
 論 文

還元処理ロータリーキルンの改良法について*

(ロータリーキルンによる砂鉄予備還元の検討—VI)

 669,041,57; 669,046,46; 669,181,4 荒川 秀 雄**
 On the Improvement of Reduction by Rotary Kiln.

(Study on the pre-reduction of iron sand with a rotary kiln—VI)

Hideo ARAKAWA

Synopsis:

The present paper in this series of studies shows the results of testing the new techniques which improve the kiln reduction. So far the design and operation of the so-called 'throwing-coal method' have been examined in order to prevent adhesion trouble, that is, dam-ring. Previous studies confirmed the fact that immoderate reoxidation of the material bed at the discharge end of the kiln causes adhesion trouble. The present study finds that we can successfully prevent not only adhesion trouble, but also spalling by adding a little amount of highly volatile coal to the material bed through the discharge end. It also finds that 30 kg coal per a ton of the products is enough for the purpose mentioned above.

Now, the special arrangement of the particle-size of burden material is needed in order to regulate segregation between ore and reductant in the process of kiln reduction. We find that segregation is regulated and controlled by arranging the particle-size in such a way that the differences among repose angles of the binary system may be kept within narrow limits, that is, within about five degrees.

In general, since there is a considerable amount of reducing gases in the exhaust gases of kiln reduction, we make a great deal of heat recovery by injecting air at the middle part of the kiln shell.

The amount of air theoretically measured for complete combustion of exhaust gases, together with a small amount of excess air, was introduced into the kiln by means of the air fan installed at 55% of the total length of the kiln shell from its discharge end. From this experiment we found that reducing gases burned with injection air of 720m³ per an hour, and that the middle part of 46m long kiln was heated up and reached the reduction temperature because of this combustion; as the result, the heat loss amounting to 515×10³ kcal had been recovered.

The operation of the kiln under new techniques such as throwing-coal, control of particle-size, and air injection, shows very satisfactory results. The kiln through-put increased by about 30%; the consumption of fuel oil was reduced by 20%; the residual carbon contained in the products decreased to 2%; the reductant needed in burden was reduced by 7%; and the total heat consumption per a ton of the products decreased by 270×10³ kcal to 1840×10³ kcal. Furthermore, the new techniques made the operation remarkably easier and freer from dam-ring.

Finally, we test and evaluate other improvements such as:— dust circulation, installation of chains in the feed-end, sectional air injection, installation of ring-dams at the intermediate.

(Received 14 June 1965)

1. 緒 言

前報^{1)~4)}までに還元キルンの炉内解析を諸項目順に行なってきたので、本報ではこれらの解析結果をもとに開発された改善法について述べ、同時にその効果について吟味する。

ロータリーキルンの操業上の障害としてもつとも大きなものは粘着障害である。排出端付近のバーナー焦点下

* 昭和39年10月, 昭和40年4月本会講演大会にて発表

昭和40年6月14日受付

** 東北電化工業株式会社大間々工場

にできるリング状の原料粘着は、酸化、還元操作を問わず、回転炉の宿命的な欠点といわれてきた。ダムリングは堅型炉の棚に比すべきもので、操業上ぜひ解決しなければならぬ課題である。回転炉の場合、粘着発生の場所は手の届く範囲にあることが多いので、機械的な除去がある程度可能であるが、本質的には粘着を防止する手段が望まれる。粘着に関連して団鉱の発生があるが、成長の直接原因であるダムリングを防止すれば、その害は大半除かれることになる。ダムリング粘着の原因、機構は、酸化または還元の焙焼方式によつて異なり、還元焙焼の場合は原料の再酸化が本質的原因であること、また低還元率の原料が高温帯に流れることもその要因となることを前報⁴⁾で述べた。筆者は炉内解析の結果を検討し、再酸化の防止法として投炭法を開発し、また偏析による還元むらを防ぐため、原料の粒度管理法を確立し、粘着障害を有効に防止することができた。

ロータリーキルンは固体炭素を原料に配合して加熱し、還元処理を行なうのでキルン内の位置によつて原料温度がきまり、酸化鉄の還元温度領域では平衡上高濃度のCOを含むガスを発生する。炉の奥で発生する可燃ガスは未燃焼のまま炉尻から廃棄される。したがつて、還元キルンの排出ガスはある量の未燃損失を含み、キルンの使用熱に対して無視できない損失熱量となる。炉内で発生する可燃ガスは炉のなかで燃焼回収することが、熱効率上、また設備上有利である。筆者はキルン炉体鉄皮に送風機を設備して、空気を強制吹込する方法で良好な結果を得ることができた。空気吹込の効果は単なる熱回収だけでなく炉内温度分布の改善による炉況の安定、伝熱効率の改善による処理量の増大、揮発分の高い一般炭の使用、石灰添加自溶性海綿鉄の安定操業が可能となる。本報はこれら一連の改善策の開発経過とその検討結果について報告する。

