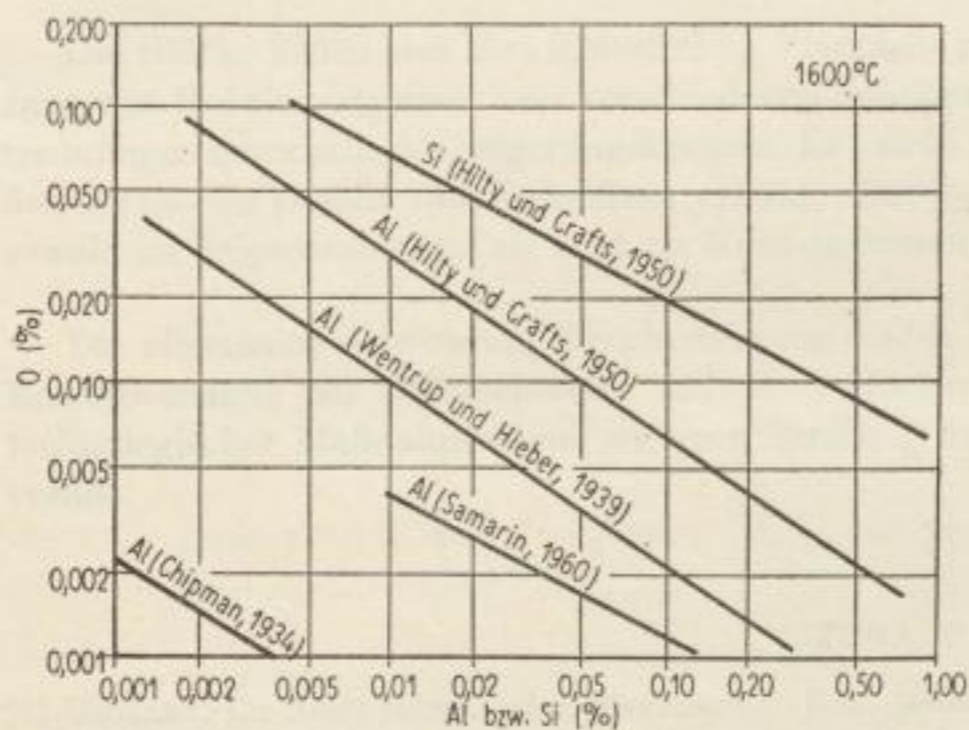


Bild 1. Löslichkeit des Sauerstoffs in flüssigem Eisen in Abhängigkeit vom Siliziumgehalt bzw. Aluminiumgehalt bei 1600° C.

einige unserer Stahlwerker noch Bedenken gegen die Desoxydation mit Aluminium hegen, so sind diese einerseits auf gewisse Schwierigkeiten bei der Zugabe in die Gießpfanne, andererseits auf die erfahrungsgemäß schlechte Abscheidbarkeit der Desoxydationsprodukte zurückzuführen. Demgegenüber hat sich im Ausland, vor allem in der amerikanischen Stahlwerkspraxis, die Anwendung hoher Aluminiumzusätze durchgesetzt [6].

Besondere Beachtung fanden die von E. PLÖCKINGER und R. ROSEGER [7a] im Jahre 1957 veröffentlichten Ergebnisse ihrer Untersuchungen über den Einfluß steigender Aluminiumzusätze auf die Abscheidbarkeit der Desoxydationsprodukte, die in schroffem Gegensatz zu älteren Schriftumsangaben und herkömmlichen Ansichten der Praktiker stehen. Wie Bild 2 erkennen läßt, wiesen Thomasstähle nach der Desoxydation mit weniger als 1 kg Al/t Einschlußmengen bis 1300 g je t Stahl auf, während bis auf 6,5 kg/t gesteigerte Aluminiumzusätze Einschlußmengen zwischen 40 und 220 g/t Stahl ergaben und somit nicht zur Verschlechterung des Reinheitsgrades führten. Wie R. ROSEGER [7b] später darlegte, zeigte die Gegenüberstellung der durch Isolierung ermittelten Einschlußmenge und der nach H. DIERGARTEN bestimmten Schlackenwertzahlen eine gute Übereinstimmung.

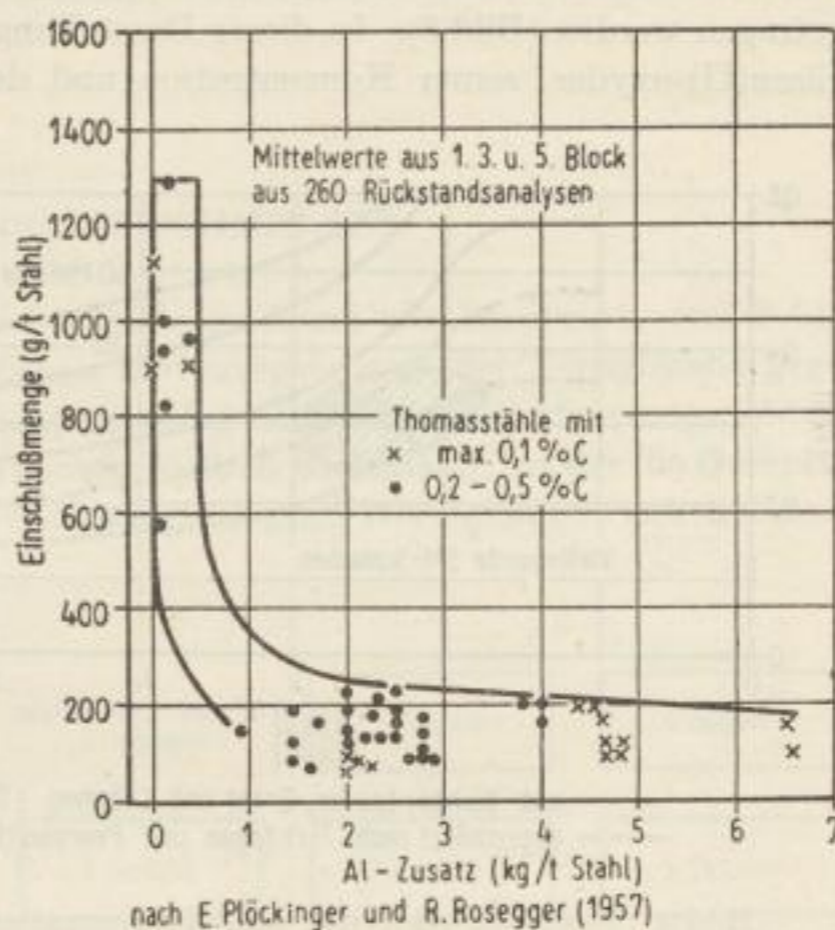


Bild 2. Einfluß des Aluminiumzusatzes auf den Gehalt des Fertigstahls an nichtmetallischen Einschlüssen

DURCHFÜHRUNG DER VERSUCHSSCHMELZEN

Dem Eisenhütten-Institut war die Aufgabe gestellt worden, im VEB Eisen- und Hüttenwerke Thale zu untersuchen, ob die Anwendung höherer Aluminiumsätze zu einer Verbesserung von Feinblechstählen hinsichtlich ihres Gehaltes an oxydischen Einschlüssen, ihrer Oberflächenbeschaffenheit und ihrer Tiefziehfähigkeit führen würde. Die Richtanalyse der betrachteten Stähle ist folgende:

Stahlmarke	C %	Si %	Mn %	P %	S %
M b 7	bis 0,11	bis 0,12	0,20—0,40	< 0,050	< 0,050

Die Normalwerte der 24 Versuchsschmelzen betragen 0,07 bis 0,10 % C, 0,07 bis 0,10% Si, 0,27 bis 0,35% Mn, unter 0,030% P und 0,040 bis 0,045% S. Die betriebsübliche Aluminiumzugabe liegt bei 1,2 kg/t Stahl, so daß die Schmelzen vollberuhigt vergossen werden.

Die Versuchsschmelzen mit einem mittleren Gewicht von 56 t wurden in den generatorgasbeheizten Siemens-Martin-Öfen I (Bauart Maerz) und III (Bauart Siemens) hergestellt. Der Anteil

des festen Stahlroheisens am Einsatz schwankte zwischen 31 und 46%. Die mit Tauchthermoelementen vor dem Abstich gemessenen Badtemperaturen bewegten sich zwischen 1580 und 1640° C. Die Schlacken wurden vor dem Fertigmachen auf ihren Gesamteisengehalt, ausgedrückt als $(\text{FeO})_{\text{ges}}$, sowie auf ihre Basizität durch Messung der elektrischen Leitfähigkeit des wäßrigen Auszuges untersucht. Auf Grund dieser Kennwerte konnte in dem von H. L. BISHOP, H. H. LANDER, J. GRANT und J. CHIPMAN [8] entwickelten Schaubild der für die betrachteten Schlacken geltende Bereich eingetragen werden (Bild 3). In dieser Darstellung, welche die Beziehung zwischen der Aktivität des Eisen(II)-oxydes, seiner Konzentration und der Schlackenbasizität angibt, wurden die Konzentrationen für 10 und 15 Mol-%

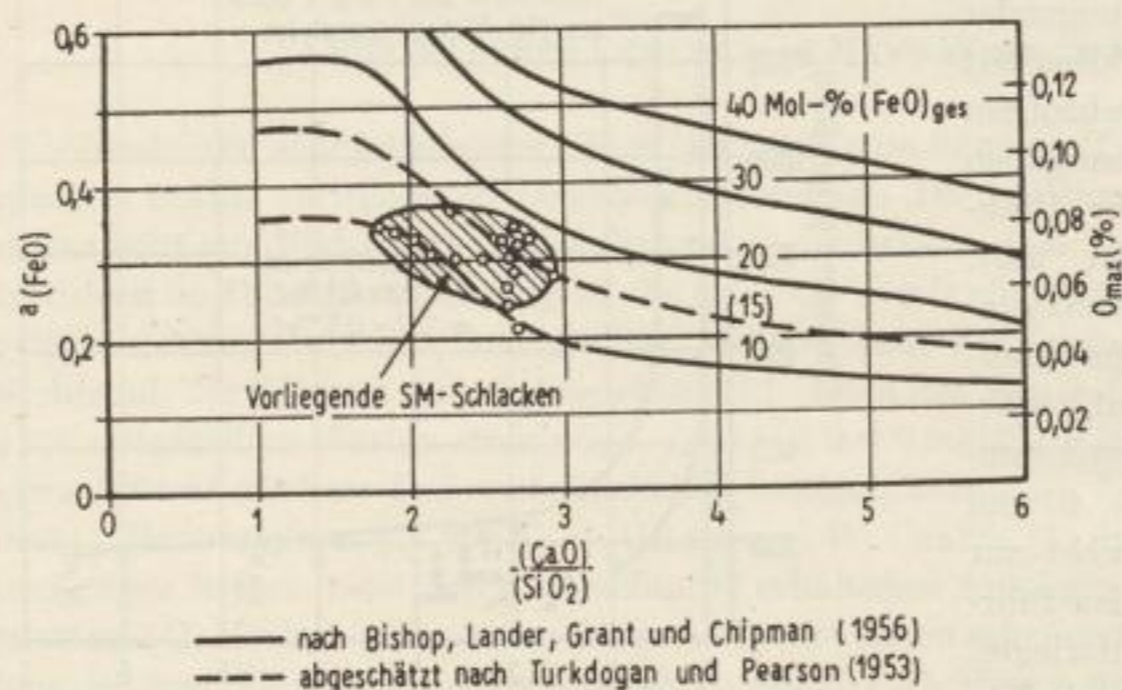


Bild 3. Basizität, Aktivität und Konzentration des Eisen(II)-Oxyds in den Endschlacken

trationslinien für 10 und 15 Mol-% $(\text{FeO})_{\text{ges}}$ nach Unterlagen von E. T. TURKDOGAN und J. PEARSON [9] ergänzt. Hiernach liegt die Aktivität des Eisen(II)-oxyds der Schlacken vor dem Fertigmachen zwischen 0,25 und 0,37; diesem Bereich entsprechen Sauerstoffgehalte $[O]_{\text{max}}$ von 0,06 bis 0,08%. Da die Stahlschmelzen zu diesem Zeitpunkt noch 0,06 bis 0,09% C enthielten, würden sich nach H. C. VACHER und E. H. HAMILTON [10] Gleichgewichtskonzentrationen von 0,03 bis 0,05% $[O]$ einstellen. Die tatsächlichen Sauerstoffgehalte dürften in der Mitte liegen und um 0,06% schwanken.

Die Durchführung der Versuchsschmelzen und ihre betriebliche Auswertung waren Gegenstand der Diplomarbeit von H. KARSCHUNKE [11]. In vier Versuchsreihen wurden die Art der Vordesoxydation im Ofen und die Art der Schlußdesoxydation in der Pfanne entsprechend den Angaben der Tabelle 1 verändert. Die Ofendesoxydation erfolgte entweder mit Silikomangan oder mit Ferromangan, die Pfannendesoxydation entweder mit Ferrosilizium oder mit Kalziumsilizium. Der Aluminiumzusatz wurde innerhalb jeder Versuchsreihe zuerst auf 1,2, dann auf 1,8 und schließlich auf 2,4 kg/t gehalten. Jeweils zwei Schmelzen wurden in gleicher Weise behandelt, so daß für die Auswertung insgesamt 24 Versuchsschmelzen zur Verfügung standen. Das Aluminium wurde stets zugegeben, nachdem die Pfanne etwa zu einem Drittel mit Stahl gefüllt war. Die Abhängigkeit betrug durchschnittlich 10 min. Die mittels Glühfadenpyrometer gemessenen Gießtemperaturen schwankten innerhalb des engen Bereiches von 15 Grad.

Tabelle 1. Untersuchte Arten der Desoxydation von Feinblechschmelzen

Versuchsreihe	Schmelzen Nr.	Vordesoxydation im Ofen mit	Schlußdesoxydation in der Pfanne mit
I	1 bis 6	Si Mn	FeSi + Al (1,2; 1,8 bzw. 2,4 kg/t)
II	7 bis 12	Si Mn	CaSi + Al (dgl.)
III	13 bis 18	Fe Mn	FeSi + Al (dgl.)
IV	19 bis 24	Fe Mn	CaSi + Al (dgl.)

Aus Bild 4 geht das Schema der Probeentnahme hervor. Die Schmelzen wurden in fünf Gespannen mit je 12 Kokillen für 900-kg-Blöcke vergossen. Die Probeentnahme erfolgte stets aus einem Mittelblock des zweiten Gespanns. Nachdem dieser Block auf Platinen von 15 bis 20 mm Dicke und 260 mm Breite herabgewalzt war, wurde aus dem Kopf-, Mittel- und Fußteil je ein 300 mm langes Probestück herausgeschnitten. Eine Hälfte dieser in Walzrichtung geteilten Probestücke wurde in der Qualitätsstelle des Werkes Thale, die zweite Hälfte später im Eisenhütten-Institut Freiberg untersucht.

PRÜFUNG DER VERSUCHSSCHMELZEN

In Thale prüfte H. KARSCHUNKE die Platinenabschnitte an Hand von Blabruch- und Schliffbildauswertungen, deren Ergebnisse den betrieblichen Sortierergebnissen der Fertigbleche gegenübergestellt wurden. Die Bruchfläche der Blabruchproben lag senkrecht zur Verformungsrichtung. Die Beurteilung erfolgte nach der von H. HOFF [12] aufgestellten Richtreihe, bei der die Querprobe dem Augenschein nach beurteilt wird und dem Verunreinigungsgrad Wertzahlen zwischen 1 und 5 zugeordnet werden.

Neben den Blabruchproben wurden metallographische Schliffe zur Abschätzung von Menge und Verteilung der oxydischen Einschlüsse angefertigt, wobei die Schlifffläche ebenfalls quer zur Walzrichtung lag. Die Schliffe wurden ungeätzt bei 100facher Vergrößerung betrachtet und die Ergebnisse in eine selbst aufgestellte Richtreihe eingeordnet. Hierzu sei festgestellt, daß die Schliffuntersuchung auf nichtmetallische Einschlüsse, wie sie auch von R. ROSEGGER [7b] gehandhabt worden ist, besonders bei weichen Stählen leicht zu subjektiv bedingten Fehlschlüssen führen kann.

Die so durchgeführten Prüfungen ergaben übereinstimmend, daß die Menge der im Stahl enthaltenen nichtmetallischen Einschlüsse bei Erhöhung des Aluminiumzusatzes von 1,2 auf 1,8 kg/t sich zunächst etwas verringert, bei weiterer Erhöhung auf 2,4 kg/t jedoch deutlich wieder ansteigt. Dieser Beobachtung entsprach auch das Sortierergebnis der Bleche. Die Proben aus dem Kopf-, Mittel- und Fußteil des Blockes lieferten vergleichbare Ergebnisse, wobei in der Regel die Proben aus der Blockmitte die geringste Einschlußmenge aufwiesen.

Die Prüfung der Tiefziehfähigkeit nach der ERICHSEN-Tiefungsprobe zeigte keinen Einfluß der unterschiedlichen Aluminiumzusätze. Bei 0,5-mm-Blechen lagen die Mittelwerte zwischen 9,5 und 9,7 mm, bei 1-mm-Blechen zwischen 10,4 und 10,7 mm.

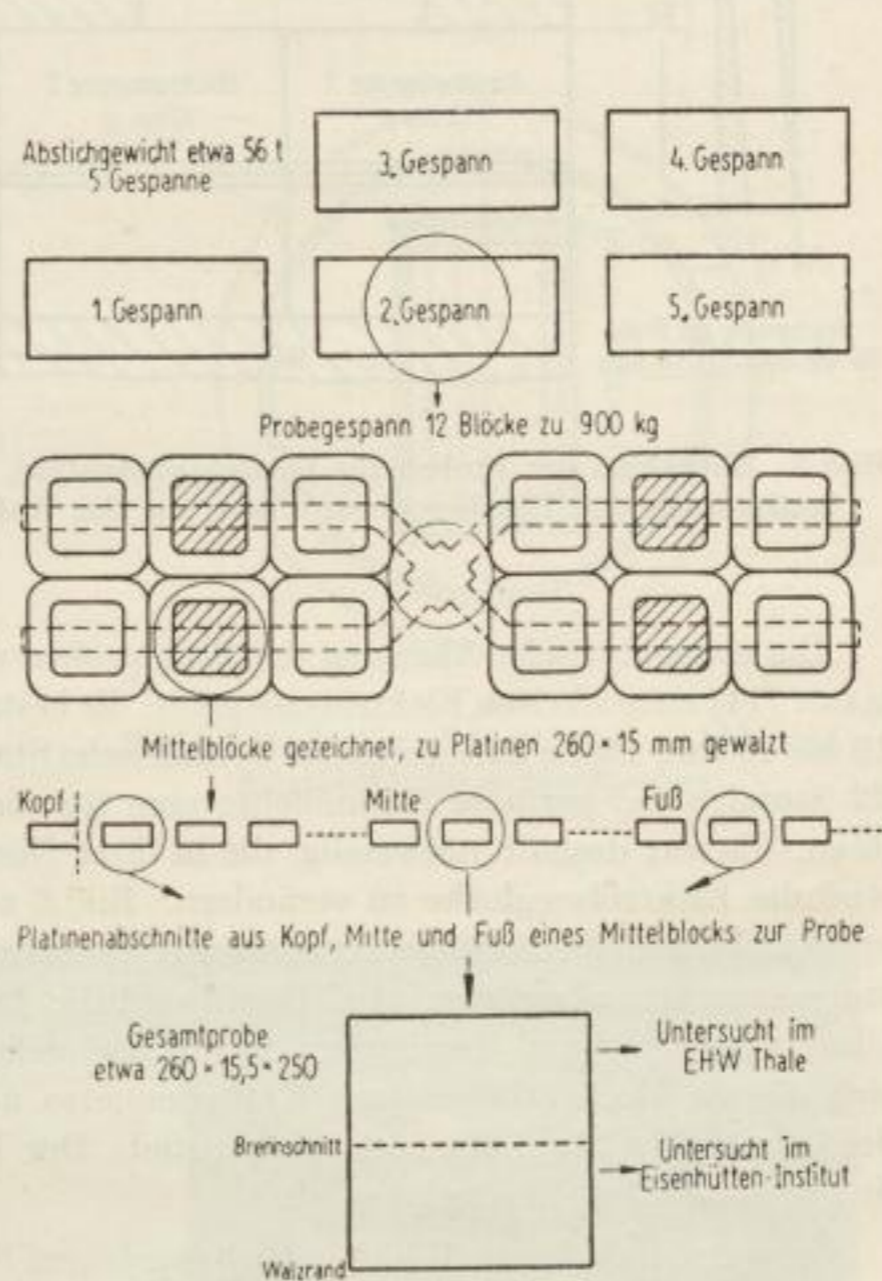


Bild 4. Probeentnahme zur Einschluß-Untersuchung

Diese zunächst nur als qualitativ gewerteten Ergebnisse wurden später im Freiburger Eisenhütten-Institut nachgeprüft, wobei sich die Untersuchung auf die aus der Blockmitte stammenden Platinenstücke beschränkte. Bild 5 gibt Aufschluß über die Lage der verschiedenartigen Proben im Platinenstück und deren Bearbeitung. Die Untersuchungen erstreckten sich jetzt neben der Auswertung weiterer Blaubruchproben auf die Isolierung der oxydischen Einschlüsse nach dem von P. KLINGER und W. KOCH [13] angegebenen Verfahren und die Bestimmung des Gesamtsauerstoffs nach dem Vakuumschmelzverfahren.

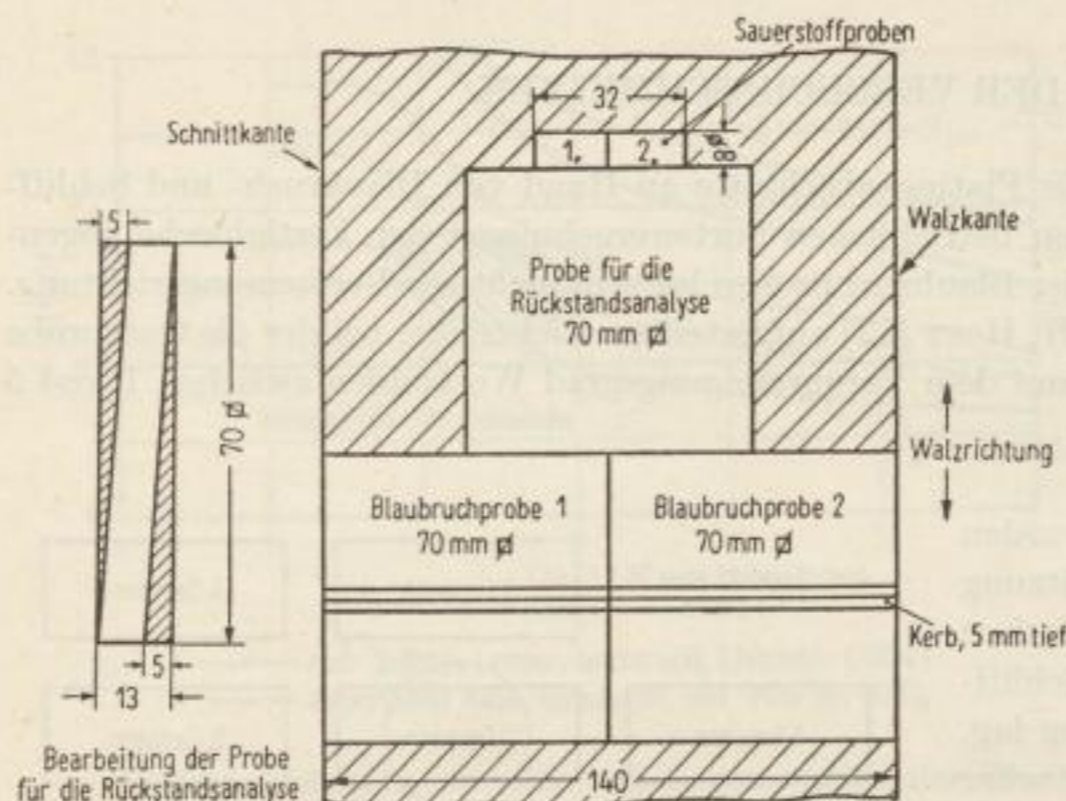


Bild 5. Entnahme der Proben für Rückstandsanalyse, Sauerstoffbestimmung und Blaubruchbeurteilung aus der Walzplatte

Bei der Blaubruchprüfung wurden beide Seiten der Bruchfläche von 70×8 mm unter dem Stereomikroskop „PM XIII“ des VEB Carl Zeiss Jena bei 25-facher Vergrößerung betrachtet. Die Bruchflächen lagen auch hier quer zur Walzrichtung, so daß sich die Zeilen als Aufreißungen des Werkstoffes bemerkbar machten. In diesen Aufreißungen waren die größeren nichtmetallischen Einschlüsse deutlich zu erkennen, die nach ihrer Größe in vier Gruppen eingeteilt und unterschiedlich bewertet wurden. Die gerade noch erkennbaren Einschlüsse erhielten die Wertzahl 1, Einschlüssen steigender Größen wurden die Wertzahlen 2, 4 bzw. 8 zugeordnet. Ein mit 8 bewerteter Einschluß war mindestens 0,1 mm breit und schon mit unbewaffnetem Auge gut zu erkennen.