2. 投炭法

還元キルンに発生するダムリングの粘着機構については前報⁴⁾で詳述した。すなわちリング粘着は

(1) 原料層表面の選択的再酸化による低融点物質の発生。

(2) 再酸化による発熱と、バーナーフレームからの輻射による局部過熱。したがつて原料層表面の粒子の軟化、あるいは一部液相の発生。

(3) 同様に炉壁コーティング表面の強い酸化と軟化。

(4) 原料層とコーティングの接触面での粘着と、原料層内部での還元雰囲気による再還元金属鉄骨格の発達。炉の回転にともなうこれらのサイクルが主要因となるこ

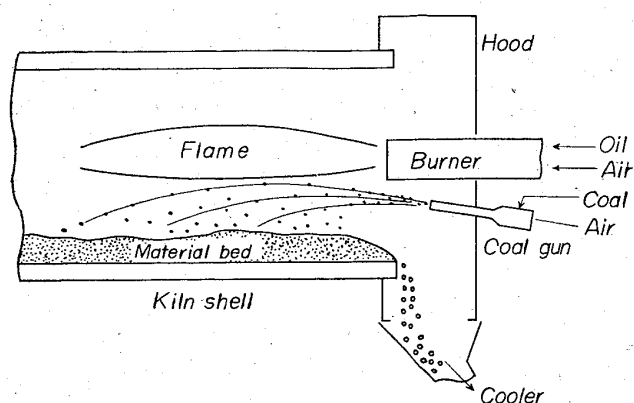


Fig. 1. Schematic diagram of the throwing coal method.

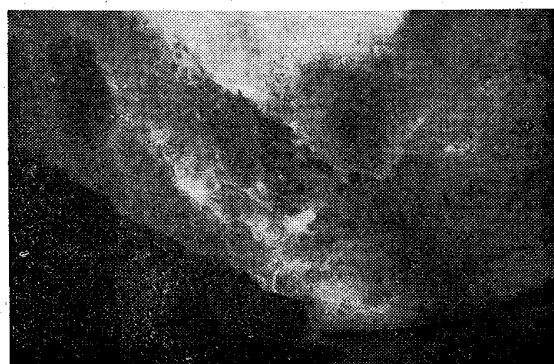


Photo. 1. A view from the discharge end of kiln under throwing coal.

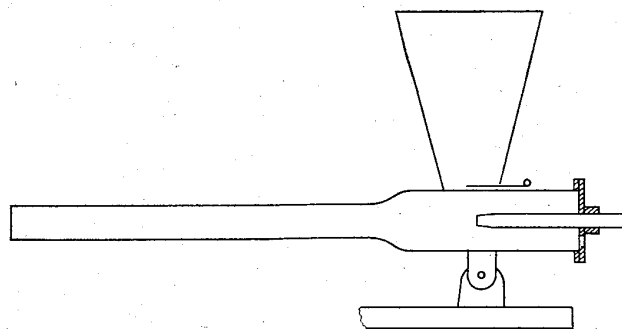


Fig. 2. Schematic diagram of the coal gun.

とを述べた。

2.1 設備

投炭法は原料層の再酸化を押さえ、リング粘着を防止する目的で開発された炉端部の雰囲気改善法である。Fig. 1に投炭法の概略を示した。フードに設けられた投炭機で、揮発分の高い石炭を排出端付近の原料層上に投入散布する。層上に落ちた石炭はただちに熱分解され、多量の乾留ガスを発生し、原料層表面をガスコーティングする。また熱分解後に残留する乾留炭はひじょうに活性度が大きく³⁾、原料層に混入して強い還元雰囲気をつくる。これらの作用が、原料層再酸化と局部過熱を

Table 1 Analytical data of reductants for throwing coal. (wt. %)

Class	Chemical analysis				Composition of grain size					
	FC	VM	Ash	H ₂ O	mm +15	+9	+6	+3	+1	-1
Fine	37.0	15.2	39.2	8.6	—	0.4	0.3	3.2	47.9	48.2
Coarse	32.0	14.3	39.5	14.2	13.3	30.6	26.9	21.3	5.5	2.4

防止し、原料の粘着を有効に阻止する。Photo. 1 は投炭中の排出端炉況を示したもので、下方から射出された石炭粒が原料層に落下して多量の燃焼ガスを発生している状況がみられる。Fig. 2 は投炭機の構造を示すもので、ベルトコンベアーにより定量供給される石炭は、投炭機の小ホッパーに入り、元圧 6 kg/cm² の圧縮空気を噴出するノズル部分に落され、射出筒を経て吹き飛ばされる。F. C. 35~40%, V. M. 40~45% の品位の褐炭を海绵鉄 t 当り 30kg 程度投入すれば、リング粘着阻止の目的を果せることを実験によりたしかめた。Table 1 に投炭に使用した炭の性状を示した。炭が 40% 程度の揮発分をもち、その 30% 重量の水素が含まれるとすると、1100 °C の炉内で水素の占める容積は 7 m³/kg coal 以上となる。また熱分解後に残る乾留炭は、コークスと比較すると 7 倍余りの活性度をもち³⁾、原料層で優先消費され 3m³/kg coal 以上の CO ガスを発生する。これらのガスは原料層のガスコーティングに有効に作用するとともに還元にも寄与する。実験によると、粒度の荒い炭は細かいものより遠距離まで飛び、また乾留時間も長い。実際には両者を混合して散布範囲を広げるのが有利である。

2.2 試験結果

Fig. 3 は投炭試験時、投炭開始後排出された成品海绵鉄の還元率と残留炭の変化を示したものである。投炭量は 30 kg/t sponge の率で行なつた。本試験は比較的再