Die elektrolytische Ablösung der Stahlproben erfolgte mit dem von W. KOCH und H. SUNDERMANN [14] entwickelten Elektrolysiergerät. Es bestand zunächst die Schwierigkeit, aus Platinen von 10 bis 15 mm Dicke eine geeignete zylindrische Stahlprobe zu entnehmen und hiervon innerhalb von 22 Stunden bei geringer Stromdichte eine für die Untersuchung ausreichende Stahlmenge abzulösen. Es war deshalb notwendig, die in ihrer Normalausführung nur für zylindrische Proben entwickelte Elektrolyseglocke zu verändern. Bild 6 zeigt die neue Form des Kathodenraumes, die es ermöglicht, scheibenförmige Proben unter Beibehaltung des Grundsatzes des obengenannten Elektrolysiergerätes abzulösen. Auf Bild 7 sind die Einzelheiten der aus durchsichtigem organischem Glas „Piacryl P“ und Tondiaphragmen bestehenden Zelle dargestellt. Neben dieser Glocke befinden sich die am Deckel befestigten Kathodennetze aus starkem Messingdraht und eine Probe, von der bereits 25 g Stahl abgelöst worden sind. Der Trichter mit dem rechteckigen Querschnitt führt den verbrauchten Elektrolyten ab.

Entsprechend der in Bild 5 (links) gegebenen Skizze wurde die Oberfläche der Probe so abgehobelt und geschliffen, daß bei der Ablösung der Probenquerschnitt mit erfaßt wurde. Auf diese Weise konnten von Platinen mit 100 cm^2 freier Oberfläche in 22 Stunden Elektrolysedauer und mit 10 mA/cm^2 mehr als 20 g Stahl elektrochemisch abgelöst werden. Als Elektrolyt diente eine wäßrige Lösung aus 5%igem tertiärem Natriumzitat und 2,5% Alkalihalogeniden. Ungleichmäßige Ablösung durch Lochfraß, die das Ergebnis der Isolierung völlig verfälscht, konnte schon durch einen geringen Zusatz von 0,1% Natriumfluorid beseitigt werden. Die Elektrolyserückstände wurden in der Chlorvakuumapparatur zwei Stunden lang bei 130°C chloriert; hieran schloß sich eine Sublimation der Chloride im Hochvakuum bei 950°C von über drei Stunden Dauer an.

ERGEBNISSE DER UNTERSUCHUNGEN

In Bild 8 ist die Menge der isolierten oxydischen Einschlüsse für jede einzelne Schmelze in Abhängigkeit von der Höhe des Aluminiumsatzes in der Pfanne und von der Desoxydationsart aufgetragen. Unabhängig von der Verwendung von Ferromangan oder Silikomangan zur Vordesoxydation bzw. von Ferrosilizium oder Kalziumsilizium zur Schlußdesoxydation wiesen alle Stähle die größte Menge an oxydischen Einschlüssen auf, die mit dem höchsten Aluminiumzusatz von 2,4 kg/t überberuhigt worden sind.

Bild 9 zeigt in ähnlicher Darstellungsart die Ergebnisse der Blaubruchauswertung, der die Mittelwerte, die sich aus der Untersuchung von jeweils zwei gleichbehandelten Schmelzen ergaben, zugrunde gelegt sind. Auch hier zeigten die mit 2,4 kg Al/t behandelten Schmelzen die schlechtesten Befunde.

Zwischen den Mittelwertkurven der Bilder 8 und 9 besteht gute Übereinstimmung. Beide Auswertungsverfahren sagen mit gleicher Deutlichkeit aus, daß eine Erhöhung des Aluminiumzusatzes von 1,2 auf 1,8 kg/t keine wesentliche Veränderung des Einschlußgehaltes des Stahles bewirkt; die Einschlußmengen bewegen sich um 70 bis 120 g/t. Demgegenüber liegen nach einem Zusatz von 2,4 kg Al/t die Einschlußmengen um 200 g/t bei den mit Silikomangan vor desoxydierten und zwischen 200 und 375 g/t bei den mit Ferromangan vorbehandelten Schmelzen. Der Übergang von 1,8 auf 2,4 kg Al/t bedeutet somit eine Vermehrung des Einschlußgehaltes auf den zwei- bis dreieinhalbfachen Betrag.

Bevor die erhaltenen Ergebnisse gedeutet werden können, sind die angewendeten Verfahren

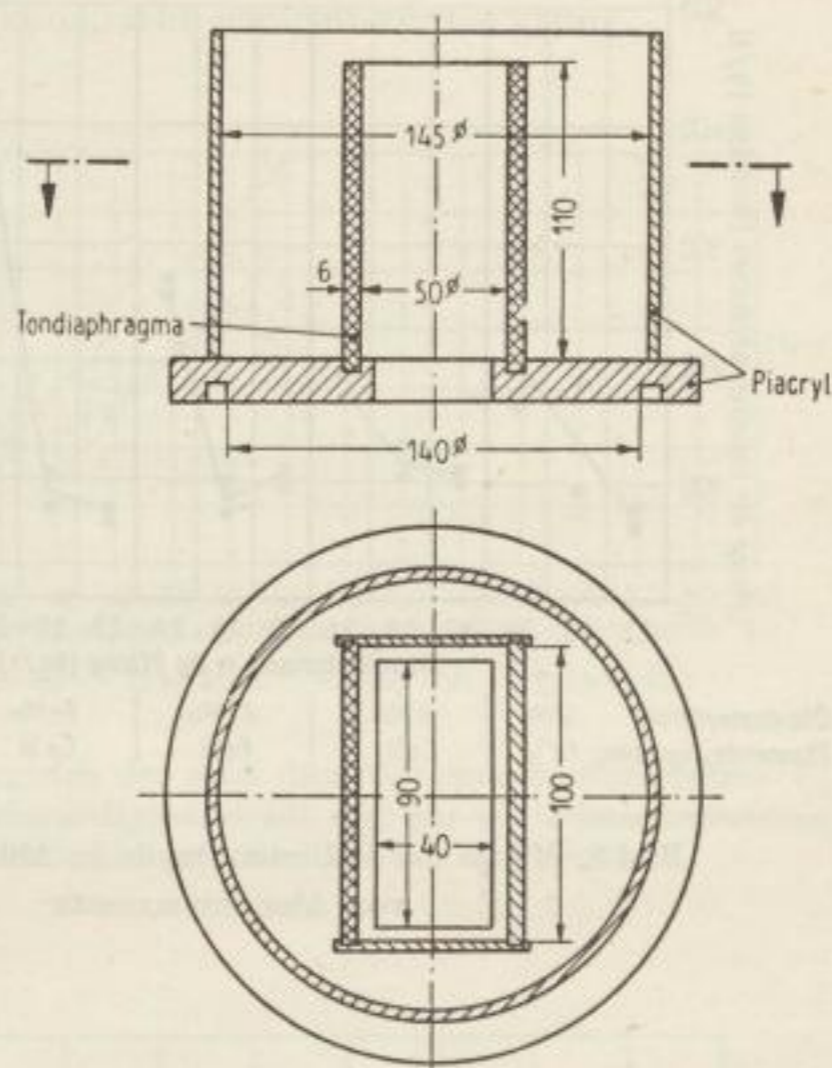


Bild 6. Gerät zur elektrolytischen Ablösung scheibenförmiger Stahlproben

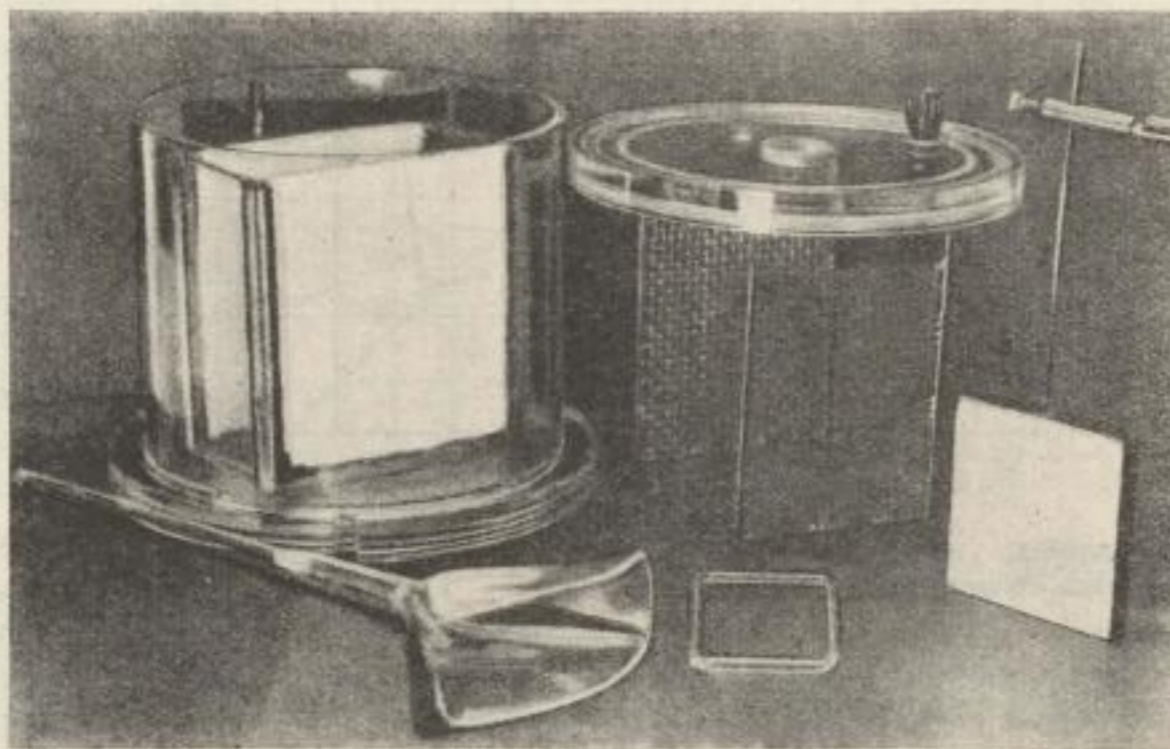


Bild 7. Ansicht der Zelle zur elektrolytischen Ablösung scheibenförmiger Stahlproben

dahingehend zu prüfen, inwieweit die Ergebnisse der Gesamtsauerstoffbestimmung mit den aus der Zusammensetzung der Isolate berechneten Sauerstoffgehalten übereinstimmen und inwieweit die Blaubruchprobe den tatsächlichen Einschlußgehalt widerspiegelt. Obwohl die Aussagekraft einzelner Proben über den Reinheitsgrad einer ganzen Schmelze grundsätzlich beschränkt ist, sind die Ergebnisse der betrachteten Tiefziehschmelzen, die sich auf weitgehend gleiche Bedingungen der Probenahme stützen, als genügend sicher zu werten.

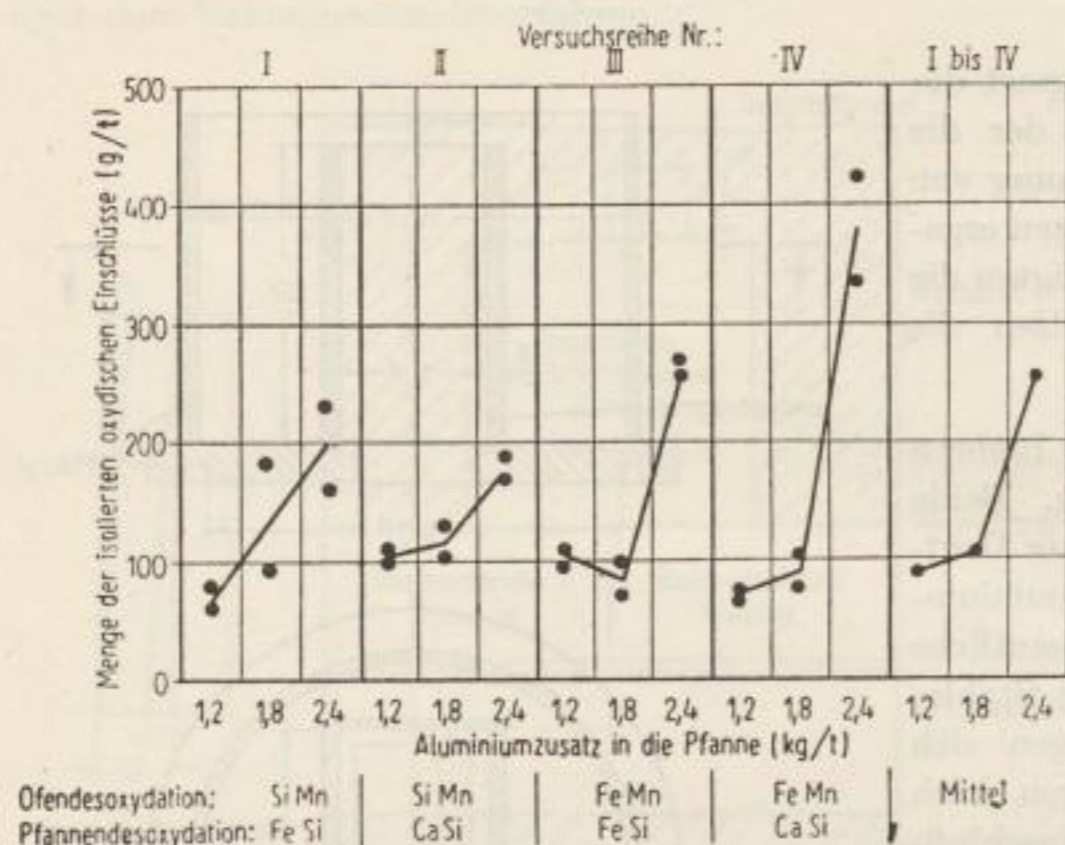


Bild 8. Menge der isolierten Oxyde in Abhängigkeit vom Aluminiumzusatz

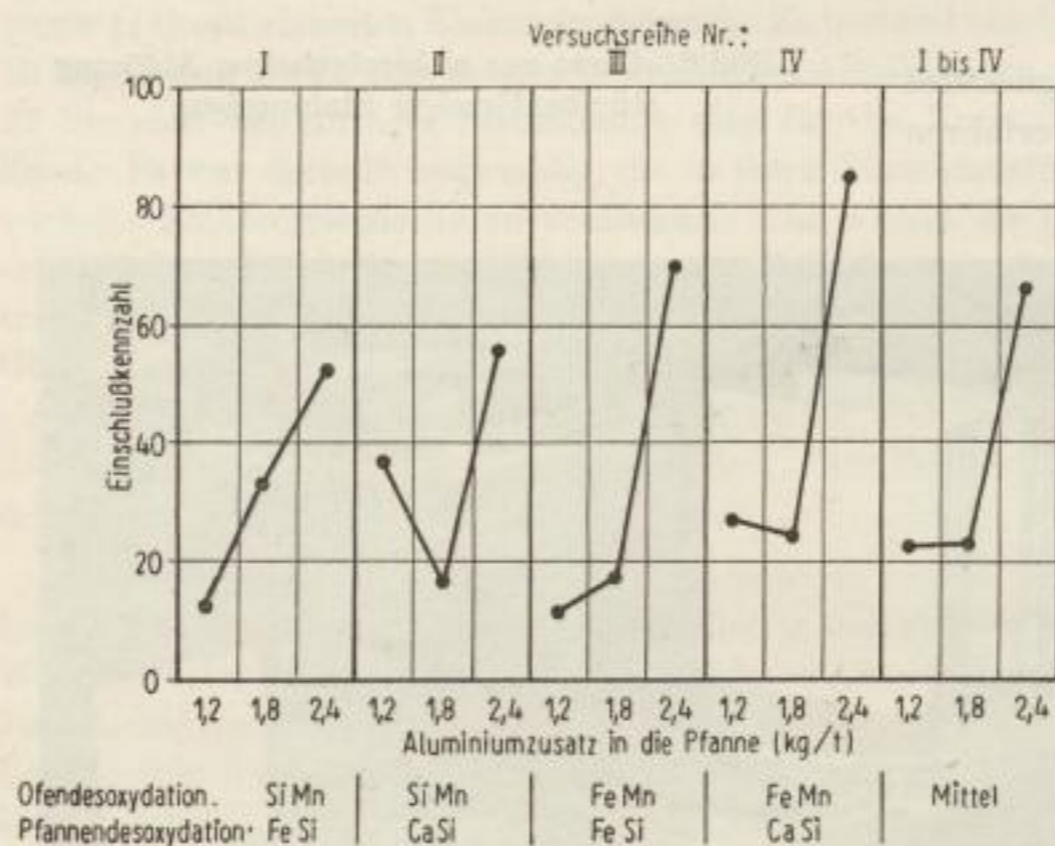


Bild 9. Nichtmetallische Einschlüsse nach der Blaubruchprüfung (Mittelwerte aus 2 Schmelzen)

In Bild 10 sind die nach dem Vakuumschmelzverfahren bestimmten Sauerstoffgehalte von Proben der verschiedenartig desoxydierten Schmelzen den aus der Einschlußanalyse berechneten Sauerstoffgehalten gegenübergestellt. Bemerkenswert ist, daß die Proben der mit 1,2 und 1,8 kg Al/t beruhigten Schmelzen sich mit einer Ausnahme um die Gleichheitsgrade verteilen. Demgegenüber liegen die nach dem Vakuumschmelzverfahren bestimmten Sauerstoffgehalte der mit 2,4 kg Al/t behandelten Schmelzen gegenüber den errechneten Werten offensichtlich zu niedrig. Während im älteren Schrifttum angegeben ist, daß beim Vakuumschmelzen im Graphittiegel die Reduktion der im Stahl enthaltenen Tonerde bereits bei 1650° C quantitativ verlaufe, wurde in den letzten Jahren wiederholt darauf hingewiesen, daß bei dieser Temperatur nicht in jedem Fall mit einer völligen Reduktion der hauptsächlich aus Tonerde bestehenden Oxyde zu rechnen sei und daß bei grober Ausbildungsform der Oxyde Temperaturen von 2000 bis 2100° C eingehalten werden müssen [15 bis 20]. Früher durchgeführte Vergleiche der im Thanheiser-Braunsofen mittels eines Pt/PtRh-18-Thermoelementes gemessenen Temperaturen mit den gleichzeitigen Meßwerten des Teilstrahlungs-pyrometers „Pyropto“ ergaben, daß die wahre Ofentemperatur um 150 bis 160° C höher liegt als die z. B. mit 1700° C optisch gemessene Temperatur.

Bei den im vorliegenden durchgeführten Bestimmungen wurden somit folgende Bedingungen eingehalten:

Gewicht der Probe: um 6 g,
Wahre Extraktionstemperatur: 1950° C,
Extraktionszeit: 10 bis 15 min,
Leerwert: 50 mm³ in 15 min.

Die Bruchflächen der Proben aus den mit 2,4 kg Al/t beruhigten Schmelzen wiesen vereinzelt sehr grobe Oxydzeilen auf, deren vollständige Reduktion nicht erwartet werden kann.

Für die Isolierung der Oxyde wurden rd. 25 g Stahl von der Probe abgelöst. Auf der Grundlage dieser gegenüber der Vakuumschmelzprobe 4mal größeren Probenmenge gelang es, die in Bild 11 dargestellte Beziehung zwischen der an Hand der Blaubruchprobe ermittelten Einschlußkennzahl und der Menge der isolierten Oxyde aufzuzeigen. Wenn auch die Streuung der Versuchspunkte erheblich ist, so kann doch ausgesagt werden, daß die Blaubruchprobe und das im vorliegenden verwendete Bewertungsschema dem Betrieb beachtliche Aufschlüsse über die Reinheit des Stahls liefern. Da sich die Ergebnisse der Proben aus den mit 2,4 kg Al/t überberuhigten Schmelzen ausnahmslos in den Streubereich einordnen, stellt die Rückstandsanalyse unter den gegebenen Bedingungen das einzig brauchbare Verfahren zur quantitativen Bestimmung der Einschlußmenge und des Sauerstoffgehaltes dar.

In besonderen Untersuchungen wurde der ungeglühte Rückstand der Proben aus den mit 2,4 kg Al/t beruhigten Schmelzen nach der Chlorierung auf seinen Stickstoffgehalt analysiert. Hierbei ergab sich, daß der Anteil des Aluminiumnitrids am isolierten Rückstand so gering war, daß eine nennenswerte Erhöhung der Einschluß- und der Sauerstoffgehalte durch Nitride nicht vorgetäuscht wurde.

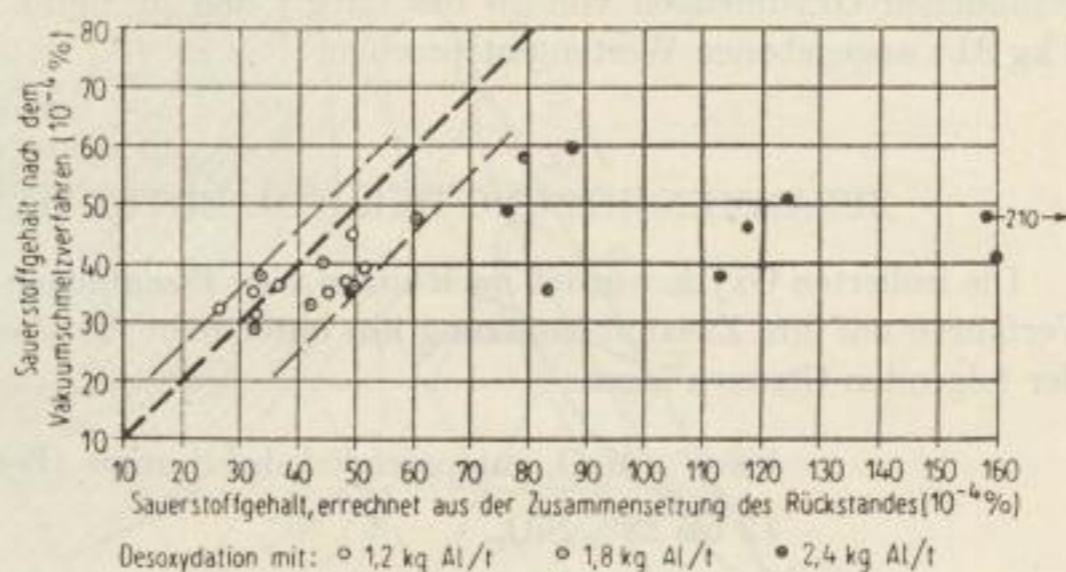


Bild 10. Vergleich der nach dem Vakuumschmelzverfahren bestimmten Sauerstoffgehalte mit den aus der Zusammensetzung des Rückstandes errechneten Sauerstoffwerten

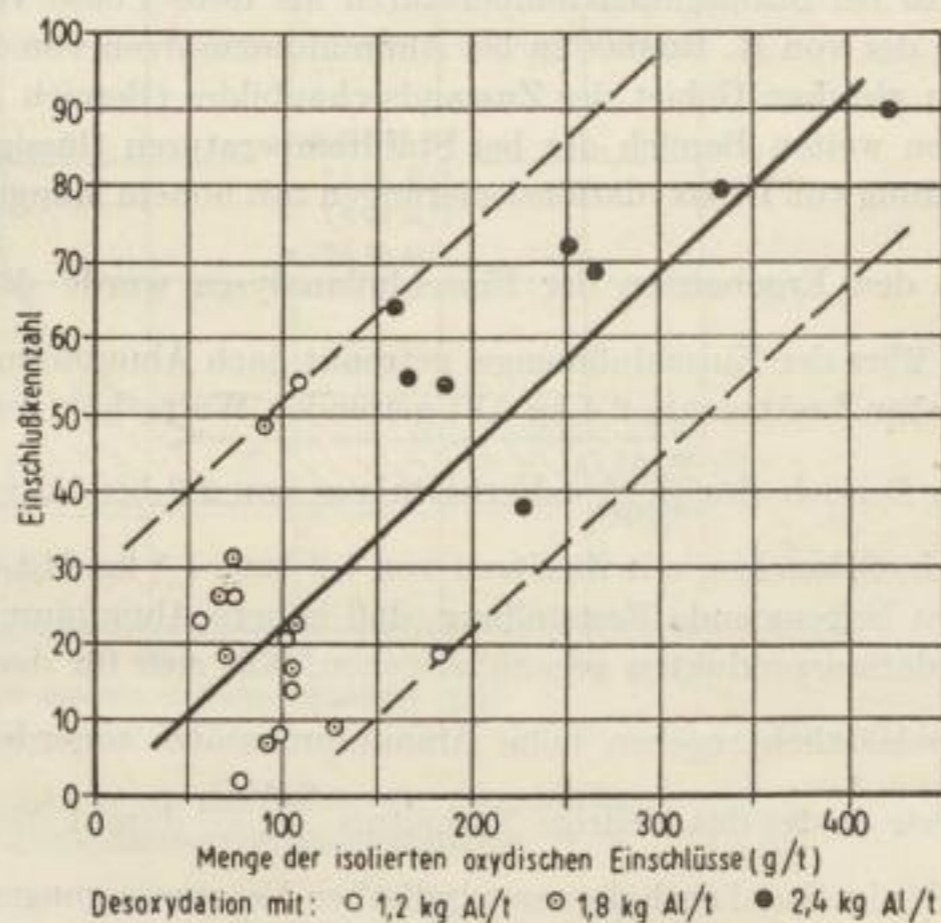


Bild 11. Beziehung zwischen Blaubruchauswertung und isolierter Oxydmenge

Die bei den vorliegenden Untersuchungen beobachteten groben, zeilenförmig gestreckten Desoxydationsprodukte nach einem Aluminiumzusatz von 2,4 kg/t entsprechen nicht den Angaben von R. ROSEGGER [7b], der nach der Desoxydation sowohl mit 2 kg Si und 2 kg Al/t als auch mit Aluminium allein gut abscheidbare Produkte mit einem mittleren Durchmesser von 0,005 mm gefunden hat. Da die Gießbedingungen der eigenen und der von R. ROSEGGER durchgeführten Schmelzen nicht miteinander verglichen werden können, sei nochmals Bild 2 herangezogen. Betrachtet man hier die Punkte, die sich auf Schmelzen mit höchstens 0,10% C beziehen, so liegen bei einem Aluminiumzusatz von 2 kg/t die Einschlußmengen unter 100 g/t, bei 4,5 bis 6,5 kg Al/t dagegen zwischen 100 und 200 g/t. Die durch die eigenen Untersuchungen nachgewiesene Steigerung der Einschlußmenge zeichnet sich also bereits in dem mehr als Übersicht zu wertenden Schaubild von E. PLÖCKINGER und R. ROSEGGER [7a] ab. Hierzu sei noch erwähnt, daß die eigenen, für einen Zusatz von 1,8 kg Al/t gefundenen Oxydmengen von 70 bis 120 g/t den in Bild 2 von PLÖCKINGER und ROSEGGER für 2 kg Al/t angegebenen Werten entsprechen.