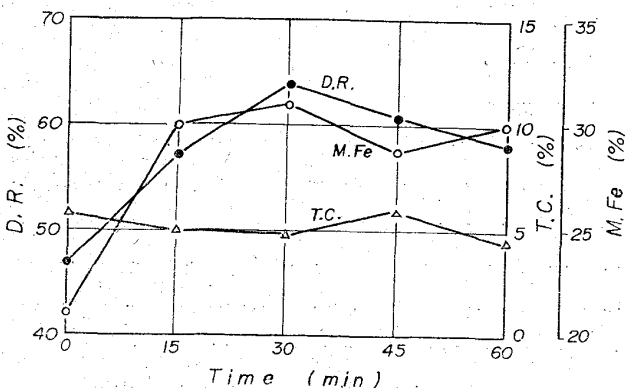


Fig. 3. The variation of degree of reduction, M.Fe & T.C. in product of kiln at the beginning of throwing coal.

酸化の大きい炉況について行なつた例であるが、投炭開始後 15 min で明りような効果が現われていることがわかる。この実験では成品排出温度が約 50°C 低下したにもかかわらず、還元率は約 12% 上昇した。残留炭含有量は実験前と変化なく、投入された石炭は排出までに優先消費されたことを示した。注目すべきことは、投炭開始とともに、それまで付着していたダムリングが剝離排出され、リング部分が平坦に近くなる現象が観察されたことである。投炭法はダムリング粘着の防止だけでなく、除去作用もあることがわかる。この現象は明りような再現性があり、その理由として還元力の強くなつた原料層内で付着リングの冷却が大きく、熱衝撃を受けることが考えられる。炉内における投入炭の挙動を調査するため、フードから長いサンプラーを挿入して、排出端付近の原料を採取し、分析した結果を Fig. 4 に示す。比較のため、投炭法操業と同条件の、砂鉄、コークスで運転した従来操業の測定値を添えた。図中実線で示した投炭法施行時の還元率 Dr は、破線で示した従来操業の原料再酸化をよく防止していることがわかる。また炭素量 T. C. は両者間に大きな差がなく、投炭によつて添加された炭素は急速に消費されたことを示す。投炭時の排出成品中の残留炭を磁選により選別し、その活性度を測定したところ、 $a_{1000}=19$, $a_{1200}=25$ ³⁾ を示し、コークスの活性度と一致し、投入石炭から生じた乾留炭の残留はほとんどないことが判明した。Photo. 2 は上の調査時得られた排出成品海绵鉄の顕微鏡組織の比較を示したもので、じゅうらいの操業法の成品 a は再酸化と還元のサイクルを受けた結果、顕著な粒子外周還元が起り、接続金属鉄のリングが見られ、高温処理を受けたため Wüstite 相

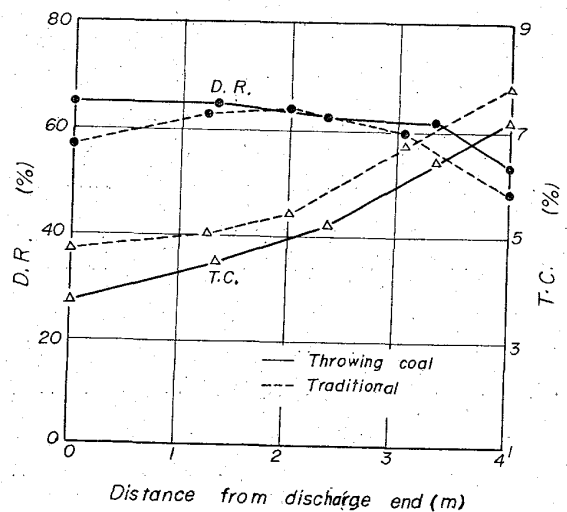


Fig. 4. The variations of degree of reduction & T.C. near discharge end, under throwing coal and traditional method.

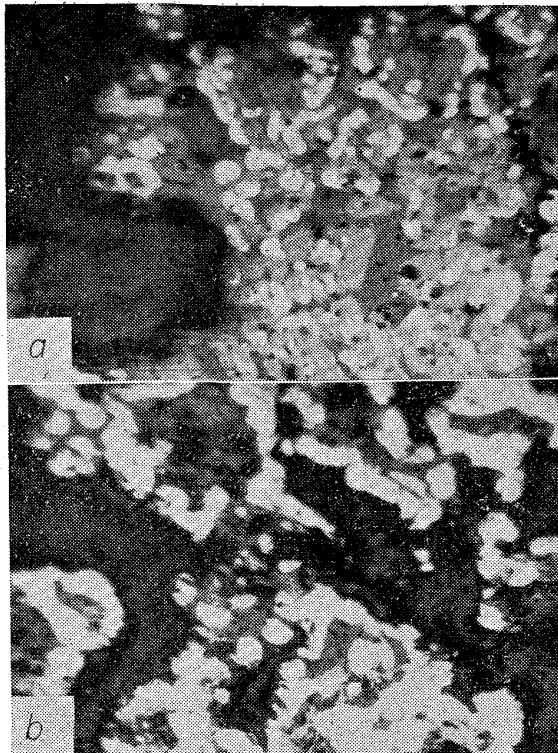


Photo. 2. The microstructures of kiln products, under throwing coal (a), and traditional method (b), containing 7% lime. noetch. $\times 200$ (1/2)

が不明りようになっているのに対し、投炭時の組織は還元金属鉄がよく分散し、Wüstite 相も明りようで、高温処理を受けた形跡がない。このような組織は粗笨であつて、よい還元性をもち次段の処理が容易である。投炭法を施行した効果をじゅうらいの操業と比較すると、重油原単位は 3~5%，炭材原単位は投炭分を入れて約 7% 低下した。これは成品海綿鉄中の残留炭が 5% から 3% 以下に減少した影響が大きい。反面海綿鉄の造粒率は、造粒の主要因である再酸化粘着の作用が滅殺されるので、80% より 76% に低下した。投炭法は炉内雰囲気調節法であつて、操業の熱経済面では大きな効果は期待できない。同法施行の最大の効果はダムリングの粘着が防止されたため、リングの除去と団鉍排出の労働から解放され、炉況が格段に安定して長期の連続操業が保証され、生産性の向上が計られたことである。

3. 原料の粒度管理

キルン原料である砂鉄と還元炭材の炉内偏析については前報²⁾で検討し、帯状偏析と縞状偏析が発生することを述べた。強度の偏析が起こると還元帯で原料の還元むらを発生しやすく、前に述べたように低還元率の原料が高温帯で炉壁に粘着してダムリング発達の原因とな

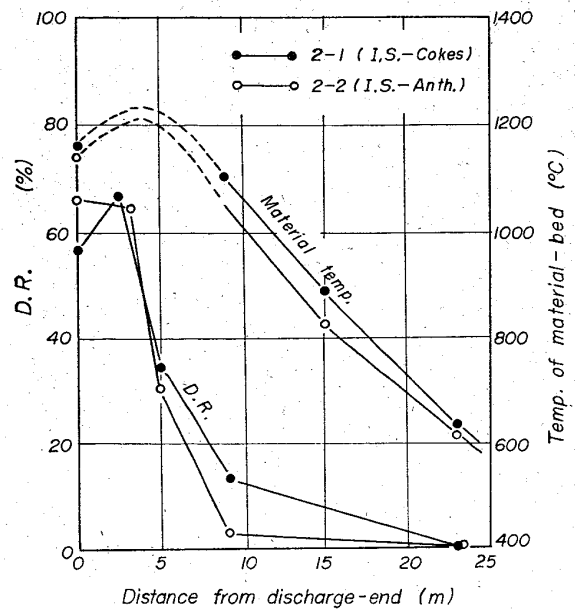


Fig. 5. Two samples of degree of reduction & temp. curves of material using different grain sizes of reductant.

る。とくに炉の運転を開始したとき、最初に炉内を流下する原料の還元材は、砂鉄との安息角の差から分離偏析し、炉内を速く通過するため、還元材の不足した原料層ができ、粘着を発生しやす。前報⁴⁾で砂鉄と還元炭材の偏析はその安息角の差に原因して起こること、原料の安息角はその粒径が支配的要因となることを述べた。偏析のうち還元材の完全分離が起こる縞状偏析がとくに影響が大きい。ふつうの炉況では排出端から 30~40% の地帯で偏析が消失することが多い。これは原料が 900°C 以上の温度帯域に入ると、砂鉄の安息角が選択的に上昇し、炭材の安息角に近くなること、還元帯では発生ガスによる見掛安息角の異常低下があること、原料層の安息角の急激な変化地点で、炉の軸方向に攪拌が行なわれることが原因と推定される。しかしながら正常な原料温度分布でありながら粘着が発生することがある。Fig. 5 は砂鉄に -3 mm のコークス粉 (中心粒径 0.4 mm) を配合した場合 (2-1) と、粒径 16 mm 以下の無煙炭 (中心粒径 7 mm) を配合した場合 (2-2) との炉内還元分布と原料温度分布を示したもので、温度分布に大きな差がないにもかかわらず、炭剤の活性度が高い (2-2) の方が還元始発が遅れ、還元帯が圧縮されている。この現象は炭の粒度の荒い (2-2) の炉中央部に偏析が発生し、還元初期に影響をおよぼしたものと推定される。砂鉄は微粉鉍で、乾燥状態でとくに安息角が小さく、炉内で炭材との分離偏析を起こしやすいので、還元炭材の粒度管理が必要である。いままで炭材の粒度に関して管理規準が明確

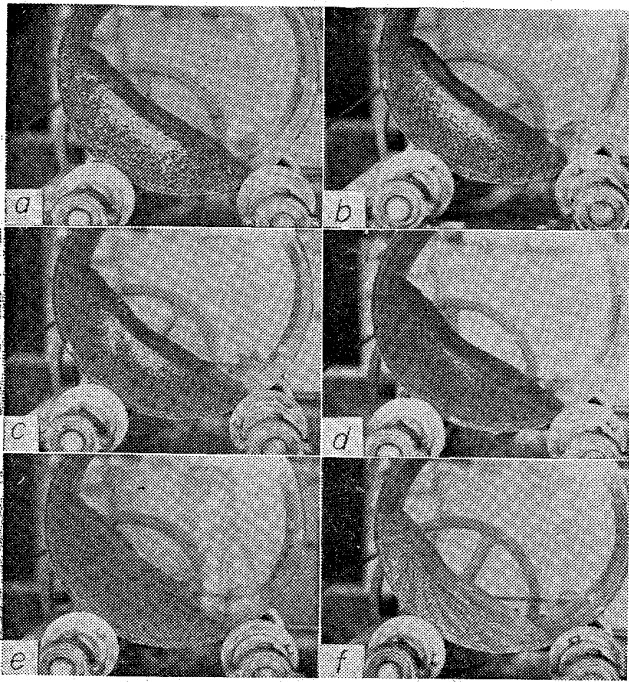


Photo. 3. Segregations between white sand and natural cokes of various grain-sizes in the rotating glass cylinder.
Grain-size in mm; (a) 3~4, (b) 2~3, (c) 1~2, (d) 0.5~1, (e) 0.25~0.5, (f) -2.5