ZUSAMMENSETZUNG DER ISOLIERTEN OXYDISCHEN RÜCKSTÄNDE

Die isolierten Oxyde wurden nach einem vom Eisenhütten-Institut erprobten spektrochemischen Verfahren auf ihre Zusammensetzung hin untersucht [21], wobei die Analysenergebnisse innerhalb der folgenden Grenzen lagen:

bis 8% MeO, entsprechend der Summe ($\text{FeO} + \text{MnO} + \text{Cr}_2\text{O}_3$),

12 bis 28% SiO_2 ,

59 bis 92% Al_2O_3 .

Trägt man den durch die Einzelwerte gegebenen Bereich in das hierfür in erster Annäherung in Betracht kommende Dreistoffschaubild Manganoxydul — Aluminiumoxyd — Siliziumdioxid ein, das in Bild 12 nach Angaben von R. B. SNOW [22], von F. J. GALACHOW [23] und nach im Eisenhütten-Institut erarbeiteten Ergänzungen [24] dargestellt ist, so erkennt man, daß die Desoxydationsprodukte bei Stahlschmelztemperaturen als feste Phase vorliegen (Bereich B). Die Zusammensetzung der von R. ROSEGGER bei Aluminiumzusätzen von 2,0 bis 6,5 kg/t gefundenen Einschlüsse liegt im gleichen Gebiet des Zustandsschaubildes (Bereich A). Bild 12 gibt auch einen Überblick über den weiten Bereich der bei Stahltemperaturen flüssigen Oxyde, der sich allerdings nur bei Anwendung von Desoxydationslegierungen mit hohem Mangan- und Siliziumgehalt einstellen würde.

Aus den Ergebnissen der Einschlußanalysen wurde das Verhältnis $\frac{\% \text{Al}_2\text{O}_3}{\% \text{SiO}_2}$ gebildet und in Bild 13 über der Einschlußmenge, getrennt nach Aluminiumzusätzen, aufgetragen. Hierbei ordnen sich die für Zusätze von 2,4 kg Al/t geltenden Werte höheren Einschlußgehalten zu, wobei sie sich auf den Bereich des $\frac{\% \text{Al}_2\text{O}_3}{\% \text{SiO}_2}$ -Verhältnisses von 2,2 bis 3,2 verteilen. Die Mehrzahl der Verhältniswerte aus Schmelzen mit Zusätzen von 1,2 bzw. 1,8 kg Al/t entspricht weit höheren Beträgen. Die zunächst befremdende Feststellung, daß höhere Aluminiumzusätze verhältnismäßig tonerdearmen Desoxydationsprodukten gegenüberstehen, läßt sich für den vorliegenden Fall wie folgt erklären:

Grundsätzlich ergeben hohe Aluminiumzusätze tonerdereiche Desoxydationsprodukte. Demgegenüber deutet das niedrige Verhältnis $\frac{\% \text{Al}_2\text{O}_3}{\% \text{SiO}_2}$ darauf hin, daß in diesem Fall ein beachtlicher Anteil der im Stahl enthaltenen oxydischen Verunreinigungen *nicht* von der Desoxydation herrührt; er stammt vielmehr aus der feuerfesten Auskleidung der Pfanne, des Trichters und der Gespannplatte, die aus hochkieselsäurehaltiger Schamotte bestand. Auch die ausgeprägt zeilige Anordnung der Einschlüsse deutet darauf hin, daß sie zu einem wesentlichen Teil *exogener* Natur sein müssen.

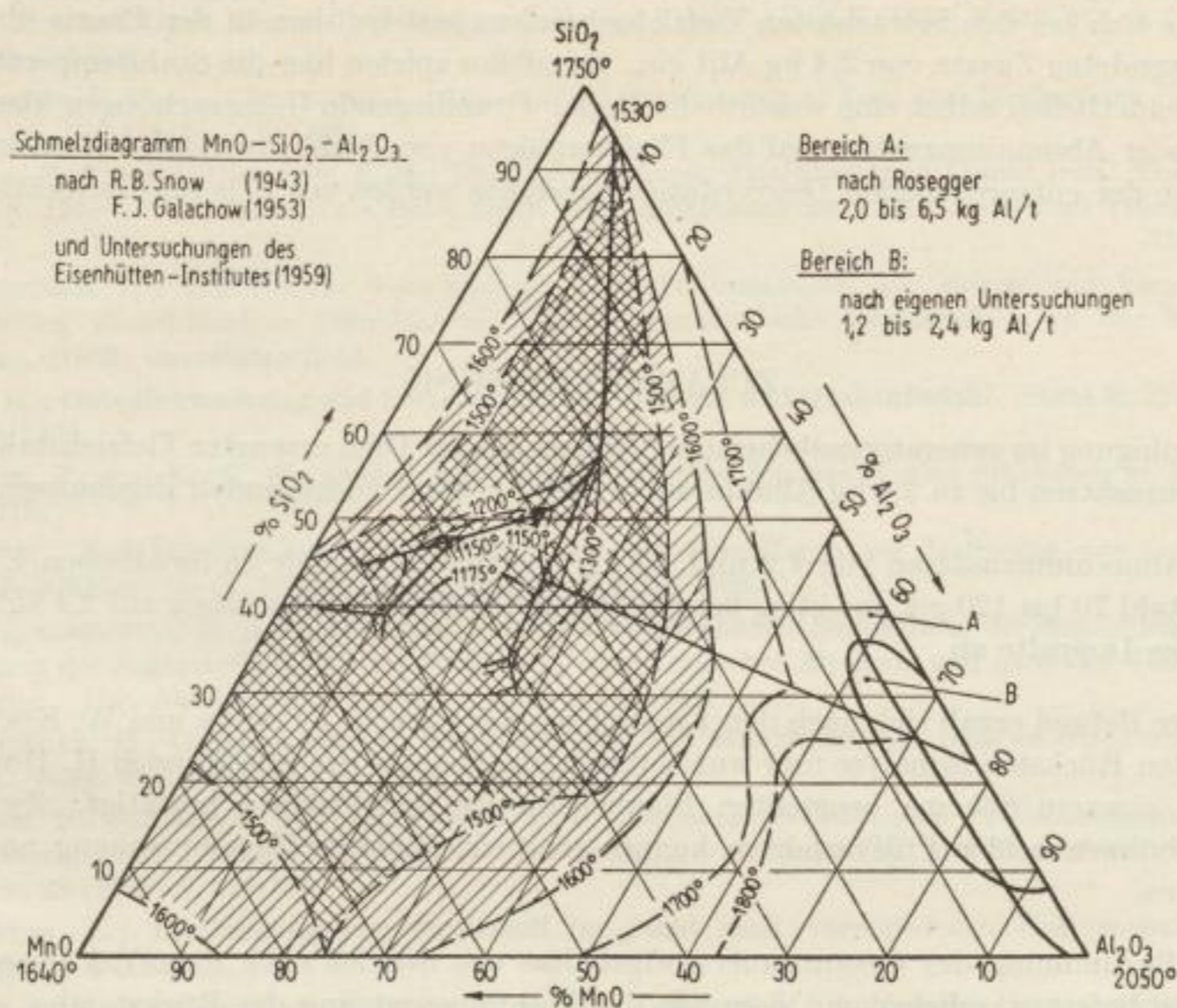
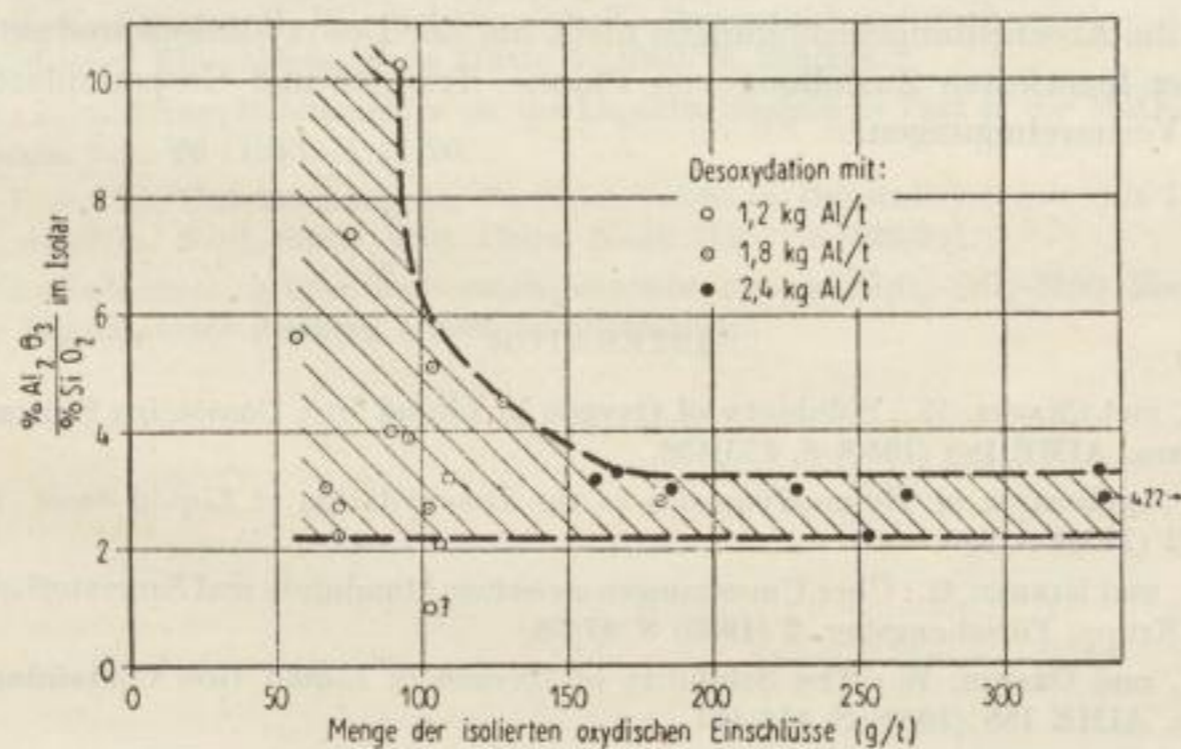
Bild 12. Zusammensetzung der Isolate im Zustandsschaubild $\text{MnO}-\text{Al}_2\text{O}_3-\text{SiO}_2$ 

Bild 13. Zusammensetzung und Menge der Einschlüsse nach unterschiedlichem Aluminiumzusatz

Die Verunreinigung des Stahles mit Oxyden ist somit nur eine mittelbare Folge des hohen Aluminiumzusatzes, der das Fließvermögen des Stahles und somit die Abscheidbarkeit der Oxyde beeinträchtigt. Die Betriebserfahrung lehrt, daß die Vergießbarkeit mit Aluminium überberuhigter

Schmelzen infolge des „Schmierens“ mit fortschreitendem Gießablauf erschwert wird. Dieser Zustand stellte sich bei den betrachteten Tiefziehschmelzen erst bei dem in der Praxis üblicherweise nicht angewendeten Zusatz von 2,4 kg Al/t ein. Zweifellos spielen hier die Stahltemperatur und die Vorgänge beim Gießen selbst eine wesentliche Rolle. Grundlegende Untersuchungen über den Einfluß steigender Aluminiumzusätze auf das Fließvermögen von Stahl sowie über die Abscheidungsbedingungen der entsprechenden Desoxydationsprodukte werden zur Zeit im Eisenhütten-Institut durchgeführt.

ZUSAMMENFASSUNG

Die Beruhigung im generatorgasbeheizten Siemens-Martin-Ofen erzeugter Tiefziehstahlschmelzen mit Pfannenzusätzen bis zu 2,4 kg Aluminium je t Stahl führte zu folgenden Ergebnissen:

1. Bei Aluminiumzusätzen von 1,2 und 1,8 kg/t betrug der Gehalt an oxydischen Einschlüssen im Stahl 70 bis 120 g/t und stieg bei Erhöhung des Aluminiumzusatzes auf 2,4 kg/t auf mehr als das Doppelte an.
2. Dieser Befund ergab sich nach den Ergebnissen der nach P. KLINGER und W. KOCH durchgeführten Rückstandsanalyse und wurde durch die Aussage der sowohl nach H. HOFF als auch nach eigenem Schema beurteilten Blaubruchprobe der Platinen bestätigt. Zwischen den Ergebnissen beider Prüfverfahren konnte ein befriedigender Zusammenhang nachgewiesen werden.
3. Die Bestimmung des Gesamtsauerstoffgehaltes des Stahles nach dem Vakuumschmelzverfahren liefert, verglichen mit dem aus der Zusammensetzung des Rückstandes errechneten Sauerstoffgehalt, viel zu niedrige Werte, sobald die Schmelzen mit 2,4 kg Al/t desoxydiert worden sind.
4. Hohe Aluminiumzusätze setzen das Fließvermögen des Stahles herab und beeinträchtigen hierdurch die Abscheidungsbedingungen nicht nur der Desoxydationsprodukte, sondern auch der aus der feuerfesten Zustellung von Pfanne, Trichter und Gespannplatte herrührenden exogenen Verunreinigungen.

LITERATUR

- [1] HILTY, D. C., und CRAFTS, W.: Solubility of Oxygen in Liquid Iron Containing Silicon and Manganese. *J. Metals, Trans. AIME* **188** (1950) S. 425/436.
- [2] CHIPMAN, J.: Application of Thermodynamics to the Desoxydation of Liquid Steel. *Steel Trans. Am. Soc. Metals* **22** (1934) S. 385.
- [3] WENTRUP, H., und HIEBER, G.: Über Umsetzungen zwischen Aluminium und Sauerstoff in Eisenschmelzen. *Techn. Mitt. Krupp, Forschungsber.* **2** (1939) S. 47/58.
- [4] HILTY, D. G., und CRAFTS, W.: The Solubility of Oxygen in Liquid Iron Containing Aluminium. *J. Metals, Trans. AIME* **188** (1950) S. 414/424.
- [5] SAMARIN, A. M.: Sauerstoff in Eisenschmelzen. *Bergakad.* **12** (1960) S. 262/270.
- [6] CASE, S. L., und VAN HORN, K. R.: Aluminium in Iron and Steel. *J. Wiley & Sons, New York und Chapman & Hall, London*, 1953.
- [7a] PLÖCKINGER, E., und ROSEGGER, R.: Desoxydation und technologische Eigenschaften beruhigter Thomasstähle. Teil I: Desoxydationsablauf sowie Aussehen und Zusammensetzung der Desoxydationsprodukte. *Stahl u. Eisen* **77** (1957) S. 701/714.
- [7b] ROSEGGER, R.: Einfluß des Aluminiums bei der Desoxydation auf die Abscheidbarkeit der Desoxydationsprodukte. *Radex-Rdsch.* (1958) Heft 6, S. 292/305.

- [8] BISHOP jr., H. L., LANDER, H. N., GRANT, N. J., und CHIPMAN, J.: Equilibria of Sulfur and Oxygen between Liquid Iron and Open Hearth-Type Slags. *J. Metals, Trans. AIME* 8 (1956) S. 862/868; s. *Neue Hütte* 2 (1957) S. 387/388.
- [9] TURGDOGAN, E. T., und PEARSON, J.: Activities of Constituents of Iron and Steelmaking Slags. *J. Iron Steel Inst.* 173 (1953) S. 217/232.
- [10] VACHER, H. C., und HAMILTON, E. M.: The Carbon-oxygen Equilibrium in Liquid Iron. *Trans. AIME* 90 (1931) S. 124; s. Philbrook u. a.: *Basic Open Hearth Steelmaking AIME New York* (1951) S. 651 und 877.
- [11] KARSCHUNKE, H.: Der Einfluß verschiedener Desoxydationsmittel auf Menge und Verteilung nicht-metallischer Einschlüsse in Feinblechen. *Eisenhüttenmännische Diplomarbeit an der Bergakademie Freiberg*, (1959) unveröffentlicht.
- [12] HOFF, H.: Güteüberwachung und Sortenfragen bei Massen- und Qualitätsstahl. *Stahl u. Eisen* 71 (1951) S. 1293/1304.
- [13] KLINGER, P., und KOCH, W.: Beitrag zur metallkundlichen Analyse. Verlag Stahleisen m. b. H., Düsseldorf 1949.
- [14] KOCH, W., und SUNDERMANN, H.: Elektrochemische Grundlagen der Isolierung von Gefügebestandteilen in Stählen. *Arch. Eisenhüttenw.* 28 (1957) S. 557/566.
- [15] MTSCHEDLISCHWILI, W. A., und SAMARIN, A. M.: Vergleichende Beurteilung der Ergebnisse bei der Bestimmung des Sauerstoffgehaltes im Stahl nach der chemischen Methode und nach der Vakuumschmelzextraktion. *Isw. Akadem. Nauk SSSR* (1953), S. 378/382.
- [16] FEICHTINGER, H., GREMMINGER, J., BACHTOLD, H., und MADERSON, D.: Gase in Stahl und Eisenlegierungen. *Berg- und hüttenm. Mh.* 102 (1957) S. 257/271.
- [17] SCHENCK, H., GERDOM, K. H., und SCHMITZ, K.-G.: Ein neues Verfahren zur Probenahme von beruhigtem und unberuhigtem flüssigen Stahl für die Bestimmung von Sauerstoff und Wasserstoff. *Arch. Eisenhüttenw.* 28 (1957) S. 123/125.
- [18] GROSSFUSS, E.: Bestimmung von Sauerstoff im Stahl nach verschiedenen Untersuchungsverfahren. *Neue Hütte* 3 (1958) S. 608/615.
- [19] UNGER, K.-D., SCHMITZ, K.-G., GERDOM, K. H., und SCHENCK, H.: Aufbau des Heißextraktionsverfahrens im Eisenhüttenmännischen Institut Aachen. *Arch. Eisenhüttenw.* 30 (1959) S. 411/414.
- [20] SCHENCK, H., und UNGER, K.-D.: Beiträge zum Reduktionsverhalten einiger Oxyde und Oxydverbindungen bei der fraktionierten Vakuumheißextraktion im Kohletiegel. *Arch. Eisenhüttenw.* 30 (1959) S. 549/552.
- [21] LÜDEMANN, K.-F., FENZKE, H.-W., und GRUNER, F.: Beitrag zur spektrochemischen Analyse aus Stählen isolierter oxydischer Einschlüsse. *Neue Hütte* 5 (1960) S. 238/244.
- [22] SNOW, R. B.: Equilibrium Relationships on the Liquidus Surface in Part of the $MnO-Al_2O_3-SiO_2$ System. *J. Amer. ceram. Soc.* 26 (1943) S. 11/20.
- [23] GALACHOW, F. J.: Die Untersuchung der Tonerdebereiche in Dreistoffsystemen mit Tonerde und Kieselsäure. *Isw. Akadem. Nauk SSSR, Otd. Chim. Nauk* (1957) S. 525/531.
- [24] KAMPE, H.-G.: Untersuchung über die Schmelzpunkte im System $Al_2O_3-SiO_2-MnO$. *Eisenhüttenm. Diplomarbeit an der Bergakademie Freiberg*, (1959) unveröffentlicht.

Gießtemperaturen und Gießleistungen bei der Herstellung von Schmiedeblocken aus unlegierten und legierten Stählen

Von KARL-FRIEDRICH LÜDEMANN, Freiberg, HANS FIEDLER und GÜNTER BREUNUNG, Gröditz

(Mitteilung aus dem Eisenhütten-Institut der Bergakademie Freiberg und der Metallurgischen Abteilung des VEB Stahl- und Walzwerk Gröditz)

Die Herstellung von Blöcken für schwere Freiformschmiedestücke stellt hohe Anforderungen an das schmelz- und gießtechnische Können des Stahlwerkers. Kleinste Fehler, die nur an einer einzigen ungünstigen Stelle des mitunter schon fertigbearbeiteten Werkstückes aufzutreten brauchen, können zum Verwerfen des Stückes führen. Mit den seit einem Jahrzehnt stark angestiegenen Ansprüchen der Verbraucherschaft ging eine immer umfangreicher gewordene Prüfung des Werkstoffes durch zerstörungsfreie Verfahren Hand in Hand. Wenn die stahlerzeugende Industrie durch Verbesserung der Verfahrenstechnik, durch Vervollkommnung der Einrichtungen und durch Erprobung neuer Stahllarten mit der zügigen Entwicklung des Maschinenbaues Schritt halten konnte, so beruhte dieses Anpassungsvermögen im wesentlichen auf jahrzehntelangen, betriebseigenen Erfahrungen. Das Fachschrifttum weist bis heute nur verhältnismäßig wenige Arbeiten auf, in denen metallurgische Fragen der Erzeugung schwerer Schmiedeblocke so behandelt worden sind, daß der Betriebsmann daraus Nutzen ziehen könnte.

ED. MAURER hat sich als Leiter des Freiburger Eisenhütten-Institutes von 1925 bis 1945, gestützt auf langjährige Erfahrungen, mit den Grundlagen der Schmelzföhrung befaßt [1] und wesentliche Beiträge zur Kenntnis des Gefüges und der mechanischen Eigenschaften schwerer und schwerster Schmiedestücke geleistet [2] [3]. Neuerdings ist an die vom Institut seinerzeit durchgeführte wissenschaftliche Kleinarbeit, die sich auch auf die Klärung von Belangen des früheren Stahlwerkes Gröditz erstreckt hatte, wieder angeknüpft worden. In einer Gemeinschaftsuntersuchung des Eisenhütten-Institutes und der Metallurgischen Abteilung des VEB Stahl- und Walzwerk Gröditz sollten die günstigsten Bedingungen ermittelt werden, die beim Gießen von leichten und mittelschweren Schmiedeblocken aus unlegierten und legierten Stählen einzuhalten sind. Das Ziel war, durch statistische Bearbeitung vorhandener Aufzeichnungen über die Herstellung und das Verarbeitungsverhalten von rund 1600 Blöcken sowie durch die thermoelektrische Messung von Abstich- und Gießtemperaturen die personengebundenen Erfahrungen durch eindeutige Unterlagen zu ersetzen.