でなかつたので、この点を明らかにするため模型による偏析実験を行ない観察した。縞状偏析の発達を避けるためには、前提として帯状偏析の発生を防止しなければならない。キルン原料をガラス製円筒に装入して回転し、分離状態を調査した。最初円筒内に邪魔板を設けて攪拌の効果を観察した。その結果、邪魔板の高さが原料層の最大深さより小さい場合はほとんど攪拌の効果が現われず、逆に大きい場合は砂鉄層内に放射状の炭粒の浸入が起きるだけで、本質的な攪拌は望めないことが解つた。つぎに混合する炭材の粒度を変化して偏析の発生状態を観察した。Photo. 3 は砂鉄と同粒度に調整され、同一安息角を持つた白砂に、0.1~0.3 mm の範囲を 6 段階に粒度を整えた煽石を 30% 配合し、ガラス円筒に装入して回転した状態の記録である。炭の粒径が 3 mm より 1 mm まで細くなると、帯状偏析は砂および炭粒子のおの単独の安息角の差 $\Delta\theta_r$ の縮小にしたがつて弱くなる。炭粒子が 0.5~1.0 mm ($\Delta\theta_r=4.5^\circ$) になると偏析は非常に弱くなり、0.25~0.5 mm ($\Delta\theta_r=3.0^\circ$) では偏析はまったく認められず完全混合となる。しかしさらに細かく 0.1~0.25 mm となつて炭粒子単味の安息角が上昇し、 $\Delta\theta_r=4^\circ$ と再び大きくなると放射状の偏析が始まる。諸種の実験を行なつてつぎの結論を得た。一般に単味安息角の異なる粒子の混合系では、その安息角差が 5

度以内であれば、帯状の周囲偏析は強められず、実用的には 7 度以下の差であれば縞状偏析の誘発は防止できる。原鉄を飯岡砂鉄とした場合、実際には多少粒子の大きい炭が混入することは差支えなく、中心粒径を 0.8 mm 以下に管理すれば安定した炉況を保ち得る。炭の粒径を必要以上に細かくすることは、上の理由で効果がないばかりでなく、ダスト損失を大きくするので不利である。

4. 管体途中の空気吹込

4.1 空気の導入法

還元キルンは固体還元剤を鉄石に配合して加熱するので、還元反応が実質的に進行する温度帯域で、平衡上 CO が高濃度となり、原則的には直接還元となる³⁾。発生する CO は原料層上で炉内雰囲気と接して燃焼するが、炉の奥の還元初、中期帯域では炉内雰囲気の酸素が不足し、未燃焼のまま炉の排出ガスに混入する。また配合還元剤が揮発分をもつ炭剤である場合は、揮発分の分解温度と鉄石の還元温度に差があるので、分解可燃ガスは炉の低温側に発生してほとんど還元反応にあずからず、同様に未燃状態で排出される。炉の全域にわたつてこれらの可燃ガスを燃焼するだけの空気を炉の排出側から供給すると、排出端付近はいちじるしく酸化性となり、還元原料の再酸化を起し、ダムリングの粘着が発生しやすくなる。したがつて安定な炉況のキルン廃ガスには、ある量の未燃損失分が含まれるのが普通である。前報²⁾熱精算の項で示したように、キルン廃ガス中には CO が 4~7% 含まれ、その未燃損失熱は海綿鉄 t 当り 200~300×10³ kcal と比較的大きな値である。しかし排出ガスとしての発熱量は 150~300 kcal/m³ で、排出後回収するにはあまりに低価値である。炉内温度分布を改善する意味でも、この未燃損失は炉内で回収することが望ましい。キルンの炉体途中に空気を導入して損失熱の回収をはかる思想は相当古く、1940 年代に JOHANNSEN⁶⁾ によつて提唱され、R-N 法⁷⁾などで改良適用されている。これらの方法は炉内圧を大気圧より負に保ち、炉管体壁を貫通するダクトを通じて空気を吸引導入することで行なわれている。本法は設備が簡単である利点はあるが、炉内ガスの比重、炉尻の吸引圧などの変化で導入空気量が変化し、管理がむずかしい欠点がある。また高温帯への空気導入には吹込ダクトの耐熱性に関して材質上の制約をうける。Fig. 6 は試験キルンについて操業時測定した炉内圧分布である。測定は管体のサンプリングホールを通じて圧検出管を挿入して行ない、管体長手軸上の点で、大気圧を基準とした静圧差で表わした。測定は炉の回転を停めることなく運転中に行なつた。図から明ら