Der Stahl für die im folgenden zu betrachtenden Schmiedeblocke wurde in vornehmlich mit Braunkohlengeneratorgas beheizten basischen Siemens-Martin-Öfen der Bauart MAERZ mit Abstichgewichten von 40 bis 45 t erschmolzen. Es wurde nach dem Schrott-Roheisenverfahren mit festen Stahleiseneinsätzen bis 45% gearbeitet. Die Öfen konnten, obwohl die Gewölbe mit Silika zugestellt waren, heiß betrieben werden. Die angewendete Schmelzweise entsprach in ihren wesentlichen Merkmalen dem von H. GROSS [4] bereits 1943 ausführlich beschriebenen Verfahren.

In Gröditz werden sämtliche Schmiedeblocke nach dem Obergußverfahren hergestellt. Da die Gießhallen der beiden vorhandenen Stahlwerke mit verhältnismäßig niedrigen Kranbahnen ausgerüstet sind, verbietet sich die Anwendung von Zwischenpfannen. Grundsätzlich wird der Stahl durch Zwischentrichter mit Schamotteauskleidung vergossen, die mittels eines Kettengehänges beweglich unter dem Boden der Pfanne angebracht sind. Die Temperatur der Kokillen vor dem

Abguß schwankt zwischen 50 und 80° C. Die Abmessungen der Blöcke bis 60 t Gewicht sind in Tabelle 1 zusammengestellt.

F. BEITTE [5] hat 1949 einen umfassenden Überblick über die verschiedenartigen Fehler unberuhigt und beruhigt gegossener Blöcke unterschiedlicher Abmessungen und Gewichte sowie über den Einfluß von Gießtemperatur und Gießgeschwindigkeit gegeben. Diese Arbeit enthält zwar eine Fülle von Hinweisen und Anregungen qualitativer Art; ihre Auswirkungen müssen jedoch im einzelnen gründlich verfolgt werden. Bevor über die Ergebnisse der eigenen Untersuchungen berichtet wird, erscheint es zweckmäßig, auf die wichtigsten Fehlerarten, soweit sie an den in Gröditz gefertigten Schmiedeblocken aufgetreten sind, kurz einzugehen.

Tabelle 1. Gewichte und Abmessungen der Schmiedeblocke (Achtkantblöcke)

Blockgewicht		Gewicht des Kopfes in % des Blockgewichtes	Blocklänge		Blockbreite		Konizität des Blockes %	Gewicht	
mit Kopf kg	ohne Kopf kg		mit Kopf mm	ohne Kopf mm	unten mm	oben mm		der Kokille kg	der Gießhaube kg
4800	4030	19,1	1985	1435	601	672	4,95	3850	920
5500	4700	17,0	2085	1525	627	703	5,00	4650	1000
6200	5330	16,3	2185	1595	653	733	5,03	5350	1125
7500	6500	15,4	2325	1735	693	781	5,07	6300	1220
10000	8500	17,7	2585	1870	767	859	4,94	7600	2020
12000	10200	17,7	2765	1995	811	912	4,95	8800	2280
15000	12700	18,4	2975	2115	875	984	5,14	10100	2650
20000	17200	16,3	3350	2400	955	1087	5,50	15800	3580
25000	21000	19,1	3040	2110	1145	1265	5,70	21000	6000
30000	25600	17,2	3095	2195	1230	1360	5,93	25000	6300
35000	29500	18,6	3220	2290	1300	1440	6,11	27000	7100
40000	33600	19,1	3380	2370	1365	1515	6,33	31000	8300
45000	38000	18,5	3420	2410	1440	1600	6,55	34000	10000
60000	50500	18,8	3700	2620	1585	1765	6,90	45000	13050

LÄNGSRISSE

Risse dieser Art, die vom Blockfuß ausgehen und bis in den verlorenen Kopf verlaufen, sind die Folge zu schnellen und zu heißen Gießens. So wies ein 45-t-Block mit den in Tabelle 1 angegebenen Abmessungen acht durchgehende Kantenrisse auf, nachdem er aus einer 50-t-Pfanne mit 40-mm-Magnesitausguß in 12 min, d. h. mit einer Leistung von 3,2 t/min, gegossen war. Es handelte sich hierbei um Siemens-Martin-Stahl mit folgender Zusammensetzung:

0,36% C, 0,33% Si, 0,51% Mn, 0,022% P, 0,027% S, 0,71% Cr, 2,10% Ni, 0,38% Mo, 0,17% V. Der allein durch die Legierungsverluste entstandene Schaden war beträchtlich.

In einem anderen Fall bewirkte der nicht genau auf die Mitte ausgerichtete, starke Gießstrahl infolge seines einseitig wirkenden Druckes ein Aufreißen der bereits erstarrten, dünnen Randschicht des Blockes, so daß auf einer Polygonfläche ein Längsriß verblieb. Im ganzen betrachtet, kommen Längsrisse in Gröditz sehr selten vor.

QUERRISSE

Neben den bekannten, durch Aufhängen des Blockes in der Kokille entstandenen Schrumpfrissen, die durch ordnungsgemäßen Sitz der Haube und durch verlangsamtes Gießen beim Er-

reichen des verlorenen Kopfes leicht zu vermeiden sind, ist die Querbrüchigkeit an der Oberfläche sehr gefährlich. Dieser Fehler ist auf den in der Regel rotwarm dem Schmiedebetriebe angelieferten Blöcken meist nicht zu erkennen, sondern erst nach dem Vorschmieden unter der Presse. Die Ursachen der Oberflächen-Querbrüchigkeit sind in erster Linie Überwallungen oder Mattschweißen infolge schlechten Fließvermögens des Stahles, ferner zu langsames Gießen, wobei oxydische Verunreinigungen, Blockschaum und Reaktionsprodukte mit dem Kokillenanstrichmittel vom Block eingeschlossen werden. In zweiter Linie kommen fehlerhafte Kokillen in Betracht.

Blöcke von Stählen mit Chromgehalten bis 3% neigen zur Querbrüchigkeit, wenn die Temperaturführung der Schmelze nicht völlig einwandfrei war. Schwere Blöcke aus druckwasserstoffbeständigen Stählen müssen mit hoher Geschwindigkeit und zur Verhinderung der Bildung des Chromoxydfilmes unter Stickstoff oder Argon gegossen werden.

Bild 1 zeigt einen vorgeschmiedeten, für eine 32-MW-Induktorwelle bestimmten 45-t-Block mit 0,28% C, 0,28% Si, 0,58% Mn, 0,020% P, 0,030% S, 0,76% Cr, 2,90% Ni, 0,40% Mo und 0,20% V, der infolge der Bildung eines „Deckels“ im unteren Drittel querbrüchig ist und nach dem Kopf zu laufende, zum Teil aufgerissene Überwallungen aufweist. Die Ursache hierfür lag im Zuschmieren des Pfannenausgusses während des Gießens.

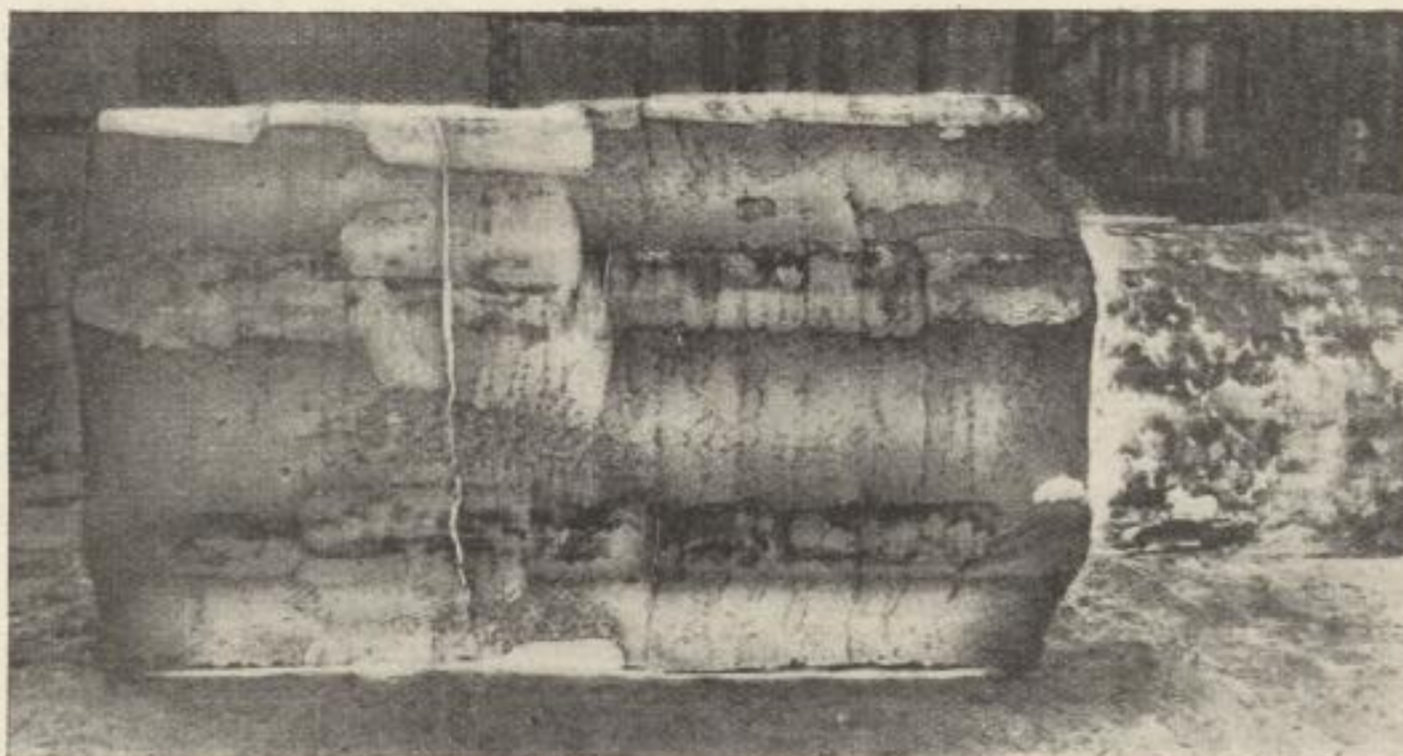


Bild 1. Vorgeschmiedeter 45-t-Block aus CrNiMo-Stahl mit Querrissen

OXYDISCHE EINSCHLÜSSE

Die in der Praxis und im Schrifttum [1] [5] vertretenen Ansichten gehen übereinstimmend dahin, daß es in erster Linie Aufgabe des Schmelzbetriebes ist, einen an oxydischen Einschlüssen endogener oder exogener Herkunft armen Stahl zum Abguß bereitzustellen. Trotzdem darf nicht übersehen werden, daß die Sorgfalt ihrer Vorbereitungen zum Gießen, die Eigenschaften der verwendeten feuerfesten Verschleißwerkstoffe und der Ablauf des Gießvorganges nicht unwesentlich die Menge, Form und Verteilung der nichtmetallischen Verunreinigungen im Block bestimmen.

Grundsätzlich enthält jeder Schmiedeblock im Fuß und in dem zuletzt erstarrten Kopfteil Anreicherungen an oxydischen Einschlüssen. Nach neueren Erkenntnissen kommen der Oberflächenspannung der Desoxydationsprodukte, der Grenzflächenspannung gegenüber dem flüssigen Stahl und Konvektionsströmen innerhalb des Blockes während der Erstarrung entscheidende Bedeutung zu [6] [7].

SEIGERUNGEN

Während in Gröditz infolge Einhaltung entsprechender Gießbedingungen Längs- und Querrisse fast verschwunden sind, müssen die V- und \wedge -Seigerungen vornehmlich in den schweren Schmiedeblocken vorläufig noch als unvermeidbare Fehlerarten angesehen werden. Die nicht völlig befriedigende Abscheidung der seigernden Elemente Phosphor und vor allem Schwefel sowie die Vorkehrungen, den Wasserstoff im Stahl unschädlich zu machen, erfordern in Gröditz zur Zeit noch die Anwendung zeitraubender und kostspieliger Schmiede- und Wärmebehandlungsverfahren, um dem Stahlwerk „auf halbem Wege“ entgegenzukommen. Das Ausmaß der Seigerungen wird vom Verhältnis der Blocklänge zum Blockdurchmesser bestimmt. Die in Gröditz eingeführten, gedruckten Blockformate wirken zwar den Entstehen der \wedge -Seigerungen entgegen, begünstigen aber das Auftreten der V-Seigerungen. Zur Zeit kommt den Bestrebungen, den Erstarrungsvorgang innerhalb des schweren Blockes durch Anwendung einer wassergekühlten Bodenplatte, also von außen her, in senkrechte Richtung zu lenken, gewisse Bedeutung zu. Eine sichere, dem gegenwärtigen Stand der Technik entsprechende Lösung des verwickelten Seigerungsproblems ist nur durch die Vakuumbehandlung des flüssigen Stahles gegeben, deren Einführung in Gröditz mit Sicherheit zu durchschlagenden Erfolgen führen würde. Hierbei kommt es, wie A. M. SAMARIN [8] überzeugend nachgewiesen hat, nicht so sehr darauf an, die Vor- und Nachteile des einen oder anderen bekannten Verfahrens zur Vakuumbehandlung lange und umständlich zu erörtern, sondern „ihre breite Anwendung als eins der wichtigsten Mittel zur Verbesserung der Technologie der neuzeitlichen Stahlerzeugungsverfahren“ tatkräftig durchzusetzen.

LUNKER

Die Abmessungen der in Gröditz verwendeten Schmiedekokillen und Hauben gewährleisten eine befriedigende Lunkerung der Blöcke verschiedenartiger Zusammensetzung. Eine Art Schwammgefüge bildet sich in dem zuletzt erstarrenden Blockteil, und zwar infolge der Abscheidung von Gasen in Verbindung mit der Schwindung. Es handelt sich hier um einen Fehler, der unter den gegebenen Betriebsbedingungen vor allem in schweren Blöcken mehr oder weniger stark auftritt und bei ungenügender Durchschmiedung des Blockes zu Innenfehlern des Werkstückes führen kann.

Zusammenfassend sei festgestellt, daß zur Vermeidung der bekannten Fehler schwerer Schmiedeblocke eine Reihe technologischer Forderungen sowohl beim Schmelzen als auch beim Gießen erfüllt werden muß, deren Auswirkungen auf das Auftreten und den Umfang der beschriebenen Fehler zum Teil gegenläufig sind. Die Einhaltung verhältnismäßig niedriger Gießtemperaturen und Gießleistungen schützt vor Längsrissen, stark ausgeprägten Seigerungen und Lunkern; sie bringt dagegen die Gefahr der Querrisse und unzulänglichen Abscheidung oxydischer Einschlüsse mit sich. Bei hohen Gießtemperaturen und raschem Gießen vermeidet man Überwallungen und gibt den nichtmetallischen Verunreinigungen Gelegenheit zur weitgehenden Abscheidung. Demgegenüber hat man mit Längsrissen, Seigerungen und Lunkern zu rechnen. Um einen Block zu erhalten, mit dem die Schmiede „alles“ machen kann, ohne daß er Fehler zeigt, müssen also die bestmöglichen Gießbedingungen bekannt sein. Ihre zahlenmäßige Erfassung ist schwierig, weil die Beziehungen zur Blockgröße, Stahlmarke und Beschaffenheit des Werkstückes möglichst genau berücksichtigt werden müssen.

DIE UNTERSUCHUNGEN UND IHRE ERGEBNISSE

Bereits die erste Sichtung der Betriebsunterlagen ergab, daß es nicht möglich war, die günstigste Gießtemperatur und Gießleistung für *jede einzelne* der in Gröditz erschmolzenen Stahlmarken zu ermitteln. Es erwies sich als zweckmäßig, die unlegierten Stähle für sich zu betrachten und die

legierten in drei Gruppen von annähernd gleicher Vergießbarkeit zusammenzufassen. Die Richtanalysen der entsprechenden Stähle sind in Tabelle 2 zusammengestellt.

Tabelle 2. Richtanalysen der betrachteten Stahlmarken

	Stahlmarke	C %	Si %	Mn %	Pmax. %	Smax. %	Cr %	Mo %	Ni %	V %	
Unlegierte Stähle	C 22	0,18/0,27	0,20/0,35	0,35/0,60	0,045	0,045					
	C 35	0,32/0,40	0,20/0,37	0,40/0,70	0,045	0,045					
	C 45	0,42/0,50	0,20/0,37	0,50/0,80	0,045	0,045					
	C 60	0,57/0,65	0,20/0,37	0,50/0,80	0,045	0,045					
Legierte Stähle	Gruppe I	90 Cr 3	0,85/0,95	0,15/0,35	0,20/0,40	0,030	0,030	0,70/0,90			
		70 CrMn 4	0,65/0,75	0,25/0,40	0,90/1,10	0,035	0,035	0,90/1,20			
		60 CrNi 5	0,55/0,65	0,25/0,40	0,50/0,80	0,030	0,030	0,45/0,75	1,10/1,50		
		50 CrMn 2	0,45/0,53	0,20/0,35	0,50/0,80	0,035	0,035	0,45/0,65			
		58 CrMn 2	0,55/0,65	0,20/0,35	0,50/0,80	0,035	0,035	0,45/0,65			
	Gruppe II	K 40 Mn 4	0,36/0,44	0,25/0,40	0,80/1,10	0,035	0,030			0,90/1,10	
		34 Ni 4	0,30/0,39	0,20/0,35	0,30/0,50	0,035	0,030				
		35 SiMn 5	0,30/0,40	1,10/1,40	1,10/1,40	0,040	0,040				
	Gruppe III	25 CrMo 4	0,22/0,29	0,20/0,40	0,50/0,80	0,035	0,030	0,90/1,20	0,15/0,25		
		24 CrMoV 5,5	0,20/0,28	0,15/0,35	0,30/0,60	0,030	0,030	1,20/1,50	0,50/0,60		0,15/0,25

Abstich- und Gießtemperaturen

Die Einhaltung der günstigsten Gießtemperatur entscheidet — zusammen mit der richtigen Gießleistung — über den gewünschten Ablauf des Gießens und der Erstarrungsvorgänge des Blockes in der Kokille. Die im Stahlwerk einzuhaltenen Gießtemperaturen liegen in einem Bereich, der nach unten durch die Erstarrungstemperaturen und nach oben durch die technisch notwendigen Überhitzungstemperaturen begrenzt ist; beide Grenzen hängen von der Zusammensetzung der Stahlschmelze ab. Über die Lage der wahren Gießtemperaturen bestanden bis zur Entwicklung von Farbpyrometern und später von betriebssicheren Tauchthermoelementen sehr widersprechende Ansichten. So ergaben die früher in Gröditz mit *Glühfadenpyrometern* gemessenen Temperaturen Werte, die meist zwischen 1520 und 1550° C beim Abstich, zwischen 1420 und 1440° C beim Gießen lagen. Die Meßwerte ließen keine Beziehungen zum Verhalten der Blöcke in der Schmiede und zur Güte der Werkstücke erkennen. Wenn auch die Anwendung des *Farbpyrometers* zu betriebswichtigen Aussagen führte, so sind doch die Meßwerte, vor allem des „Bioprix“-Gerätes, häufig mit subjektiven Fehlern behaftet. So wurde in der DDR zuerst vom Eisen-Forschungsinstitut, Hennigsdorf, ein genau und betriebssicher arbeitendes Gerät zur Temperaturmessung mit dem Tauchthermoelement entwickelt, über dessen Anwendung H. LÖSCHER [9] berichtet hat.

Bei den Messungen zur vorliegenden Arbeit wurde zunächst die Temperatur des Stahlbades durch die Mitteltür des Ofens unmittelbar vor dem Abstich gemessen. Die entsprechenden Werte sind in Bild 2 als „Abstichtemperaturen“ eingetragen. Die hier mit „Gießtemperaturen“ bezeichneten Werte wurden mittels einer kurzen Meßlanze entweder im Gießstrahl selbst oder im mit Stahl gefüllten Zwischentrichter ermittelt, und zwar etwa 6 min nach dem Angießen.

Bei den Temperaturmessungen im *Gießstrahl* wurde die Lanze auf den Rand des Zwischentrichters aufgelegt und das Quarzschutzröhrchen mit dem Thermolement in den Strahl eingeführt. Die nicht vermeidbare Abbiegung des Röhrchens beeinträchtigt die Meßergebnisse nicht, solange es vom Strahl umschlossen blieb. Während des rund 20 s dauernden Meßvorganges verspritzte der Stahl geringfügig, ohne daß eine Arbeitsbehinderung eingetreten wäre. Es fielen nur zwei Fehlmessungen an, von denen die erste durch mechanische Beschädigung des Quarzröhrchens, die andere durch den stark zerflatterten Strahl während einer Versuchsmessung in der Kokillenhäube bedingt war. Die Temperaturmessungen im *Zwischenrichter* bereiteten keine Schwierigkeiten. Während das Schutzröhrchen aus Quarzglas hier ohne weiteres zweimal verwendet werden konnte, mußte es nach jeder Messung im Gießstrahl durch ein neues ersetzt werden.

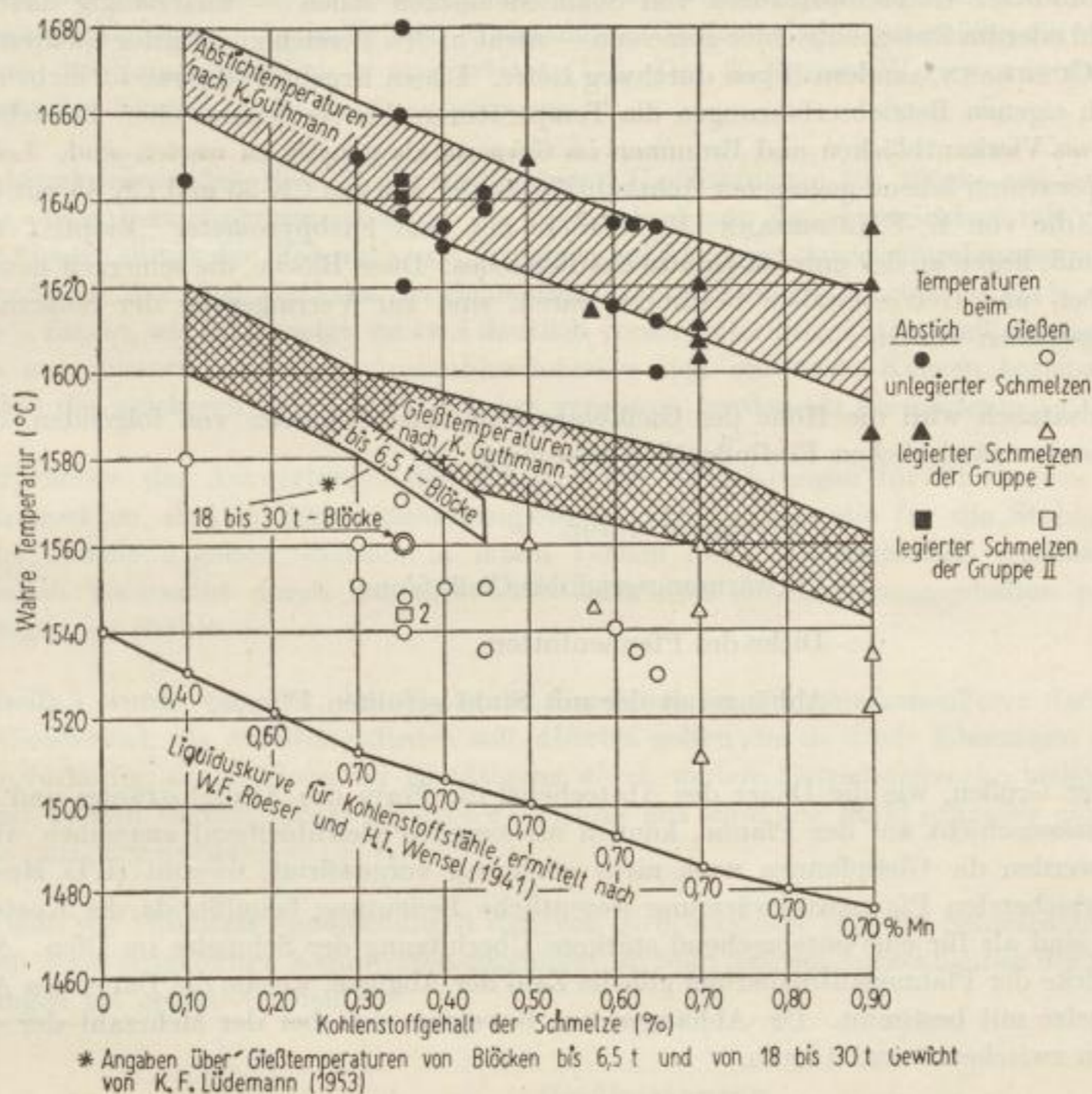


Bild 2. Abstich- und Gießtemperaturen von Siemens-Martin-Stahlschmelzen für Schmiedeblocke und ihre Lage zu den von K. GUTHMANN (1955) angegebenen günstigen Bereichen

Die Mehrzahl der gemessenen Abstich- und Gießtemperaturen ist, unterteilt nach unlegierten und legierten Stahlgruppen, in Bild 2 über dem Kohlenstoffgehalt der Schmelze aufgetragen. Diesem Schaubild sind die von K. GUTHMANN [10] vor zwanzig Jahren erstmalig angegebenen und in der Folgezeit mehrfach ergänzten Bereiche der Abstich- und Gießtemperaturen zugrunde gelegt, die den Stahlwerkern nützliche Hinweise gegeben haben [13]. Die Liquiduskurve ist nach W. F. ROESER und H. T. WENSEL [11] für übliche Kohlenstoffstähle berechnet worden.

Betrachtete man die Gröditzter *Absticht*temperaturen in ihrer Lage zu dem entsprechenden Bereich nach K. GUTHMANN, so ordnet sich die Mehrzahl der Punkte dem schraffierten Feld zu. Ein Einfluß der in Art und Gehalten unterschiedlichen Legierungselemente zeichnet sich nicht ab. Im ganzen gewertet, bewegen sich die Abstichttemperaturen der Schmelzen aus den generatorgasbeheizten, mit Silika zugestellten MAERZ-Öfen auf einer Höhe, wie sie auch in zahlreichen anderen Stahlwerken eingehalten wird [10]. Hiervon weichen nur die von E. JOHANSSON [12] mitgeteilten, mit einem „Tauchpyrometer der Tinsley-Konstruktion“ gemessenen Abstichttemperaturen ab, die bei Kohlenstoffgehalten der Schmelze von 0,30 bis 0,60% um 60 bis 70° C tiefer liegen sollen.

Die Gröditzter *Gieß*temperaturen von Schmiedeblocken fallen — unabhängig davon, ob im Gießstrahl oder im Zwischentrichter gemessen — nicht in den Bereich günstigster Gießtemperaturen nach K. GUTHMANN, sondern liegen durchweg tiefer. Dieses Ergebnis überrascht nicht sonderlich, weil nach eigenen Betriebserfahrungen die Temperaturen des GUTHMANNschen Bereiches für das Gießen von Vierkantblöcken und Brammen *im Gespann* als günstig zu werten sind. Lediglich die Gießtemperaturen fallend gegossener Achtkantblöcke der Marken CK 35 und CK 45 mit Gewichten bis 6,5 t, die von K.-F. LÜDEMANN [13] 1948/49 mit dem Farbpyrometer „Biopix“ überwacht worden sind, liegen an der unteren Grenze des Bereiches. Diese Blöcke, die seinerzeit hauptsächlich für Kurbel- und Getriebewellen bestimmt waren, sind zur Verringerung der Seigerungen sehr langsam gegossen worden.

Grundsätzlich wird die Höhe der Gießtemperatur einer Schmelze von folgenden, örtlich bedingten und veränderlichen Einflußgrößen bestimmt:

- Abstichttemperatur,
- Vorwärmungsgrad der Gießpfanne,
- Dicke des Pfannenfutters,
- Abhängezeit der mit Stahl gefüllten Pfanne.

Weitere Größen, wie die Dauer des Abstechens, die Form des Abstichstrahles und die Dicke der Schlackenschicht auf der Pfanne, können als ziemlich gleichbleibend angesehen werden. In Gröditz werden die Gießpfannen noch nicht genügend vorgewärmt, obwohl H. O. HOWSON [14] einer ausreichenden Pfannenvorwärmung wesentliche Bedeutung beimißt, da die Kosten hierfür niedriger sind als für eine entsprechend stärkere Überhitzung der Schmelze im Ofen. Als Anhalt für die Dicke der Pfannenausmauerung gilt die Zahl der Abgüsse, welche die Dauer des Abhängens der Schmelze mit bestimmt. Die Abhängezeiten bewegten sich bei der Mehrzahl der verfolgten Schmelzen zwischen 5 und 11 min.

Es ist somit erklärlich, daß die in Gröditz gemessenen Gießtemperaturen in Bild 2 stark streuen und daß sich ein Einfluß der Stahlgruppen nicht abzeichnet. Die Erkenntnis, daß die Gießtemperaturen der Schmiedeblocke um 30 bis 40° C tiefer als die mittleren Temperaturen des von K. GUTHMANN angegebenen Bereiches liegen, wird gestützt durch den Mittelwert der Ergebnisse einer großen Anzahl von „Biopix“-Messungen, die vor 1945 im damaligen Stahlwerk Gröditz an Blöcken von 18 bis 30 t Gewicht durchgeführt worden sind. Zusammenfassend kann folgendes ausgesagt werden: Für den Bereich der Schmelzen mit Kohlenstoffgehalten von 0,30 bis 0,70% ergeben sich Abstichttemperaturen von 1640 bis 1620° C, denen Gießtemperaturen von 1550 bis 1530° C gegenüberstehen; d. h., der mittlere Temperaturverlust der Schmelze in der Pfanne beträgt 90° C. Diese Temperaturangaben beziehen sich auf völlig einwandfreie Blöcke und sind deshalb als „bestmöglich“ unter den gegebenen Betriebsverhältnissen anzusehen.

Gießleistungen

Die im Schrifttum über die „Gießgeschwindigkeit“ von Schmiedeblocken gebrachten Angaben beschränken sich auf allgemeine Hinweise auf die in verschiedenen Ländern üblichen Steigggeschwindigkeiten, angegeben in Zentimetern Blockhöhe je Minute Gießzeit [5] [15] [16]. Es hat sich gezeigt, daß diese Angaben dem Betriebsmann wenig Nutzen bringen, weil die Steigggeschwindigkeit in erster Linie von der Höhe und vom Querschnitt der Kokille und weniger vom Verhalten des flüssigen Stahls abhängt. Außerdem nimmt die Steigggeschwindigkeit mit wachsender Blockgröße ab, während tatsächlich die Blöcke um so rascher gegossen werden, je größer sie sind. Deshalb wurde für die vorliegende Auswertung die *Gießleistung* gewählt, die sich aus dem bis zum Erreichen der Kokillenhaube vergossenen Stahlgewicht und der entsprechenden Gießzeit errechnet. Für die Mehrzahl der in Tabelle 1 enthaltenen Blockgrößen wurden, getrennt nach den in Tabelle 2 angegebenen Stahlgruppen, die in Gröditz vorhandenen Gießunterlagen gütemäßig einwandfreier Blöcke nach der Summenhäufigkeit ausgewertet [17]. Der 50-Prozent-Wert wurde dann über dem Gewicht des Blockes (ohne Kopf) aufgetragen.

Bild 3 kennzeichnet den Bereich der anwendbaren Gießleistungen für Blöcke aus *unlegiertem* Stahl. Die obere Bereichsgrenze ist durch die Verwendung von Zwischentrichtern mit größerem, die untere Grenze durch den Gebrauch von Trichtern mit kleineren Auslaufdurchmessern gegeben. Die Trennung der Kohlenstoffgehalte der Schmelzen in zwei Bereiche von 0,2 bis 0,4% und über 0,4 bis 0,6% führte, wie Bild 4 zeigt, zu zwei deutlich voneinander getrennten Gießleistungskurven, wobei die angegebenen, günstigen Auslaufdurchmesser sich auf beide Kurven beziehen. Man erkennt, daß die weicheren Stähle etwas rascher vergossen werden als die härteren.

Die Ergebnisse der Auswertungen, die sich auf die Gießleistungen für Blöcke aus *legierten* Stählen erstreckten, sind in Bild 5 zusammengestellt. Die Kurven, die für die Stahlgruppen I bis III der Tabelle 2 gelten, weichen in ihrem Verlauf nicht unbeträchtlich voneinander ab, wahrscheinlich verursacht durch das unterschiedliche, von den Legierungsgehalten abhängige Fließvermögen der Stähle.

In Tabelle 3 wurde versucht, die erhaltenen Ergebnisse in einer einfachen Form darzustellen, die dem Gießbetrieb als Anleitung dienen soll. Hierbei gelten die in runde Klammern gesetzten Werte als vorläufig, da sie noch der Bestätigung durch weitere Betriebsversuche bedürfen. Im großen und ganzen werden Blöcke gleichen Gewichtes aus legiertem Stahl schneller gegossen als solche aus unlegiertem Stahl.

Stellt man die Gröditzer Gießleistungen den von E. JOHANSSON [12] für Schmiedeblocke aus unlegiertem Stahl mitgeteilten Kennwerten gegenüber, so zeigt sich ein Zurückbleiben der Gröditzer Gießleistungen bei großen Gewichten:

Blockgewicht t	Gießleistungen	
	in Gröditz t/min	nach E. JOHANSSON t/min
10	0,80	0,50
13	0,85	0,80
21	1,05	1,20
38	1,35	1,70

Obwohl E. JOHANSSON etwas anders gestaltete Kokillen verwendet hat, wäre in Gröditz zu prüfen, ob die größeren, unlegierten Blöcke noch rascher gegossen werden können.

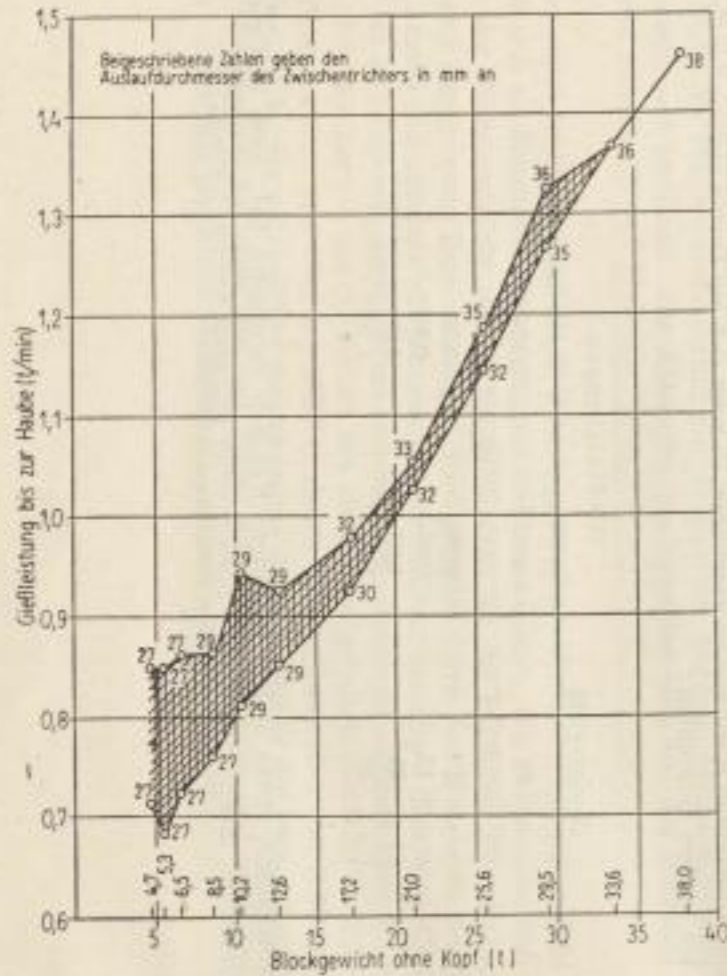


Bild 3. Gießleistungen für Schmiedeböcke aus unlegiertem Stahl bei Anwendung von Zwischentrichtern mit verschiedenem Auslaufdurchmesser

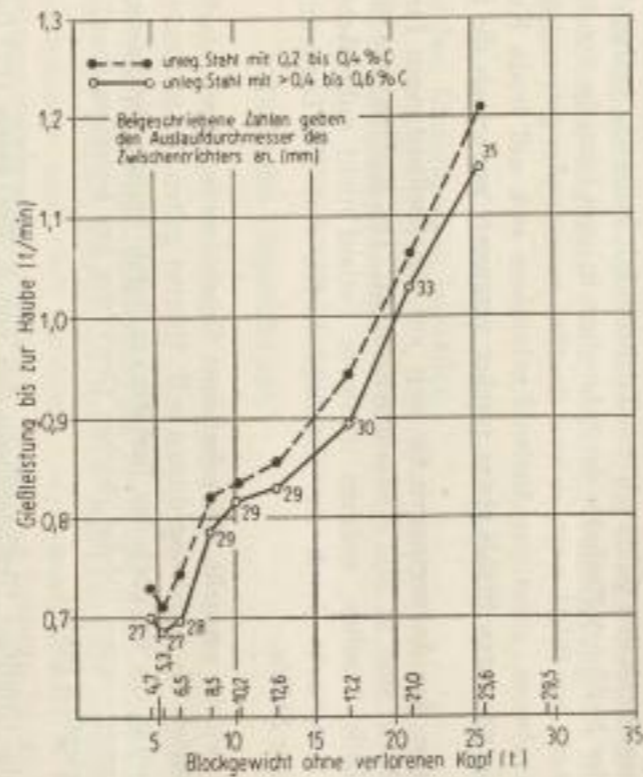


Bild 4. Einfluß des Kohlenstoffgehaltes unlegierter Stähle auf die Gießleistungen für Schmiedeböcke

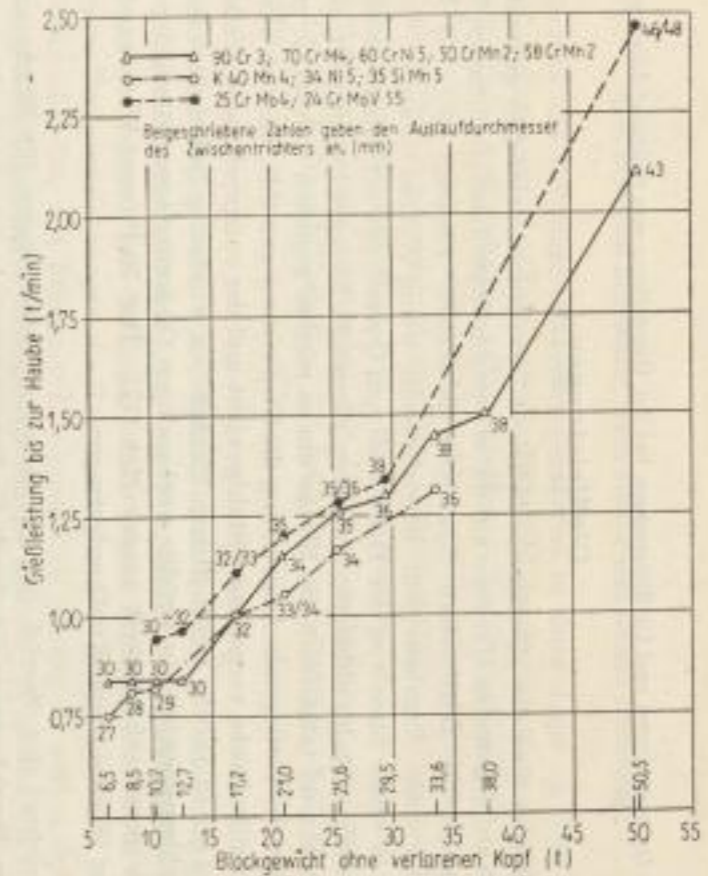


Bild 5. Gießleistungen für Schmiedeböcke aus legiertem Stahl der Gruppen I bis III

Tabelle 3. Gießdauer, Gießleistung und Auslaufdurchmesser des Zwischentrichters für verschiedene Blockgewichte und Stahlgruppen

Blockgewicht ohne Kopf	Unlegierte Stähle			Legierte Stähle									Gießdauer des Kopfes
				Gruppe I			Gruppe II			Gruppe III			
	Gießdauer	Gießleist.	Auslauf- Ø des Zw.- Trich- ters	Gießdauer	Gießleist.	Auslauf- Ø des Zw.- Trich- ters	Gießdauer	Gießleist.	Auslauf- Ø des Zw.- Trich- ters	Gießdauer	Gießleist.	Auslauf- Ø des Zw.- Trich- ters	
t	min	t/min	mm	min	t/min	mm	min	t/min	mm	min	t/min	mm	min
4,7	6,7	0,70	27										
5,3	7,6	0,70	27										
6,5	8,7	0,75	28	7,7	0,85	28	8,7	0,75	27	(7,2)	(0,90)	(28)	2,8
8,5	10,5	0,80	29	9,8	0,87	30	10,9	0,78	28	(9,5)	(0,90)	(28)	3,2
10,1	12,7	0,80	29	(11,7)	(0,87)	(30)	12,3	0,83	29	10,8	0,95	30	3,5
12,7	15,0	0,85	30	14,5	0,87	30	(15,0)	(0,85)	(30)	13,4	0,95	30	4,0
17,2	17,7	0,98	32	(16,1)	(1,07)	(32)	17,2	1,00	32	15,6	1,10	33	5,6
21,0	20,0	1,05	33	18,5	1,13	34	20,0	1,05	33	17,5	1,20	35	6,0
25,6	21,4	1,20	35	20,5	1,25	35	21,9	1,17	34	20,5	1,25	36	6,2
29,5	22,7	1,30	36	23,0	1,28	36	(24,6)	(1,20)	(35)	21,9	1,35	38	6,7
33,6	25,8	1,30	36	23,2	1,45	38	25,8	1,30	36	(22,4)	(1,50)	(40)	8,1
38,0	26,8	1,42	38	25,0	1,50	40	(27,0)	(1,40)	(38)	(21,0)	(1,80)	(42)	8,3

Anmerkung: Die in Klammern gesetzten Werte bedürfen der Bestätigung durch weitere Versuche.

Tabelle 4. Gießleistungen für größere Schmiedeblocke warmfester Stähle für Turbinenteile

Stahlmarke	Blockgewicht ohne Kopf t	Gießleistung bis zur Haube t/min
24 CrNi 9	20	3,7
24 CrNi 9	25	3,9
24 CrNi 9	30	4,5
24 CrNi 9	35	4,9
24 CrNi 9	45	5,4
28 NiCrMo 4	45	4,2
28 NiCrMoV 7,4	63	4,1
32 NiCrMoV 11,5	63	3,2
29 NiCrMoV 12,5	63	3,5

Stahlmarke	C %	Si %	Mn %	Cr %	Mo %	Ni %	V %
24 CrNi 9	0,20/0,28	0,20/0,40	0,60/0,80	2,2/2,5	—	0,50/0,80	—
28 NiCrMo 4	0,24/0,32	0,15/0,35	0,30/0,50	1,0/1,3	0,20/0,30	1,0/1,3	—
28 NiCrMoV 7,4	0,24/0,32	0,15/0,35	0,30/0,50	1,1/1,4	0,30/0,40	1,8/2,1	0,08/0,15
32 NiCrMoV 11,5	0,30/0,34	0,25/0,45	0,60/0,80	1,3/1,5	0,35/0,40	2,6/2,8	0,15/0,25
29 NiCrMoV 12,5	0,28/0,32	0,25/0,45	0,60/0,80	2,9/3,1	0,35/0,40	0,9/1,1	0,15/0,25

Dem sich im neueren Schrifttum abzeichnenden Streben nach hohen Gießleistungen ist Gröditz bei einer Reihe hochlegierter, warmfester Stähle gefolgt. Tabelle 4 gibt einen Überblick über diese Stahlmarken, die zu einwandfreien Blöcken von 20 bis 63 t Gewicht ohne Zwischentrichter mit Gießleistungen bis zu 5,4 t/min vergossen worden sind.

ZUSAMMENFASSUNG

Die Tatsache, daß das Gießen mittlerer bis schwerer Schmiedeblocke aus unlegierten und legierten Stählen bis heute vielfach eine Sache der Erfahrung ist, gab Anlaß zu einer Gemeinschaftsarbeit, die zu folgenden Ergebnissen führte:

1. Die thermoelektrische Messung der Abstichttemperaturen von Siemens-Martin-Schmelzen bestätigt die hierfür im Schrifttum angegebenen Anhaltswerte. Die ebenfalls thermoelektrisch für Schmiedeblocke ermittelten Gießtemperaturen liegen jedoch um 30 bis 40° C unterhalb des bisher als günstig angesehenen Temperaturbereiches.
2. Durch Großzahlauswertungen wurden die günstigsten Gießleistungen für Schmiedeblocke verschiedenartiger Gewichte und Stahlmarken ermittelt und in einer für den Betrieb geeigneten Form zusammengestellt.

LITERATUR

- [1] MAURER, ED.: Erörterungsbeitrag zu den Arbeiten von K. DAEVES: Sandstellen in schweren Schmiedestücken; Stahl u. Eisen 52 (1932) S. 1162/68, und F. LATTA, E. KILLING und F. SAUERWALD: Über nichtmetallische Einschlüsse in schweren Schmiedestahlblöcken; Stahl u. Eisen 53 (1933) S. 313/26; Stahl u. Eisen 53 (1933) S. 319/22.
- [2] MAURER, ED., und KORSCHAN, H.: Beitrag zur Kenntnis der mechanischen Eigenschaften größter Schmiedestücke. Stahl u. Eisen 53 (1933) S. 209/25, 243/51 und 271/281.
- [3] MAURER, ED., und GUMMERT, H.: Gefüge und Festigkeitseigenschaften großer Schmiedestücke. Stahl u. Eisen 54 (1934) S. 1281/89 und 1309/20.
- [4] GROSS, H.: Erfahrungen beim Erschmelzen hochwertiger Schmiedeblocke. Aus der Facharbeit auf dem Gebiete des Eisenhüttenwesens in den Jahren 1939—1945, S. 182/187, Verlag Stahleisen m. b. H., Düsseldorf 1953.
- [5] BEITNER, F.: Die Fehler im Gußblock und ihre Beziehungen zur Gießtemperatur und Gießgeschwindigkeit. Stahl u. Eisen 69 (1949) S. 585/600.
- [6] KOSMIDER, H., NEUHAUS, H., KIRSCHNING, H.-J., und MÜNSTERMANN, W.: Über die physikalischen und chemischen Vorgänge beim Gießen und Erstarren von Stahl. Stahl u. Eisen 77 (1957) S. 133/143.
- [7] SBOBOWSKI, A. A., STRJELKOW, L. K., SKULSKI, M. K., und RABINOWITSCH, E. J.: Hydrodynamik des flüssigen Stahls in der Kokille. Stal 1957, Heft 1, S. 24/30.
- [8] SAMARIN, A. M.: Die Vakuumbehandlung von flüssigem Stahl. Vortrag, gehalten auf der 5. Jahreshauptversammlung der Gesellschaft Deutscher Berg- und Hüttenleute am 27. 10. 1959 in Leipzig.
- [9] LÖSCHER, H.: Konstruktion eines Tauchthermoelementes und seine Anwendung im Siemens-Martin-Stahlwerk. Neue Hütte 3 (1958) S. 416/425.
- [10] GUTHMANN, K.: Temperaturüberwachung von Stahlschmelzen und beim Gießen. Radex-Rundschau 1955, Heft 7, S. 577/591.
- [11] ROESER, W. F., und WENSEL, H. T.: Günstigste Gießtemperatur im Vergleich zum Erstarrungspunkt von Eisen- und Stahlschmelzen. J. Res. nat. Bur. Stand. 26 (1941) Nr. 4, S. 273/87, Ref. von K. GUTHMANN, Stahl u. Eisen 71 (1951) S. 399/402.
- [12] JOHANSOË.: Erfahrungen bei der Herstellung größerer Schmiedeblocke bis zu einem Gewicht von 35 t. Radex-Rundschau 1954, Heft 4/5, S. 107/122.

- [13] LÜDEMANN, K.-F.: Stellungnahme zur Arbeit von N. N. DOBROCHOTOW: Einfluß der Technologie des Schmelzens und Vergießens von Stahl auf seine Güte. Metall. u. Gießereitechn. **3** (1953) S. 412/419.
- [14] HOWSON, H. O.: Stahlblocktechnik VII: Flüssiger Stahl für die Blockherstellung. Iron Coal Trades Rev. 1953, Nr. 4430, S. 535/40 und Nr. 4431, S. 605/609.
- [15] BOHUŠ, O.: Erfahrungen bei der Erzeugung schwerer Schmiedeblocke. Hutn. Listy 1955, S. 456/461.
- [16] GOODRICH, W. E.: Einfluß der Gießzeit auf die Oberflächenbeschaffenheit von Schmiedestahlblöcken. J. Iron Steel Inst. **160** (1948) S. 295/302.
- [17] DAEVES, K.: Güteüberwachung im Stahlwerk durch Großzahl-Untersuchungen. Stahl u. Eisen **71** (1951) S. 430/433.