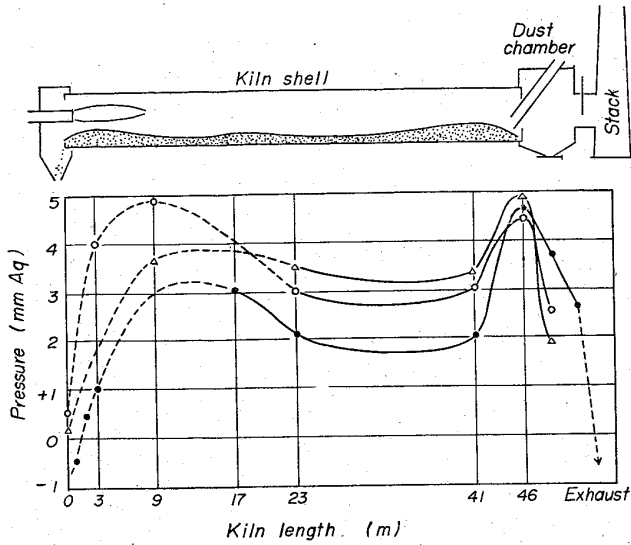


Fig. 6. The distributions of atmospheric pressure in the kiln process.

かであるが、本炉の例では管体の大半が大気圧に対して正圧である。とくに原料の溢出を防ぐため炉尻端に設ける蛇目の絞り率は管体断面に対し 36% であり、この部分を貫通する原料シュートを考慮すると空隙率は約 20% である。したがって炉尻部分はガス流れに対して大きな抵抗を示し、炉内圧を負に保つためには煙道側の吸引圧を極端に大きくしなければならない。またダスト発生量を原料の 3% とすると、廃ガスに対し 20~25g/Nm³ となりガス比重の値に大きな影響はないように思われる。しかし炉体途中では練瓦目地、あるいはコーティングの凹部の原料の掻きあげがあるので、ガスの局所的な含埃量、見掛比重の増大が起り、炉内圧に影響すると考えられる。これらの欠点を避けるため、炉体鉄皮に送風機を固定設備し、強制吹込を行なう方法を施行して良好な結果を得た。強制吹込は吹込量が確実であるうえ、ダクトの冷却がよいので工学的な利益が大きい。

4.2 吹込設備

まず 1 地点吹込の試験を対象として、吹込地点決定の条件を検討する。第 1 の条件は、吹込地点で空気を混入したガスがその地点温度で燃焼しなければならない。可燃ガスの発火限界に関しては Le Chetelier の法則が知られているが、本例では不活性ガスが多く、可燃分がすくなく推定が困難であるので実測によった。Fig. 7 はキルン炉尻から採取した CO₂ 17%, O₂ 0.4%, CO 5.4% の組成の廃ガス現物に 0.2 容の空気を混合し、定温度に制御した炉の燃焼管中を流して、燃焼ガスの分析を行ない、温度と燃焼度の関係を示したものである。組成の異なる廃ガス数例について調査した結果、650~700 °C の温度で完全燃焼することがわかった。Fig. 8 に

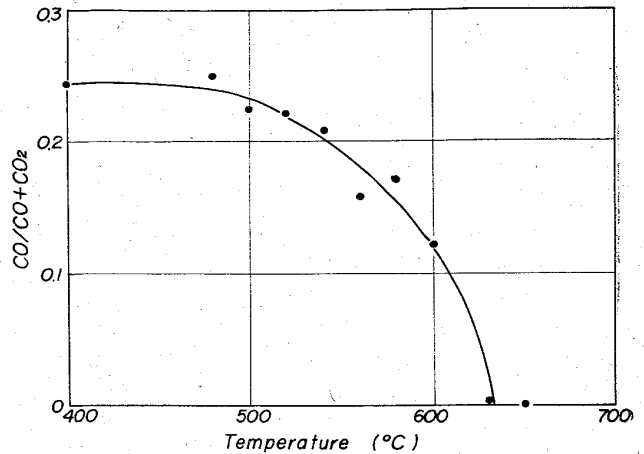


Fig. 7. The relation between temperature and combustion ratio of kiln gas.

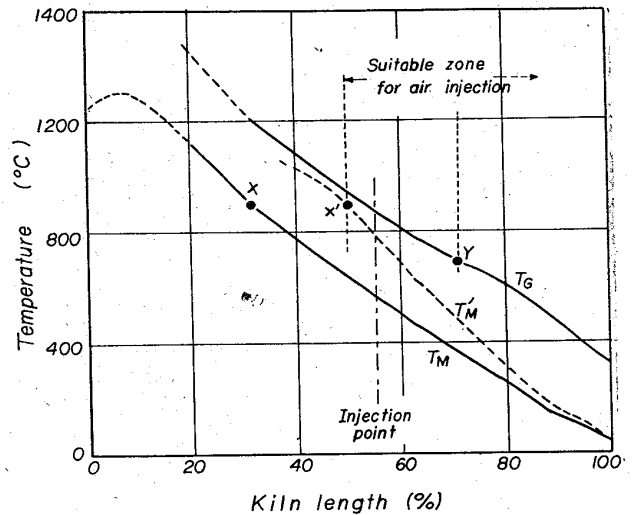


Fig. 8. The suitable zone for one point-air injection (No. 2 kiln)

試験キルンの標準原料温度 T_M とガス温度 T_G を示す。この温度分布から判断すれば、吹込の下限はガス温度が、700°C である炉長 65% の Y 地点となる。第二の条件として吹込地点の上限は、燃焼後の CO₂ ガスが原料層の炭剤と接して carbon solution 反応を起こさないことを基本条件とする。この温度を実質的に 900°C 以下とすると図中 X 地点となる。しかし空気吹込を行なうと回収熱が発生して原料温度は上昇する。のちに述べるように回収熱の 80~90% が原料に移行するので、吹込地点における原料温度は約 300°C 上昇し、図の T'_M のような分布となる。したがって X 地点は X' 地点まで後方に移動し吹込の上限は炉長 50% (23m) の地点となる。熱回収の効率を考えると、吹込地点はなるべく X' 地点に近づけるべきであるが、吹込ダクトの耐熱性を考慮して吹込方向を炉の排出側に向け、炉長 55% (25.5m) に決定した。試験キルン管体に設備したブローは定格 35m³/

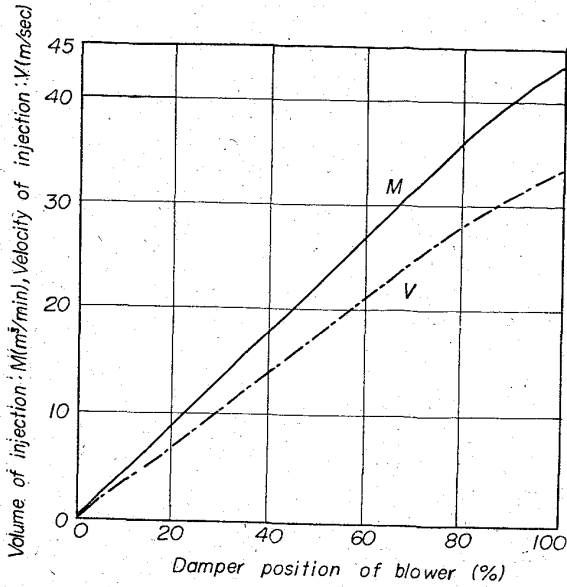


Fig. 9. The characteristics of blower for air injection. (No. 2 kiln)

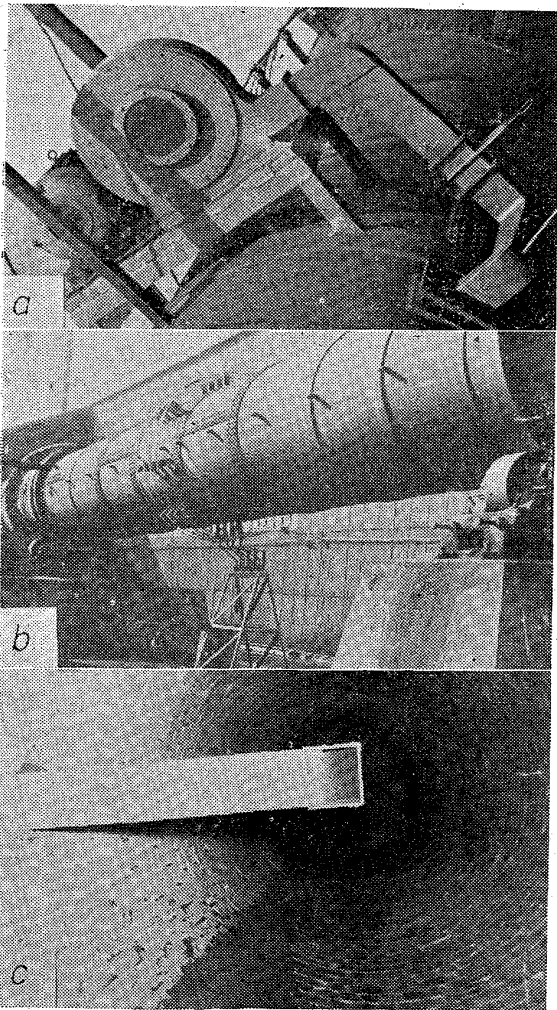


Photo. 4. The equipments for air injection on the test kiln; Blower (a), Slip-ring (b), Duct for injection (c).

min, 220 mmA_q のシロツコ型ファンで、設備状態でピトー管を使って実測したところ、その特性は Fig. 9 のようであつた。通常操業の試験キルン廃ガスの CO 濃度が 5% のとき必要空気量は約 20 Nm³/min であるので、この設備は約倍の能力をもつことになる。稼動時ファン駆動のモーターが停止すると、ダクトの焼損が起こるので、保護回路を嚴重にした。給電は管体に設けた 2 個のスリッピングを通じて行ない。1 相はローラーを介して管体に落した。Photo. 4 に吹込設備の実際を示した。管体を貫通する吹込ダクトは 13 Cr 製、12×18 cm の角型で、先端を曲げて管体長手軸上を排出側に吹出しを行なう。操業時ダクトの冷却は有効で、点接熱電対による測定では 250°C 以下であつた。