Seigerung, Zerfall und Gasentwicklung von 90prozentigem Ferrosilizium

Von SIEGFRIED BÖHMER, Freiberg und WILFRIED RICHLING, z. Z. Moskau

(Mitteilung aus der Stahlberatungsstelle der VVB Stahl- und Walzwerke
und dem Eisenhütten-Institut der Bergakademie Freiberg)

DIE SEIGERUNG DER EISEN-SILIZIUMLEGIERUNGEN

Dem Zustandsschaubild Eisen—Silizium (Bild 1) ist zu entnehmen, daß die Legierungen mit Siliziumgehalten von 75, 90 und 95% innerhalb eines Temperatur-Intervalls erstarren. Die Schmelze scheidet also zuerst Siliziumkristalle aus, verarmt zunehmend an Silizium und erstarrt schließlich eutektisch. Während nach dem Zustandsschaubild im reinen System nicht mit einer Kristallseigerung zu rechnen ist, scheinen, wie später gezeigt werden wird, die technischen Mehrstofflegierungen zur Zonenmischkristallbildung zu neigen. Infolgedessen treten in der Praxis Entmischungen auf, die einen sehr ungünstigen Einfluß auf die Gebrauchseigenschaften der Siliziumlegierungen ausüben können. Eine der Folgen der Seigerungen ist der vom Erzeuger und Verbraucher gleichermaßen gefürchtete Zerfall des Ferrosiliziums. Um die Aufklärung der Zerfallsursachen und der Vorgänge während des Zerfalls haben sich vor allem sowjetische Bearbeiter bemüht.

Wenn im folgenden von Seigerungen gesprochen wird, so folgen die Verfasser den Ausführungen von J. CZIKEL und J. HIRSCH [1], die die verschiedenartigen Seigerungserscheinungen ihrer Natur nach geordnet haben.

T. P. CHAZANOWA und JU. P. VASIN [2] fanden, daß Aluminium, Kalzium und Phosphor das Gefüge von 70prozentigem Ferrosilizium beeinflussen, und zwar vornehmlich die Eigenschaften und die Menge des sogenannten „Leboits“. Nach I. N. STRUKOW und P. W. GELD [3] ruft diese metastabile Phase, deren Umwandlung mit einer bedeutenden Volumvergrößerung verbunden sein soll, hohe Spannungen im Gefüge der Legierung hervor. T. P. CHAZANOWA und JU. P. VASIN wiesen nach, daß die Erhöhung der Abkühlungsgeschwindigkeit von 85 auf 200° C/min eine Legierung mit 0,5% Al, 0,4% Ca und 0,04% P gegen Zerfall beständig macht. Beachtlich erscheint hierbei, daß Kalzium im Gegensatz zum Aluminium bei schneller Abkühlung stärker negativ wirkt als bei langsamer. Besonders anfällig ist Ferrosilizium mit Gehalten zwischen 69 und 78% Si, während Legierungen mit 93 bis 98% Si eine wesentlich größere Beständigkeit auch bei starker Verunreinigung besitzen.

Eine auffallende Blockseigerung tritt erst bei einer Abkühlungsgeschwindigkeit von 10 bis 15° C/min auf. Dabei seigern Silizium, Eisen und Aluminium, während sich Phosphor und Kalzium nach T. P. CHAZANOWA und JU. P. VASIN [2] nicht beteiligen. J. V. DOSEWSKI, A. E. RUNOW, I. S. KASAK, D. D. ZELTOW und B. A. MELNIK [4] kamen zu ähnlichen Ergebnissen. Sie wiesen darauf hin, daß 75prozentiges Ferrosilizium von unten, 45prozentiges Ferrosilizium dagegen von oben zu zerfallen beginnt. Nach ihrer Meinung muß eine quarternäre Eisen-Silizium-Aluminium-Phosphor-Legierung mit etwa 57 bis 65% Si für die Unbeständigkeit verantwortlich gemacht werden. Die Unterbindung des Zerfalls ist damit gleichbedeutend mit der Behinderung der Seigerung. Die genannten Verfasser schlugen eine Verbesserung des Reinheitsgrades durch Senkung des Aluminiumgehaltes auf etwa 1% oder eine Erhöhung der Abkühlungsgeschwindigkeit oder

auch beide Maßnahmen zusammen vor. Ein entsprechend ausgerichtetes Verfahren hat sich im Betrieb bewährt. Die Bedeutung der Verteilung des Kalziums für die Beständigkeit des Ferrosiliziums wiesen I. N. STRUKOW, A. M. SCHUMILLOW und P. W. GELD [5] mit Hilfe des entsprechenden radioaktiven Isotops nach. Die Ergebnisse deuten darauf hin, daß sich Kalzium an den Korngrenzen konzentrieren kann.

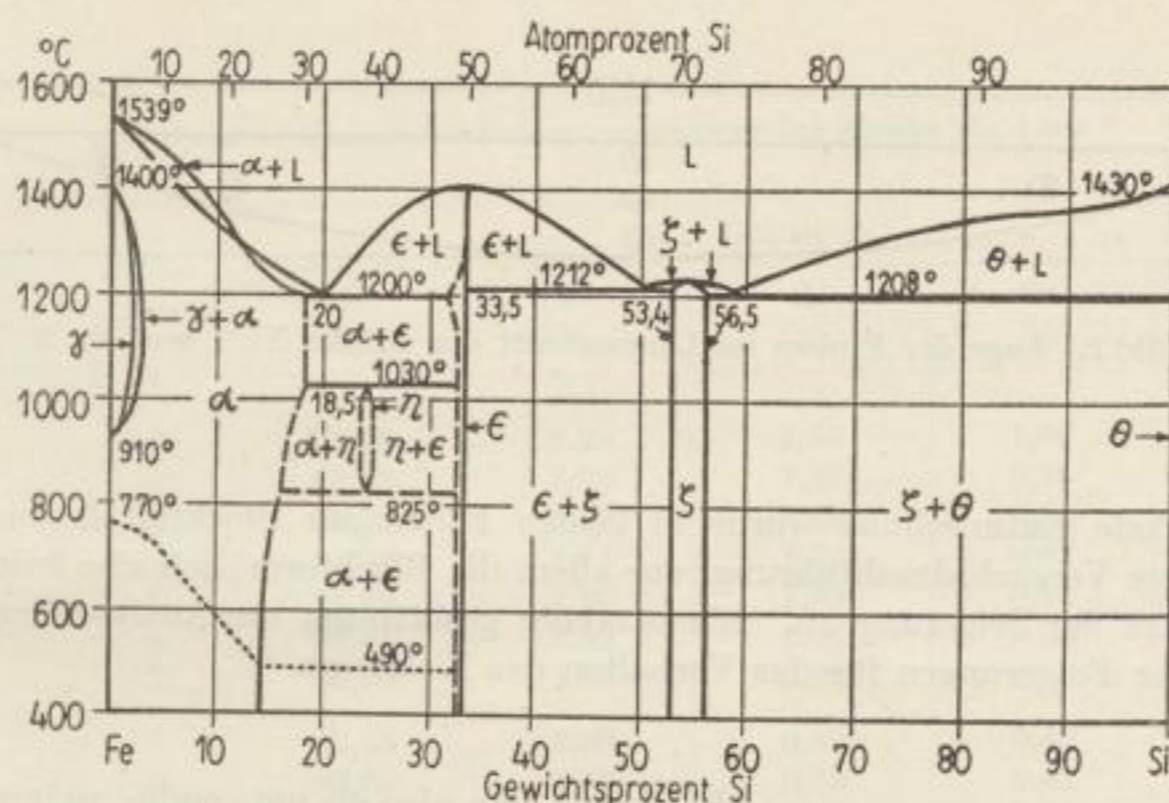


Bild 1. Zustandsschaubild Eisen—Silizium
(nach Metals Handbook 1948, S. 1217)

Die kritische Auswertung der im Schrifttum beschriebenen Untersuchungen und ihrer Ergebnisse kann an einem offensichtlichen Widerspruch nicht vorbeigehen. Einmal ist bekannt, daß Zerfallserscheinungen besonders an den makroskopisch stark geseigerten Blockteilen beobachtet werden. Dort reichern sich wohl Eisen und Aluminium, jedoch nicht Phosphor und Kalzium an. Zum anderen sollen gerade Phosphor und Kalzium den Zerfall am stärksten beeinflussen. Die Ansichten über die Wirkung dieser beiden Elemente sind also keineswegs einheitlich. Die Untersuchungen von I. N. STRUKOW, A. M. SCHUMILLOW und P. W. GELD [5] erweitern zweifellos die Kenntnisse über die Seigerung des Ferrosiliziums sehr wesentlich, lassen aber noch keine vollständige Erfassung und Deutung der technischen Vorgänge zu.

Die eigenen Versuche sollten zur Klärung der noch offenen Fragen beitragen und darüber hinaus entscheiden, ob es möglich und zweckmäßig ist, eine Ferrosilizium-Sondergüte durch Ausseigern von Blöcken herzustellen. Das laufend erzeugte Ferrosilizium entsprach infolge unzulänglicher Beschaffenheit der Einsatzstoffe nicht allen Anforderungen der Verbraucher. Deshalb erschienen auch umfangreichere Versuche wirtschaftlich gerechtfertigt. Im Gegensatz zu den im Schrifttum behandelten Ferrosiliziumsorten mit 40 bis 80% Si wurden für die eigenen Versuche Legierungen mit Siliziumgehalten von 90% und mehr verwendet. Die in diesem Bereich liegenden Sorten werden üblicherweise als beständig angesehen und sollen einen hohen Reinheitsgrad für eine Reihe besonderer Verwendungszwecke besitzen. Der Einfluß der Verunreinigungen verdiente also gerade hier besonderes Augenmerk. Bei der Untersuchung dieser Legierungen konnte von den Erkenntnissen über die eutektischen oder naheutektischen Legierungen ausgegangen werden.

VERSUCHSDURCHFÜHRUNG UND ERGEBNISSE

Die ersten Versuche wurden im Januar 1957 im *Lonza-Werk*, Spremberg, durchgeführt. Das 95prozentige Ferrosilizium wurde zunächst, wie betriebsüblich, in verhältnismäßig flache Sand-schalen nach Bild 2 vergossen. Die Seigerung des Aluminiums und Eisens sowie die des Siliziums waren bei den Versuchsblöcken Nr. 1 und 2 in gleicher Weise sehr schwach ausgeprägt; die ver-

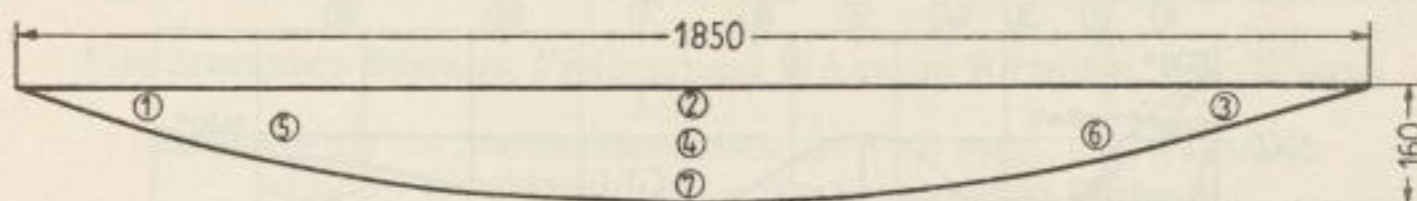


Bild 2. Lage der Proben im Längsschnitt der Blöcke Nr. 1 und Nr. 2

hältnismäßig stärkste Entmischung wurde in beiden Fällen am Blockfuß beobachtet. Die zunächst angewendete Versuchsdurchführung, vor allem die Blockform, ließ also keinen eindeutigen Schluß auf die Art der Seigerung zu. Ebensovienig gestatteten die Analysenergebnisse die Ableitung begründeter Folgerungen für das Verhalten des Kalziums.

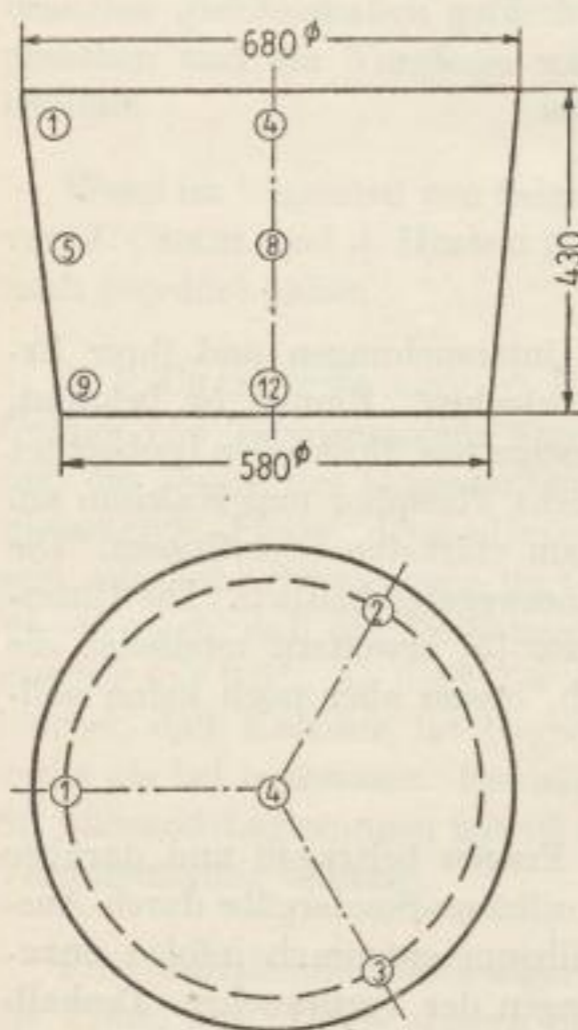


Bild 3. Lage der Proben im Block Nr. 3

Es erwies sich also als notwendig, weitere Versuche mit abgeänderten Blockformaten durchzuführen. Einzelheiten über die Abmessungen der Blöcke Nr. 3 bis 6 und der Probenlage sind den Bildern 3 bis 5, die Analysenergebnisse der Tabelle 1 zu entnehmen. Die Änderung des Verhältnisses von Blockoberfläche zum -volumen sowie die Beheizung des Blockfußes und die Kühlung des Blockkopfes sollten unterschiedliche Erstarrungsbedingungen schaffen. Die Blöcke Nr. 4 bis 6 wurden in einer mit 70 mm starken Schamottesteinen ausgemauerten und gut vorgetrockneten Stahlwerkskokille vergossen. Die Wärmung des Blockfußes erfolgte bei den betrachteten Blöcken durch glühende Kalziumkarbidstücke, die Abkühlung des Kopfes von Block Nr. 5 wurde von einem Ventilator beschleunigt.

Trotz Vortrocknung der Gießformen reagierten die Ausmauerung und der Mörtel der Steinfugen unter Gasabgabe mit dem flüssigen Ferrosilizium. Es entstanden poröse Schichten ohne metallischen Glanz, die schon nach ein bis zwei Tagen zerfielen. Besonders deutlich zeigten sich die Folgen dieser Reaktionen am Block Nr. 5, wo der Ort der letzten Erstarrung ungefähr bei Probe 5 lag. Hier haben sich Eisen, Aluminium und Kalzium angereichert. In der unteren Schicht (Proben 10 bis 12) waren sowohl der Aluminium- als auch der Kalziumgehalt verhältnismäßig hoch, während der Eisengehalt niedriger lag als bei Probe 8. Dies spricht dafür, daß die Analysenergebnisse durch Schamotteteilchen und deren Reaktionsprodukte mit der Legierung verfälscht waren. Seine Bestätigung findet dieser Hinweis in der Beschaffenheit der untersten

Blockschicht, die bis zu einer Höhe von etwa 70 mm von Blasen und Einschlüssen durchsetzt war.

Aus betrieblichen Gründen konnten die in der Zeiteinheit abgestochenen Metallmengen nicht beeinflußt und die Gießtemperaturen nicht genau gemessen werden. Die nur wenig beherrschten Gießbedingungen sind wahrscheinlich für das unterschiedliche Verhalten der Blöcke, insbesondere für die schwache Seigerung des Blockes Nr. 6, verantwortlich zu machen.

Tabelle 1. Chemische Zusammensetzung der Blöcke Nr. 1 bis 7

Block Nr.	Probe Nr.	Gehalt an				
		Si %	Fe %	Al %	Ca %	P %
1	1	94,96	2,29	1,84	1,09	n. b.
	2	95,52	1,73	1,37	0,79	n. b.
	3	95,30	2,00	1,49	0,72	n. b.
	4	94,96	2,14	1,62	0,63	n. b.
	5	94,39	2,70	1,60	0,73	n. b.
	6	92,41	3,82	2,01	0,96	n. b.
	7	90,97	4,02	2,82	1,05	n. b.
2	1	96,43	2,20	0,89	0,43	n. b.
	2	96,50	2,12	0,72	0,42	n. b.
	3	96,78	1,69	0,56	0,31	n. b.
	4	96,28	2,42	0,68	0,39	n. b.
	5	94,96	3,48	0,65	0,48	n. b.
	6	95,63	3,06	0,39	n. b.	n. b.
	7	93,07	4,74	1,15	n. b.	n. b.
3	1	97,40	0,79	0,78	0,61	n. b.
	2	97,75	0,89	0,63	0,45	n. b.
	3	97,50	1,17	0,77	0,47	n. b.
	4	97,79	1,07	0,79	0,38	n. b.
	5	97,34	1,07	0,78	0,42	n. b.
	6	97,40	0,98	0,95	0,53	n. b.
	7	97,10	1,14	0,80	0,53	n. b.
	8	93,52	3,34	1,85	0,90	n. b.
	9	96,35	1,34	0,89	0,51	n. b.
	10	95,90	1,40	1,43	0,61	n. b.
	11	96,90	1,40	0,94	0,49	n. b.
	12	95,66	2,03	1,24	0,61	n. b.
4	1	n. b.	n. b.	0,54	n. b.	n. b.
	2	n. b.	n. b.	0,79	n. b.	n. b.
	3	n. b.	n. b.	0,76	n. b.	n. b.
	4	n. b.	n. b.	0,64	n. b.	n. b.
	5	n. b.	n. b.	0,99	n. b.	n. b.
	6	n. b.	n. b.	0,64	n. b.	n. b.
	7	n. b.	n. b.	0,58	n. b.	n. b.
	8	n. b.	n. b.	2,09	n. b.	n. b.
	9	n. b.	n. b.	0,65	n. b.	n. b.
	10	n. b.	n. b.	1,77	n. b.	n. b.
	11	n. b.	n. b.	1,63	n. b.	n. b.
	12	n. b.	n. b.	1,27	n. b.	n. b.
	13	n. b.	n. b.	1,20	n. b.	n. b.
	14	n. b.	n. b.	1,50	n. b.	n. b.
	15	n. b.	n. b.	1,44	n. b.	n. b.

Tabelle 1 (Fortsetzung)

Block Nr.	Probe Nr.	Gehalt an				
		Si %	Fe %	Al %	Ca %	P %
5	1	97,90	1,06	0,80	0,24	n. b.
	2	97,87	1,02	0,71	0,28	n. b.
	3	97,66	1,11	0,67	0,45	n. b.
	4	96,56	1,39	0,67	0,38	n. b.
	5	81,30	8,87	4,93	1,89	n. b.
	6	96,64	1,95	0,75	0,44	n. b.
	7	97,20	1,87	0,51	0,37	n. b.
	8	91,04	4,80	2,31	1,11	n. b.
	9	97,10	1,42	0,71	0,39	n. b.
	10	95,10	2,40	1,42	0,75	n. b.
	11	86,10	4,38	4,40	2,71	n. b.
	12	94,33	2,56	1,26	0,73	n. b.
6	1	96,4	n. b.	1,02	n. b.	0,032
	2	96,4	n. b.	1,02	n. b.	0,032
	3	97,9	n. b.	0,72	n. b.	0,032
	4	93,6	n. b.	1,98	n. b.	n. b.
	5	93,8	n. b.	1,85	n. b.	0,034
	6	97,2	n. b.	0,88	n. b.	n. b.
	7	97,2	n. b.	0,77	n. b.	0,028
	8	97,5	n. b.	0,73	n. b.	n. b.
	9	94,2	n. b.	1,32	n. b.	n. b.
	10	93,6	n. b.	1,81	n. b.	0,036
7	1	94,8	n. b.	1,24	0,56	0,10
	2	93,9	n. b.	1,17	0,69	0,09
	3	94,8	n. b.	1,12	0,45	0,08
	4	90,8	n. b.	2,13	0,76	0,09
	5	89,0	n. b.	2,52	1,16	0,10
	6	89,8	n. b.	2,63	1,06	0,095
	7	78,6	n. b.	3,07	1,93	0,11
	8	75,1	n. b.	4,66	2,00	0,14
	9	78,0	n. b.	4,71	2,02	0,16
	10 ¹	82,5	n. b.	3,64	1,16	0,10
	11 ²	70,7	n. b.	4,53	2,53	0,48

¹Korngröße > 0,5 mm }
²Korngröße < 0,5 mm } aus einer Probe.

Die Phosphorgehalte der Proben des Blockes Nr. 6 in Tabelle 1 deuten darauf hin, daß man hier von einer Blockseigerung dieses Elementes nicht sprechen kann. Allerdings sind die Phosphorgehalte sehr niedrig, so daß es zweckmäßig erschien, weitere Versuche mit besonderen Phosphorzusätzen durchzuführen. So wurde im VEB Ferrolegerungswerk *Mückenberg* ein sehr heißer Abstich 90prozentigen Ferrosiliziums in eine vertiefte Sandschale vergossen und durch Einwerfen von kleinstückigem Ferrophosphor in den Gießstrahl aufgelegt. Die Oberfläche des Blockes Nr. 7 war nach 15 Minuten erstarrt (Bild 6). Der Block wurde nach 18 Stunden ausgepackt und zerbrach auf dem Transport in der Mitte in zwei Teile. Im Laufe der nächsten Tage entstanden in zunehmendem Umfang Risse. Die unteren Teile des Blockes begannen etwa vom dritten Tag ab

zu zerfallen; das Zerfallene wurde durch ein 0,5-mm-Sieb in zwei Fraktionen geteilt. Probe 11 des Blockes Nr. 7 stammt aus dem Siebdurchgang, in dem Eisen, Aluminium, Kalzium und Phosphor angereichert sind (Tabelle 1).

AUSWERTUNG DER BLOCKGUSSVERSUCHE

Seigerung des Siliziums und Aluminiums

Die stärkste Anreicherung der Verunreinigungen wiesen die zuletzt erstarrten Teile der Ferrosilizium-Blöcke auf, die unter dem Einfluß der Gießbedingungen im Blockfuß lagen. Die Erstarrung des Blockes in der Sand- oder Schamotteform kann man sich wie folgt vorstellen: Das starke Temperaturgefälle zwischen der Oberfläche des Formstoffes und der des Gießgutes führt zuerst zur Bildung einer schwachen Kruste, deren Zusammensetzung ungefähr der des abgestochenen Metalls entspricht. Die weitere Erstarrung geht von der luftgekühlten Oberfläche des Blockes aus. Infolge der Isolationswirkung der am Block anliegenden, aufgeheizten Formstoffschicht verzögert sich der Fortgang der Kristallisation innerhalb des Blockes. Die luftgekühlte, feste Kruste wächst bevorzugt weiter und verschiebt das Gebiet der letzten Erstarrung in das untere Drittel des Blockes. Hier sammelt sich die Restschmelze an, die vornehmlich an Eisen und Aluminium, in den Blöcken Nr. 3 und Nr. 7 auch an Kalzium angereichert ist. Man kann nach der eingangs genannten Einteilung die vorliegende Form der Entmischung als „Seigerung entgegen dem Wärmefluß“ bezeichnen, die wahrscheinlich durch die „Schwerkraftseigerung“ ergänzt wird. Die vergleichbaren Untersuchungsergebnisse stimmen mit den von I. A. ZOTKIN und A. D. KRAMAROW [6] mitgeteilten Angaben überein.

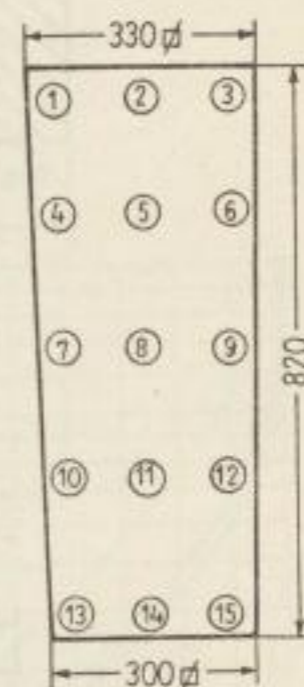


Bild 4.
Lage der Proben
in den Blöcken
Nr. 4 und Nr. 5

Seigerung des Phosphors

Die Seigerung des Phosphors im Block Nr. 7 weist nicht die beabsichtigte Anschaulichkeit auf. Dieser Mangel ist vor allem der erst später erkannten Tatsache zuzuschreiben, daß bei höheren Phosphorgehalten ein *bedeutender* Teil dieses Elementes nach und nach als Phosphin PH_3 entweicht. Der Block Nr. 7 war nach vorhergegangener Berechnung auf etwa 0,35% P legiert worden. Bei der Zugabe des Ferrophosphors wurden keine Erscheinungen beobachtet, die auf Phosphorverluste hindeuteten. Demgegenüber ergaben die Analysen der über den Längsschnitt verteilten Proben die in Tabelle 1 angeführten, sehr niedrigen Phosphorwerte. Zwischen Probenahme und Analyse lag eine Zeitspanne von etwa 14 Tagen, während der die Proben in Tüten aufbewahrt wurden. Unter dem Einfluß der Luftfeuchtigkeit zerfielen die Proben und verloren einen Teil ihres Phosphorgehaltes. Darüber hinaus traten beim Säureaufschluß des Ferrosiliziums Feuererscheinungen mit unterschiedlicher Intensität auf, die ebenfalls zu Phosphorverlusten führten. Die Werte der Tabelle 1 haben also nur geringe Aussagekraft. Offensichtlich nimmt aber der Anteil des Phosphors in den zuletzt erstarrten Blockteilen zu.

Geht man von der Voraussetzung aus, daß sich Phosphor in Form von Phosphiden, ähnlich dem Kalziumkarbid, an den Korngrenzen der Legierung anreichert, so muß eine Beziehung zwischen

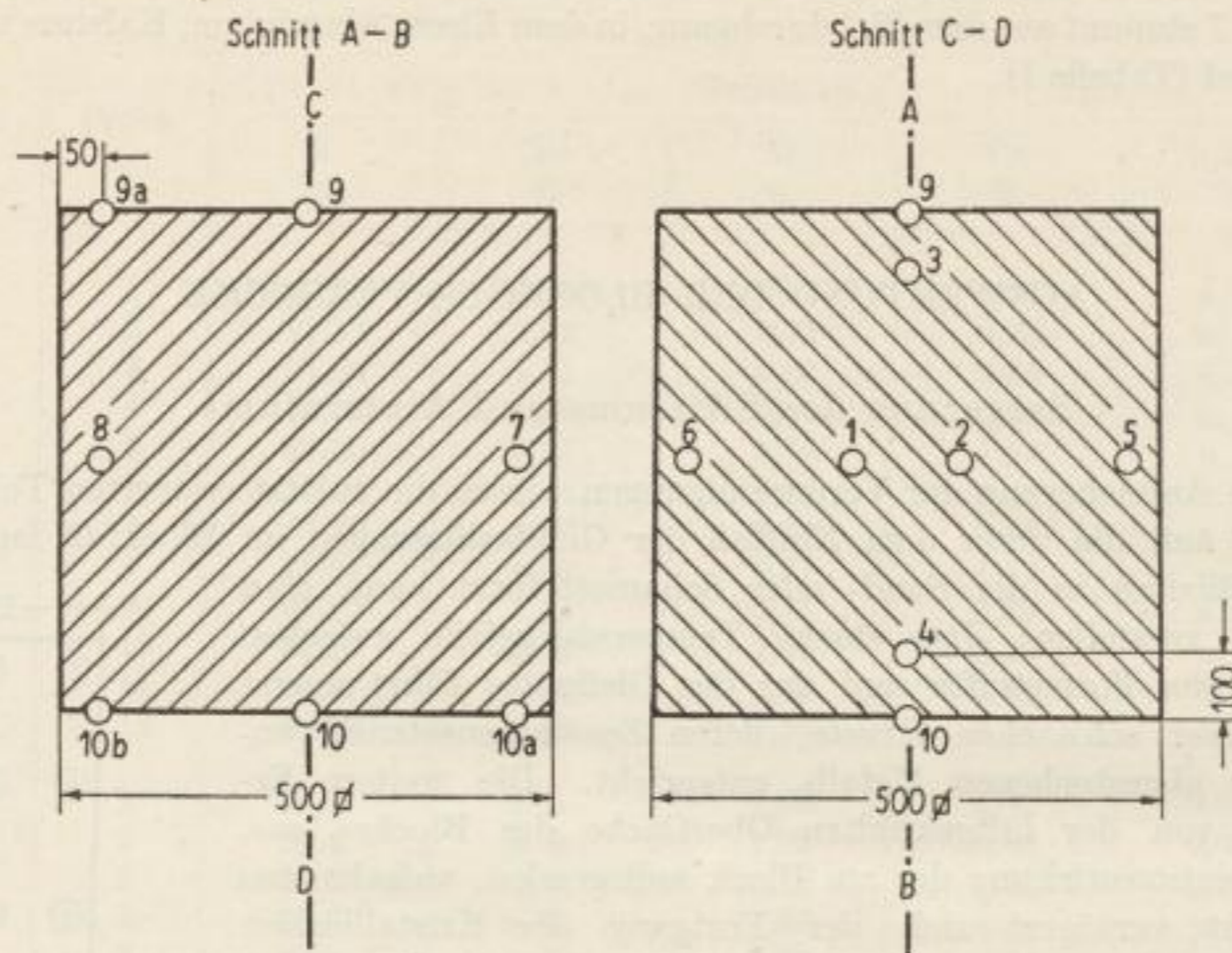


Bild 5. Lage der Proben im Block Nr. 6

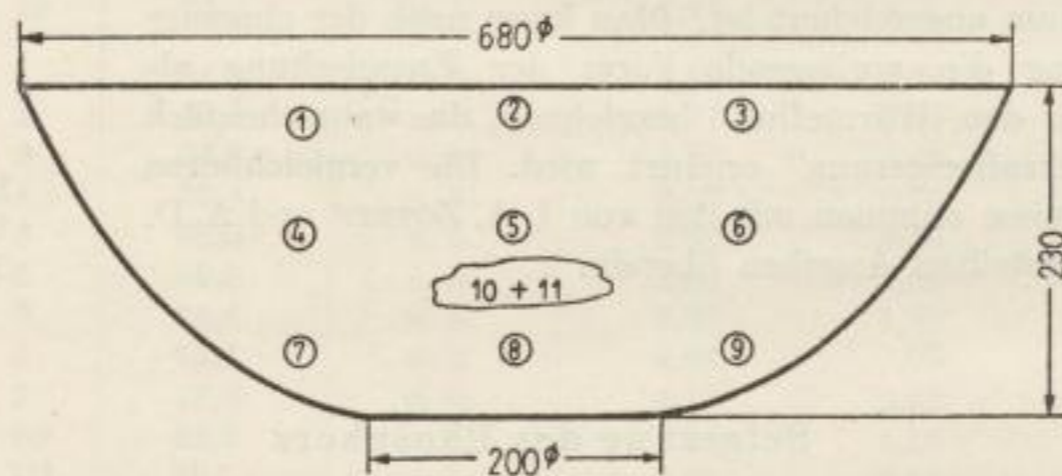


Bild 6. Lage der Proben im Block Nr. 7

der Beschaffenheit dieser Korngrenzenbereiche und den mit dem Zerfall verbundenen Erscheinungen nachweisbar sein. Die hierfür geeignete Untersuchungsmethode liegt in der Siebanalyse vor. Tabelle 2 enthält die Ergebnisse der Siebanalysen von drei verschiedenartigen Proben (I, II und III). In Bild 7 ist die Korngröße über dem Siebdurchgang aufgetragen. Nach 100 Tagen Liegezeit war der ursprünglich 152 kg schwere Block so weit zerfallen, daß nur noch 51 kg in Stückgrößen über 30 mm vorlagen. Vom Feingut wurde eine 1370 g schwere Probe genommen, die nach gründlichem Spülen der Siebe durch den Satz gegeben wurde. Die Kornverteilung entspricht der Spalte I der Tabelle 2 und der Kurve I in Bild 7. Zum gleichen Zeitpunkt wurde ein aus der Blockoberfläche stammender großer Ferrosiliziumbrocken zerschlagen, an dessen Unterseite sich, wie auch an anderen Stücken, Spuren des fortschreitenden Zerfalls gezeigt hatten. Im Gegensatz zum Verhalten handelsüblichen Ferrosiliziums ließ sich das ausgewählte Stück sehr schlecht zerkleinern. Der in Spalte II der Tabelle 2 und in Kurve II des Bildes 7 erkennbare, verhältnismäßig

Tabelle 2. Siebanalysen verschiedenartiger Proben des Blockes Nr. 7

Fraktion Nr.	Korngröße mm	Probe I		Probe II		Probe III	
		Anteil %	Σ %	Anteil %	Σ %	Anteil %	Σ %
1	bis 0,06	2,0	2,0	1,2	1,2	1,3	1,3
2	> 0,06—0,10	2,1	4,1	1,4	2,6	1,6	2,9
3	> 0,10—0,25	5,9	10,0	3,5	6,1	4,8	7,7
4	> 0,25—0,50	8,4	18,4	5,5	11,6	7,3	15,0
5	> 0,50—2,00	55,3	73,7	45,3	56,9	62,8	77,8
6	> 2,00—5,00	22,8	96,5	31,1	88,0	20,4	98,2
7	> 5,00—10,0	3,7	100,2	12,1	100,1	1,9	100,1

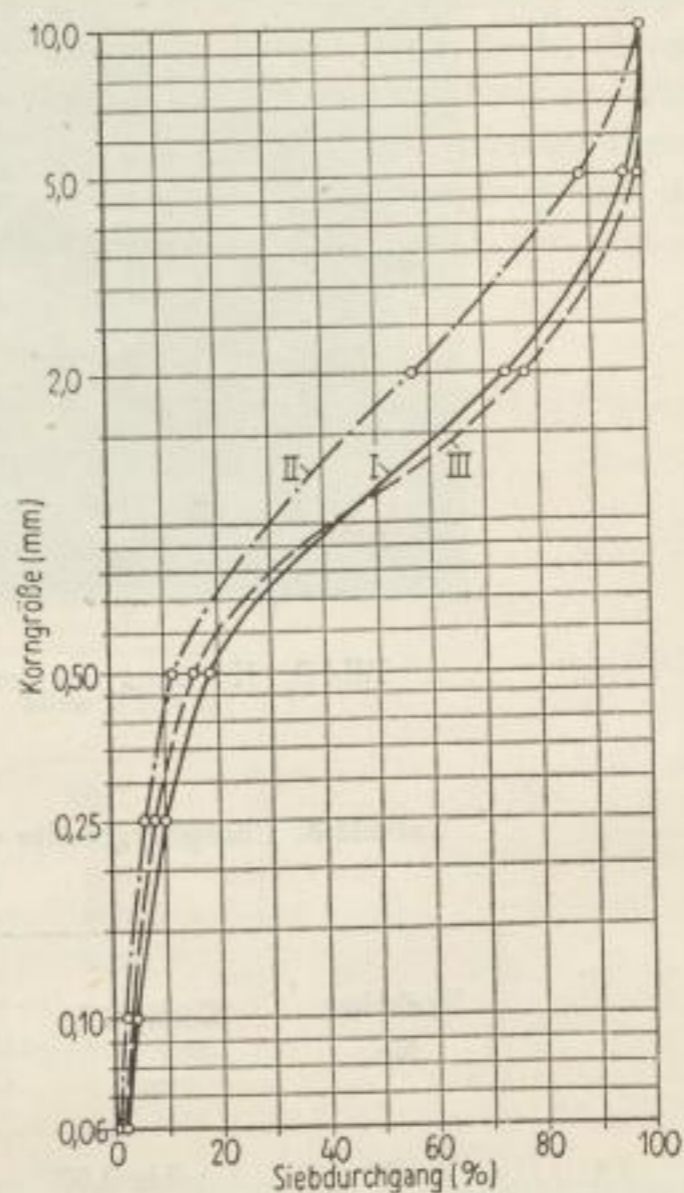
Probe I : Siebanalyse des Zerfallenen nach 100 Tagen (rund 65% zerfallen);

Probe II : Siebanalyse eines zerschlagenen Stückes aus der Blockoberfläche nach 100 Tagen;

Probe III: Siebanalyse des Zerfallenen nach 250 Tagen (100% zerfallen).

hohe Gehalt grober Kornanteile erklärt sich aus der Kürze der Zeitspanne zwischen dem Zerschlagen und dem Absieben. Die Probenahme war nach zwei, die Siebanalyse nach zwei weiteren Tagen erfolgt. Der sofort nach dem Zerschlagen begonnene Zerfall konnte also noch nicht beendet sein. Die Probe III wurde nach 250 Tagen genommen, also zu einem Zeitpunkt, da die größeren Stücke völlig zerfallen waren. Das Ergebnis der Siebanalyse, Spalte III in Tabelle 2 und Kurve III in Bild 7, deckt sich nahezu mit den Werten der Probe I. Die Beschaffenheit des zerfallenen Ferrosiliziums ist aus Bild 8 ersichtlich.

Tabelle 3 läßt erkennen, daß die größeren Bestandteile der Siebprobe II verhältnismäßig phosphorarm sind und daß offenbar der feine Anteil zu einem wesentlichen Teil der Korngrenzensubstanz entspricht. Für die Beurteilung der in Tabelle 3 angegebenen Phosphorwerte gelten infolge der bereits erwähnten Phosphorverluste während des Zerfalls des Ferrosiliziums und des Aufschlusses zur Analyse die gleichen Vorbehalte. Die Probe II wurde, um möglichst sicherzugehen, aus einem massiven Stück des Blockes Nr. 7 entnommen und nach der kurzen Lagerzeit von vier Tagen analysiert. Die Summe der Phosphormengen der einzelnen Fraktionen dieser Probe stimmt mit überraschender Genauigkeit mit dem Durchschnittswert der im oberen Teil des Blockes Nr. 7 ermittelten Phosphorkonzentration überein. Die feinen Anteile enthielten



- I Durchschnittsprobe des Zerfallenen nach 100 Tagen (ca 65% zerfallen)
- II Durchschnittsprobe eines Stückes aus der Blockoberfläche nach 100 Tagen
- III Durchschnittsprobe des Zerfallenen nach 250 Tagen (100% zerfallen)

Bild 7.
Siebanalyse des Blockes Nr. 7 (Siebdurchgang)

erwartungsgemäß recht viel Phosphor, während die Phosphorgehalte der Stücke von über 5 bis 10 mm höher als die Gehalte der mittleren Korngrößen lagen. Dies kann darauf zurückgeführt werden, daß die Körner zwischen 0,1 und 5 mm einen Teil ihres Phosphors in Form von Abrieb verloren haben, während die groben Stücke nahezu den ursprünglichen, mittleren Phosphorgehalt aufwiesen. Die Differenz zwischen dem Phosphorgehalt des Groben und dem Durchschnittsgehalt aller Siebfractionen muß dann zu Lasten des vor allem aus den feinsten Fraktionen verlorengegangenen Phosphors gehen. Die sehr ähnliche Form der Siebkurven nach 100 und nach 250 Tagen (Kurven I und III in Bild 7) dürfte diese Folgerung bestätigen. Man muß also die eigentliche Kornsubstanz von der Korngrenzsubstanz unterscheiden. Zieht man jetzt die von I. N. STRUKOW, A. M. SCHUMILOV und P. W. GELD [5] nachgewiesene Anreicherung des Kalziums an den Korngrenzen in Betracht, so liegt der Schluß nahe, der Phosphor müsse, zumindestens teilweise, als leicht zersetzliches Kalziumphosphid an den Korngrenzen vorliegen. Die starke Anreicherung des



Bild 8. Körnung des zerfallenen 90prozentigen Ferrosiliziums

Tabelle 3. Phosphorgehalte der einzelnen Fraktionen der Siebprobe II (Block Nr. 7)

Fraktion Nr.	Korngröße mm	Anteil %	Phosphorgehalt %	Phosphormenge, bezogen auf die Gesamtprobe %
1	bis 0,06	1,18	0,38	0,0045
2	> 0,06—0,10	1,37	0,24	0,0033
3	> 0,10—0,25	3,5	0,13	0,0046
4	> 0,25—0,50	5,46	0,104	0,0057
5	> 0,50—2,00	45,3	0,068	0,0308
6	> 2,00—5,00	31,1	0,068	0,0211
7	> 5,00—10,0	12,1	0,21	0,0254
		100,01		0,0954*

* Dieser Wert entspricht dem Phosphorgehalt des Oberteils des Blockes Nr. 7.

Kalziums und des Phosphors in den Gebieten der letzten Erstarrung des Blockes Nr. 7 deutet darauf hin, daß beide Elemente zur Bildung von Restschmelzen in der Siliziumlegierung neigen. Diese Annahme steht im Gegensatz zu der von A. K. PRESTRUD [7] geäußerten Ansicht, nach der Aluminiumphosphid als die maßgebende zersetzliche Verbindung anzusehen sei. Demgegenüber spricht die noch zu beschreibende Erhöhung des p_H -Wertes durch in Wasser aufgeschlämmtes Ferrosilizium ebenfalls für das Vorhandensein von Kalziumverbindungen. Schließlich beobachteten N. CHRISTENSEN und K. GJERMUNDSEN [8] an einem Teil der Ferrosilizium-Stückchen, die sie in phenolphthaleinhaltiges Wasser eingeworfen hatten, unterschiedlich stark gefärbte rote Höfe.

Untersuchung der Korngrenzen

Der genauen Überprüfung der bisher gemachten Feststellungen diente die Aufschlammung von 2 g Ferrosilizium des Blockes Nr. 7 in 50 ml destilliertem Wasser. Nach 14 Tagen wurde abfiltriert und das Filtrat auf 250 ml aufgefüllt. Der Phosphorgehalt der Proben betrug im Ausgangszustand 0,31%. Im Filtrat fanden sich 0,13% P wieder. Gleichzeitig wurden 0,17% Ca und 0,04% Al, bezogen auf die Einwaage, im Filtrat bestimmt. Wie Tabelle 1 zeigt, lagen die Aluminiumgehalte im Block durchweg über den Kalziumgehalten; in der Aufschlammung dagegen überwog die Menge des gelösten Kalziums. Der Phosphorgehalt lag verhältnismäßig hoch, obwohl beim Aufschlammern im Wasser ein zusätzlicher Verlust durch die Phosphinentwicklung eintreten konnte. Die Erweiterung der Bestimmungen auf zwei Fraktionen der nach 250 Tagen durchgeführten Siebanalyse (Probe III) lieferte die in Tabelle 4 enthaltenen Ergebnisse. Der Phosphorgehalt der groben Fraktion war bedeutend geringer als der entsprechende Gehalt der Probe II, die, wie erwähnt, aus der zuerst erstarrten Kruste des Blockes Nr. 7 stammte.

Tabelle 4.
Chemische Zusammensetzung der Fraktionen 1 und 7
der Siebprobe III nach 250-tägiger Lagerung
des Ferrosiliziums (Block Nr. 7)

Fraktion	1	7
Korngröße mm	unter 0,06	über 5 bis 10
Si %	55,6	89,7
Al %	5,3	1,7
Ca %	6,7	0,9
P %	0,22 bis 0,41	0,096
C %	0,64	0,08

Die angegebenen Werte stellen Mittelwerte dar.

Die Phosphorverluste beim Aufschließen zwangen zur Überprüfung des Analysenverfahrens. Gleichzeitig bestand die Absicht, den analytischen Nachweis leicht zersetzlicher Phosphorverbindungen zu verbessern. Hierzu wurde eine größere Anzahl von Proben vor der eigentlichen Analyse 24 Stunden lang in einer 10% Kaliumpermanganat enthaltenden Salpetersäure 1:10 aufgeschlämmt. Rückstand und Filtrat wurden getrennt weiterverarbeitet. Der Rückstand wurde mit einem Gemisch aus Fluorwasserstoff- und Salpetersäure im Platintiegel aufgeschlossen¹, bevor er, wie das Filtrat, der Phosphorbestimmung unterworfen wurde. Die in Tabelle 5 angegebenen Phosphorgehalte beweisen, daß an den Korngrenzen eine ausgeprägte Phosphoranreicherung vor-

¹ Handbuch für das Eisenhüttenlaboratorium, Band 2, S. 204ff.

handen sein muß. Nach dem Aufschlätzen, oder anders ausgedrückt, nach der partiellen Lösung stellte sich im Rückstand ein nahezu unveränderter, niedriger Phosphorwert ein, der in der Größenordnung etwa dem Durchschnittsgehalt des Ferrosilizium-Mischkristalls entsprechen dürfte. Die im Filtrat bestimmten Anteile wiesen eine ähnliche Abhängigkeit von der Korngröße auf, wie sie bereits bei der Probe II gefunden wurde (Tabelle 3). Den höchsten Wert erreichte der Abrieb unter 0,06 mm. Die geringsten Phosphorgehalte im Filtrat besaßen die Korngrößen 0,5 bis 5 mm, während die über 5 mm großen Körner bereits wieder mehr zersetzlichen Phosphor enthielten. Der Vergleich der Summe der im Filtrat und im Rückstand bestimmten Phosphormenge mit den Ergebnissen des unmittelbaren Säureaufschlusses gestattet die Abschätzung der auftretenden Phosphorverluste. Offensichtlich können diese Verluste im äußersten Falle den gesamten zersetzlichen Phosphor erfassen. Bild 9 gibt eine Übersicht über die Verteilung des Phosphors auf die einzelnen Korngrößen. Bei allen Werten ist zu berücksichtigen, daß das Probematerial etwa 100 Tage gelagert hatte und bereits zerfallen war, so daß die Phosphorgehalte schon durch Phosphinabgabe erniedrigt waren. Dagegen wurde das Ferrosilizium der zweiten Siebanalyse, wie erwähnt, nur vier Tage nach dem Zerschlagen analysiert. Die Gesamtphosphorgehalte lagen deshalb wesentlich über den oben erörterten Werten. Höhere Phosphorgehalte wurden durch den Säureaufschluß mit Fluorwasserstoff- und Salpetersäure nicht vollständig erfaßt. Bei üblichen Werten von 0,04 % P war dagegen nur in Ausnahmefällen mit spürbaren Unterschieden zu rechnen.

Für die Zerfallsneigung des Ferrosiliziums ist also offensichtlich nur der an den Korngrenzen konzentrierte Phosphor von Bedeutung. Höhere Phosphorgehalte können sogar die Korngrenzen siliziumreicher Krusten gefährden, obwohl diese in der Regel völlig beständig sind. Der absichtlich phosphorlegierte Block Nr. 7 zerfiel deshalb einschließlich des eisen- und aluminiumarmen Blockkopfes.

Eisen und Aluminium scheinen nach den vorliegenden Ergebnissen im wesentlichen nur mittelbar auf die Bildung zerfallsfähiger Substanzen einzuwirken. Wahrscheinlich beeinflusst die Zusammensetzung des Mischkristalles die Seigerung des Phosphors und auch Kalziums in der Weise, daß Aluminium und Eisen in gewissem Umfang als Indikatoren für den Seigerungsgrad angesehen werden können.

○ Gesamtphosphor II } Probe aus der Blockober-
 △ Filtratphosphor II } fläche nach 100 Tagen
 ●---● Gesamtphosphor I } Durchschnittsprobe aus dem
 ▲---▲ Filtratphosphor I } Zerfallenen nach 100 Tagen

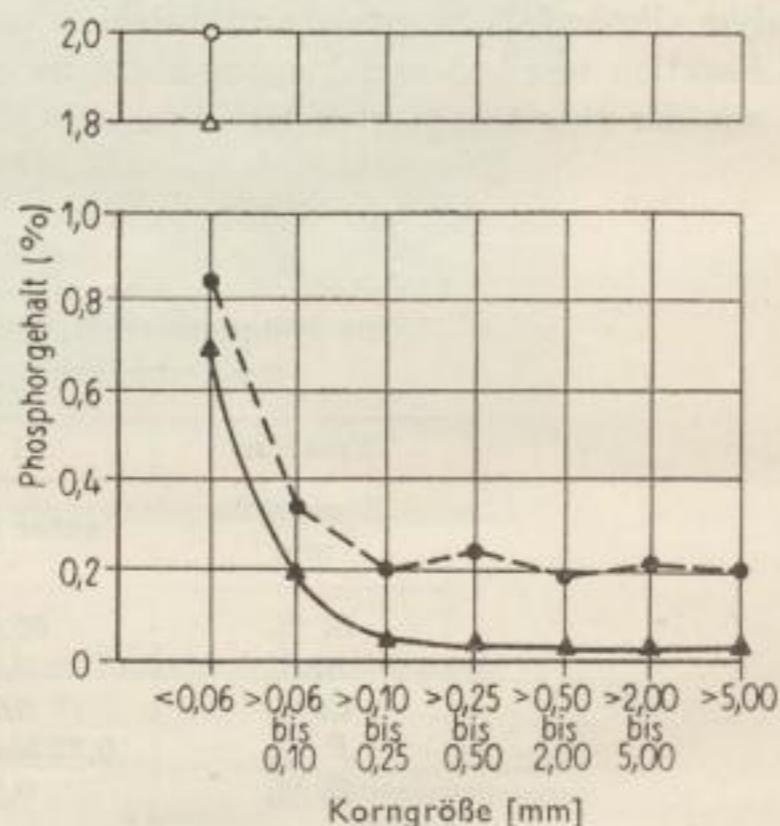


Bild 9. Abhängigkeit des Phosphorgehaltes von der Korngröße (Siebanalysen I und II des Blockes Nr. 7)

DIE GASENTWICKLUNG VON FERROSILIZIUM

Einige technisch bedeutsame Legierungen, wie Ferromangan, Ferrosilizium, im Elektroofen erschmolzenes Gußeisen und Kugelgraphiteisen weisen häufig den kennzeichnenden „Karbidgeuch“

auf. Die Geruchsempfindung wird allerdings nicht durch Azetylen selbst, sondern durch die im handelsüblichen „Gas“ in sehr geringen Mengen enthaltenen Phosphor-Wasserstoffe, insbesondere durch das Phosphin PH_3 , ausgelöst.

Tabelle 5. Zusammenstellung der Ergebnisse einiger Phosphorbestimmungen (Block Nr. 7)

Korngröße mm	Phosphorgehalt			
	im Filtrat %	im Rückstand %	Gesamt %	direkter Säure- aufschluß %
Probe I (Zerfallenes nach 100 Tagen)				
> 5,0	0,056	0,15	0,22	
> 2,0—5,0	0,046	0,17	0,22	
> 0,5—2,0	0,041	0,15	0,19	
> 0,25—0,5	0,057	0,19	0,24	
> 0,10—0,25	0,062	0,14	0,20	
> 0,06—0,10	0,21	0,12	0,34	
< 0,06	0,72	0,13	0,85	0,12 L ¹
Probe II (festes Stück aus der Blockoberfläche nach 100 Tagen)				
> 5,0	0,14	0,22	0,36	0,23
< 0,06	1,80	0,19	1,99	1,40
				1,20 L ¹

L¹ durchgeführt im Laboratorium des VEB Ferrolegierungswerk Werk Lippendorf.

Bei Ferrosilizium sind, wie bereits ausgeführt, die Zerfallserscheinungen immer mit der Entwicklung von Phosphin verbunden. Es lag also von vornherein nahe, hier nach ursächlichen Zusammenhängen zu suchen. I. A. ZOTKIN und A. D. KRAMAROW [9] haben im Rahmen ihrer Beobachtungen des Zerfalls auch die während der Reaktion von Ferrosilizium mit Wasser entwickelten Gasmengen gemessen und analysiert. Der Zerfall anfälliger Proben an der Luft unterscheidet sich nicht grundsätzlich vom Zerfall in Wasser, so daß die Untersuchungsbefunde auf das Verhalten gleicher Proben an feuchter Luft übertragen werden können.

Der Zerfall kann unterbunden werden, wenn das Ferrosilizium sofort nach dem Gießen in Paraffin, unter Vakuum oder in wasserfreien Medien aufbewahrt wird. Es genügt aber bereits ein 24stündiges Reagieren mit der Luftfeuchtigkeit, um eine im Anschluß hieran auf die Ferrosiliziumstücke aufgebrachte Paraffinschicht nach einiger Zeit infolge der weitergehenden Gasentwicklung zu sprengen. Die Reaktion zwischen Phosphid und Wasserdampf oder Luftfeuchtigkeit wird von steigendem Druck begünstigt. Der Volumvergrößerung, die zum Aufsprengen der Paraffinhülle führt, muß deshalb ein anderer Vorgang zugrunde liegen. Sinnvoll erscheint die Annahme, daß das Ferrosilizium vor der Abschirmung der Oberfläche einen Wasserfilm adsorbiert hat. In diesem Fall ist die Gasbildung mit einer Volumvergrößerung verbunden, die das Aufreißen der Paraffinhaut verursacht.

Reagiert Ferrosilizium mit Wasser, z. B. in der Aufschlammung, so ist die Gasentwicklung während der ersten Stunden am heftigsten (Bild 10). Die entwickelte Gasmenge hängt vom Phosphorgehalt des Ferrosiliziums ab. Das Gasmisch setzt sich in dieser ersten Periode hauptsächlich aus Phosphorwasserstoff (30% bis 60%) und Wasserstoff (65% bis 35%) zusammen.

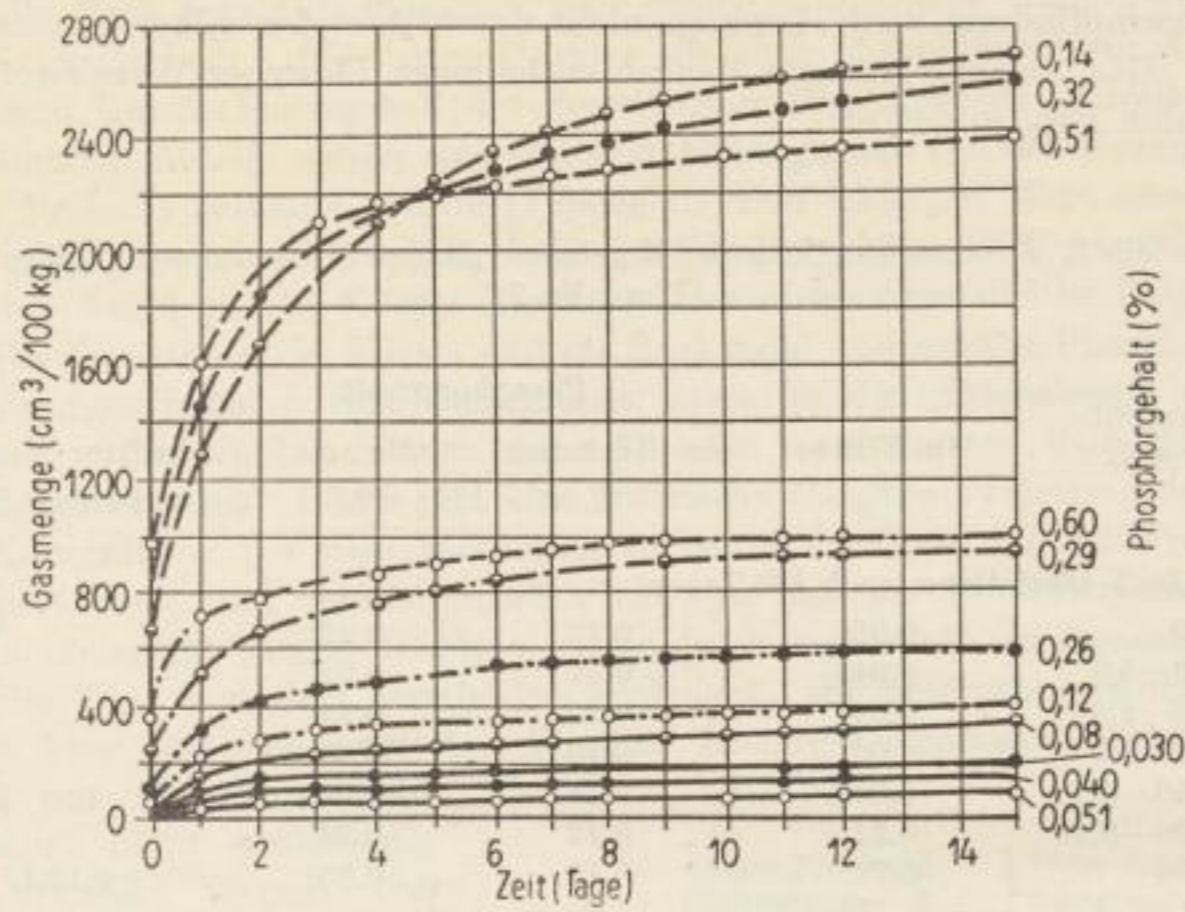


Bild 10. Gasentwicklung von Ferrosilizium in Wasser
(nach A. D. KRAMAROW und I. A. ZOTKIN)

Untersuchung der Reaktion mit Wasser

Die eigenen Untersuchungen wurden durch Gasschäden in ferrosiliziumhaltigen Schmelztiagemassen angeregt. Die Verschlechterung oder auch die Unbrauchbarkeit der Masse wurde von vornherein auf das ungünstige Verhalten einzelner Ferrosiliziumlieferungen zurückgeführt. Ausgegangen wurde von der in Verbindung mit Wasser beobachteten Gasabgabe zerkleinerter Proben von 90prozentigem Ferrosilizium.

In einer Versuchsanlage des Eisenhütten-Institutes Freiberg wurde das Gas entwickelt und aufgefangen. Die Spülung der Anlage mit Sauerstoff sollte die vollständige Überführung des entwickelten Gases in die Absorptionslösung gewährleisten, sowie eine kräftige Rührwirkung herbeiführen. Das Gas wurde in einer Kaliumpermanganat-Salpetersäure-Lösung oxydiert und absorbiert. Die Phosphorbestimmung erfolgte maßanalytisch als Molybdatophosphat. Das Permanganat entfärbte sich unerwartet schnell, so daß es häufig ersetzt werden mußte. Bei einer Einwaage von

Tabelle 6. Kalzium-, Phosphor- und Stickstoffgehalt im Filtrat der Aufschlammung des zerkleinerten Ferrosiliziums der Siebprobe III (Block Nr. 7)

Element	Angesäuertes Filtrat mg/250 ml	Neutrales Filtrat mg/250 ml
Ca	340	33
P	8,75 (entsprechend 0,044%)	5,66 (entsprechend 0,028%)
N ₂	0,90	0,24
P als flüchtiger PH ₃	2,98 (entsprechend 0,015%)	3,12 (entsprechend 0,016%)

30 g lufttrockenem, handelsüblichem 90prozentigem Ferrosilizium wurden nach achttägiger Reaktion mit 100 ml Wasser $7 \times 10^{-4}\%$ P, bezogen auf die Einwaage, bestimmt, den die Probe vermutlich in Form von Phosphin abgegeben hatte. Dieser Wert entspricht etwa 0,5 ml PH_3 je 100 g Ferrosilizium. Diesem Betrag müßte der im Wasser gelöst gebliebene Anteil zugeschlagen werden. Nach H. REMY [10] lösen sich in einem Volumteil Wasser von 20°C 0,26 Volumteile PH_3 ; bei einer Einwaage von 30 g wären das (25 ml Phosphin je 100 ml Wasser) 0,035% P. In Tabelle 6 wird gezeigt, daß die Phosphorgehalte im Filtrat in ihrer Größenordnung befriedigend mit der Löslichkeit übereinstimmen.

Die tatsächliche Phosphorabgabe der Probe setzt sich also aus dem im Wasser gelösten Phosphin, der möglicherweise durch Oxydation entstandenen Phosphorsäure und dem aus der Lösung entwichenen Phosphin zusammen. Der Vollständigkeit halber wurden die Ergebnisse der Tabelle 6 durch den Kalzium- und den Stickstoffgehalt der wäßrigen Lösung ergänzt. Die jeweils 200 g schweren Proben waren Mischungen der Korngrößen 0,06 bis 2,0 mm aus der dritten Siebprobe. Die Aufschlammung erfolgte jeweils in 250 ml destilliertem Wasser, die Reaktionszeit betrug fünf Tage. Eine Probe wurde mit Essigsäure leicht angesäuert. Die Phosphorgehalte dieser Aufschlammung wurden überraschenderweise durch die Verringerung des pH -Wertes nur wenig beeinflusst, während der Kalziumgehalt sich in der angesäuerten Lösung verzehnfachte. Man kann daraus zwanglos folgern, daß das überschüssige Kalzium aus Verbindungen stammt, die bereits vor dem Aufschlammern des Ferrosiliziums zersetzt waren. Es ist erklärlich, daß das angesäuerte Wasser die Auflösung des Kalkhydrates fördert. Dagegen dürfte das Kalzium aus dem Mischkristall nicht in Lösung gegangen sein, da Silizium mit der Essigsäure nicht reagiert. Die im Filtrat enthaltene Phosphormenge ist beim genannten Verhältnis von Einwaage zu Wasservolumen etwa doppelt bis dreifach so groß wie der flüchtige Anteil. Es ist durchaus möglich, daß infolge der Sauerstoffspülung im Gasentwicklungsgefäß Phosphorsäure neben gelöstem PH_3 vorhanden war. Gegenüber dem Phosphorgehalt der Lösung kann der gleichzeitig vorhandene Stickstoff vernachlässigt werden. Hierzu sei darauf hingewiesen, daß PH_3 sich ähnlich verhalten kann wie NH_3 [10].

Die Untersuchung der Gasentwicklung handelsüblichen 90prozentigen Ferrosiliziums führte zu den Ergebnissen der Tabelle 7. Ein Teil des entwickelten Gases wurde in den Mikro-Gasanalysator eines Heißextraktionsgerätes überführt. Die Wasserstoffbestimmung verlief an der Probe Nr. 1 negativ; vermutlich verbrannte Phosphin und behinderte die Oxydation des Wasserstoffes. Die Proben Nr. 4 bis 6 wurden vor der Überführung in den Analysator gründlich in konzentrierter Schwefelsäure und 30prozentiger Kalilauge gereinigt sowie vom Sauerstoff befreit. Zur Herstellung der Aufschlammungen wurde destilliertes Wasser verwendet. Im Wasser der Probe Nr. 4 stellte sich nach etwa 14 Tagen ein pH -Wert von 7,5 bis 8 ein. Aufschlammungen von Proben des phosphorreichen Blockes Nr. 7 besaßen sowohl bei Verwendung feinen als auch groben, vor der Behandlung zerkleinerten Materials pH -Werte über 8. Beide Filtrate zeigten eine schwache Färbung mit NESSLERS Reagenz, während nur das Filtrat des Feinen einen Molybdätniederschlag ergab.

Die Versuchsergebnisse erlauben, Aussagen über den Ablauf der Reaktionen zu machen. Zunächst reagiert Wasser mit Phosphorverbindungen, wie Ca_3P_2 , die durch das Zerkleinern des Ferrosiliziums an die Oberfläche gelangt sind. Wie bereits beschrieben, bilden sich dabei gasförmige Phosphorwasserstoffe und kalkhaltige Lösungen, deren pH -Wert über 7 ansteigt. Die basische Lösung ist schließlich in der Lage, unter Wasserstoffentwicklung mit dem Silizium zu reagieren. Deshalb wird anfangs überwiegend Phosphin und später fast ausschließlich Wasserstoff im Gas gefunden.

Aufschlußreich ist die unterschiedliche Stärke der Gasentwicklung von Proben, die Ferrosiliziumschmelzen mit ähnlicher oder gleicher Zusammensetzung entnommen worden sind. Die Bedeutung der Blockdicke für die Inhomogenität des Materials ist eindeutig erwiesen. Besonders das 90prozentige Ferrosilizium wird meist zu dicken Blöcken vergossen, die somit eine ausgeprägte Seigerung aufweisen

können. Diese Arbeitsweise ist grundsätzlich gerechtfertigt, da handelsübliches 90 prozentiges Ferrosilizium bedeutend weniger zum Zerfall neigt als die Sorten mit geringeren Siliziumgehalten.

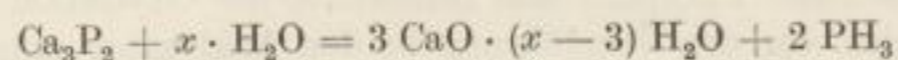
Tabelle 7. Gasentwicklung von handelsüblichem 90prozentigen Ferrosilizium

Probe Nr.	FeSi-Einwaage g	H ₂ O zur Aufschlammung ml	Behandlungsdauer Tage	Gesamt-Gasgehalt ml/100 g FeSi	Gaszusammensetzung in %				
					H ₂	O ₂	CO	CO ₂	Rest
1	100	750	8	6,2	← Störung →				
2	2000	4000*	10	12,5	n. b.	n. b.	n. b.	n. b.	n. b.
3	2000	5000	10	13,0	n. b.	n. b.	n. b.	n. b.	n. b.
4	2000	4000	8	13,0	~ 50	~ 3	0	0	~ 47
5	2000	4000	14	n. b.	~ 45	~ 3	0	0	~ 52
6	2000	4000	5	6,0	~ 50	~ 3	0	0	~ 47

* pH-Wert nach Abschluß der Bestimmung 7,5 bis 8,0.

Bei höherem Anteil von Verunreinigungen kann in den gefährdeten Blockteilen des 90prozentigen Ferrosiliziums durchaus eine Anreicherung z. B. von Kalzium und Phosphor vorhanden sein, die den zulässigen Umfang überschreitet. Einzelne Teile einer Lieferung gasen dann im Wasser bedeutend stärker als andere. Auch hier ist die Beschaffenheit der Korngrenzen und die Ausbildung entsprechend zusammengesetzter Restschmelzen, mit anderen Worten, die Seigerung maßgebend. Die Gasentwicklung müßte stark eingeschränkt werden, wenn der Abrieb vor der Feinzerkleinerung und Anfeuchtung entfernt würde. Eine bessere Gewähr bietet allerdings von vornherein ein sorgfältiges Aussortieren des Ferrosiliziums.

Das gleiche trifft sinngemäß für die Wechselwirkungen der geseigerten Blockteile mit der Luftfeuchtigkeit zu. Wahrscheinlich ist hierbei die Reaktion



maßgebend. Die bekannte Stabilität des Kalkhydrats erschwert die vollständige Entfernung des Wassers.

Schlußfolgerungen

Im Schrifttum und den einschlägigen Lieferbedingungen wird dem Aluminiumgehalt des Ferrosiliziums besondere Bedeutung beigemessen. Aluminium wird für den Zerfall, für die Gasentwicklung und den Gasgehalt der Legierungen sowie auch für die Verschlechterung der magnetischen Eigenschaften siliziumlegierter Stähle, insbesondere der Wattverluste, verantwortlich gemacht. Demgegenüber widmet man dem Phosphor- und Kalziumgehalt nur verhältnismäßig geringe Aufmerksamkeit.

Die kritische Auswertung des Schrifttums und die Ergebnisse der eigenen Versuche an 90prozentigem Ferrosilizium gestatten eine zusammenhängende Darstellung der Seigerung in Eisen-Siliziumlegierungen. Die beachtete Entmischung von Silizium und Aluminium entsprach den Angaben des Schrifttums. Zusätzlich konnte nachgewiesen werden, daß auch Phosphor und Kalzium zur inhomogenen Verteilung neigen. Die genannten Elemente sind in der Lage, Gefügebestandteile zu bilden, die für die technische Eignung des Ferrosiliziums sehr bedeutsam sind. In

Abhängigkeit von der Zusammensetzung des Mischkristalls ist an den Korngrenzen und in den erstarrten Restschmelzen der Blöcke mit einer Anreicherung von Kalzium, Phosphor und Kohlenstoff zu rechnen. Wahrscheinlich bilden sich Ca_3P_2 und CaC_2 , die mit Wasser unter Gasentwicklung reagieren. Die Zersetzung dieser Substanzen durch Wasser ist entscheidend für das Verhalten des Ferrosiliziums, z. B. beim Lagern, in wäßrigen Mischungen und beim Glühen.

Es ergeben sich im einzelnen folgende Schlußfolgerungen:

1. Die Bereitstellung eines aluminium- und kalziumarmen Ferrosiliziums durch Ausseigern ist unter den gegebenen Bedingungen volkswirtschaftlich nicht vertretbar.
2. Die Gasentwicklung und der Zerfall der Legierung hängen von der inhomogenen Verteilung des Phosphors und des Kalziums ab. Maßgebend für das Ausmaß der Entmischung sind die Zusammensetzung der Legierung sowie die Abkühlungsbedingungen. Der Aluminiumgehalt und dessen Verteilung über den Block kann als Indikator für den Umfang der Seigerung angesehen werden.
3. Bei der Zersetzung der Kalziumverbindungen durch Wasser entstehen Kalkhydrate. Schon die normale Luftfeuchtigkeit ist in der Lage, eine empfindliche Steigerung der Wasserstoff- bzw. der Wassergehalte von Ferrosilizium zu verursachen, wobei die Bindungsverhältnisse das nachträgliche Entfernen dieses Wassers erschweren. Deshalb gewährleistet nur die sorgfältige Glühung des Ferrosiliziums eine einwandfreie Beschaffenheit.
Die Analyse der im Vakuum-Heißextraktionsgerät aus kalziumhaltigen Proben entwickelten Gase kann außergewöhnlich hohe und schwer reproduzierbare Werte ergeben [11].
4. In Wasser verschieben die in Lösung gehenden Reaktionsprodukte den pH -Wert in den basischen Bereich, wodurch eine zusätzliche Wasserstoffentwicklung infolge der Reaktion mit Silizium ausgelöst wird.

Für eine Reihe von Verwendungszwecken muß das Ferrosilizium in einer Form hergestellt werden, die die aufgeführten Mängel ausschließt. Voraussetzung dafür ist die Erschmelzung einer Legierung mit geringen Gehalten an Verunreinigungen, die unter festgelegten Bedingungen zur Erstarrung gebracht wird.

Der VEB Ferrolegerungswerk Lippendorf hat bei 75prozentigem Ferrosilizium durch Einengung des Siliziumstreubereiches und besonders durch Verringerung der Blockdicken bereits einen wesentlichen Fortschritt erzielt. Zusätzliche Verbesserungen würden die Einrichtung eines kontrollierten Gießbetriebes mit Pfannen und den Einsatz einwandfrei aufbereiteter Rohstoffe bringen. Die Anpassung der Erschmelzung an besondere Verwendungszwecke macht weitere Untersuchungen über den Erstarrungs- und Abkühlungsmechanismus der einzelnen Ferrosiliziumsorten erforderlich, wobei dem Verhalten des Kalziums besondere Aufmerksamkeit geschenkt werden muß. Die Herabsetzung des Aluminium- und Kalziumgehaltes durch metallurgische Maßnahmen wurde bereits in Angriff genommen.

LITERATUR

- [1] CZIKEL, J., und HIRSCH, J.: Über die umgekehrte Blockseigerung bei Gußeisen. Freib. Forsch.-H. B 8 (1955) S. 33/35.
- [2] CHAZANOWA, T. P., und VASIN, JU. P.: Erhöhung der Festigkeit des hochprozentigen Ferrosiliziums. Stal (1955), H. 8, S. 720/727.

- [3] STRUKOW, I. N., und GELD, P. W.: a) Über den eutektischen Zerfall des Leboits. *Fisika metallov i metallovedenije* Bd. 4 (1957) S. 190/191; b) Einfluß der Umwandlung des Leboits auf die Beständigkeit von Ferrosilizium. *Fisika metallov i metallovedenije* Bd. 3 (1956) S. 564/565.
- [4] DASEVSKIJ, J. V., RUNOW, A. E., KASAK, I. S., ZELTOW, D. D., MELNIK, B. A.: Ein neues Gießverfahren für siliziumhaltige Ferrolegierungen. *Stal* (1955), Heft 8, S. 714/719.
- [5] STRUKOW, I. N., SCHUMILLOW, A. M., und GELD, P. W.: Der Einfluß der Wärmebehandlung auf die Verteilung des Kalziums im Ferrosilizium. *Fisika metallov i metallovedenije*, Bd. 5 (1957), S. 188/189.
- [6] ZOTKIN, I. A., und KRAMAROW, A. D.: Die Seigerung des Siliziums und ihr Einfluß auf den Zerfall von Blöcken aus 75prozentigem Ferrosilizium. *Trudi Sibirsk. Metallurg. Instituta* (1957) Bd. 4, S. 215/221.
- [7] PRESTRUD, A. K.: Der Zerfall von 45 bis 50prozentigem Ferrosilizium und die Entwicklung von giftigen Gasen. *J. Iron Steel Inst.* (1951), Heft 10, 107/109.
- [8] CHRISTENSEN, N., und GJERMUNDSSEN, K.: Wasserstoff in Ferrosilizium. Analytische Methoden und mittlere Wasserstoffgehalte einiger handelsüblicher Sorten. *J. Iron Steel Inst.* (1958), Heft 11, S. 248/254.
- [9] ZOTKIN, I. A., und KRAMAROW, A. D.: Untersuchung der Ursachen für den Zerfall von Ferrosilizium. *Trudi Sibirsk. Metallurg. Instituta*, Bd. 4 (1957), S. 208/214.
- [10] REMY, H.: Lehrbuch der anorganischen Chemie. Akadem. Verlagsbuchhandlung Geest und Portig, Leipzig, Bd. 1, 1954, S. 568.
- [11] BÖHMER, S.: Untersuchungen über den Gasgehalt insbesondere den Wasserstoffgehalt handelsüblichen Ferrosiliziums. Unveröffentlichter Forschungsbericht der Stahlberatungsstelle Freiberg i. Sa.

2

2