4.3 試験結果

上記の設備で数次にわたる半還元砂鉄海綿鉄の製造試験を行ない、各種の測定値を整理してつぎの結果を得た。Fig. 10 は空気吹込時の炉内原料温度分布 (Pa) を従来操業 (Pt) と比較して示したものである。測定例 2-8 (砂鉄、煽石操業) では 720 Nm³/hr の空気吹込を行なつたが、炉尻排出ガスの温度は 360°C を示し、吹込を行なわぬ操業例 2-5 (砂鉄、煽石操業) と比較して約 35°C の温度上昇が認められた。したがつて吹込時排出ガスの持出す顕熱増加は吹込前の廃ガスの 35°C の升温顕熱、および吹込空気中の N₂ と、吹込前廃ガス中に含まれる CO と同容積発生する CO₂ との排出顕熱差の総和であつて、炉の装入量が 7.2 t/hr、廃ガス総量が 9350 Nm³/hr のとき約 215×10³ kcal/hr の値となる。空気 1 Nm³

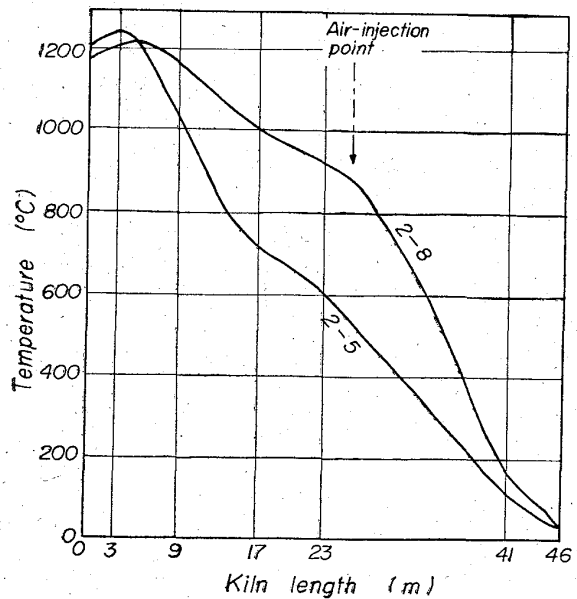


Fig. 10. The distributions of material temperature in the kiln; (2-8) under air injection, (2-5) traditional.

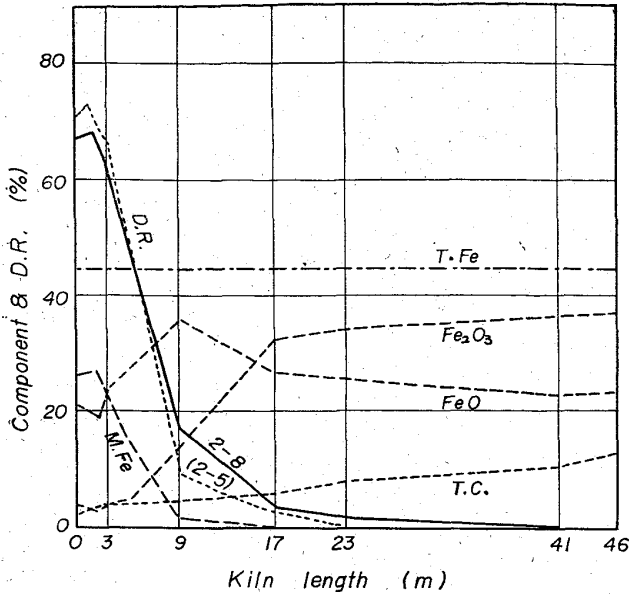


Fig. 11. The variations of components of material and degree of reduction throughout the kiln under air injection (2-8), adding D. R. curve of traditional operation (2-5).

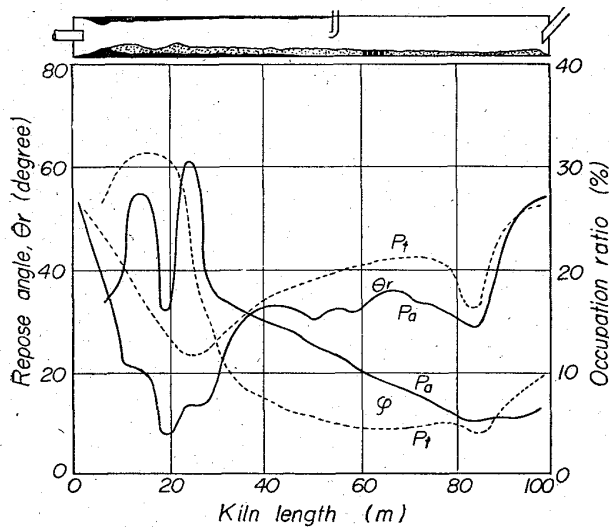


Fig. 12. Comparison of occupation ratios and angle of repose of kiln material between air injection (P_a) and without it (P_t).

が燃焼しうる CO ガス量は 0.42 Nm^3 で、その燃焼熱は 1268 kcal である。吹込空気中の酸素の約 20% は燃焼にあずからず過剰空気として排出されているので、その 80% を基準として、吹込により発生する熱量を概算すると、この場合 $730 \times 10^3 \text{ kcal/hr}$ の値となる。したがって炉内に伝熱した熱量は $515 \times 10^3 \text{ kcal/hr}$ である。装入原料の 800°C 付近の平均比熱を 0.23 とすると、吹込地点の原料温度上昇は 310°C となるはずである。Fig. 10 の 2-5 および 2-8 の実績をみると、吹込地点

の温度差は 320°C となつていてほぼ計算値と一致する。本例の場合吹込による発生熱の回収率は 71% である。

Fig. 10 の結果よりみると空気の吹込で、炉の 50% の地帯が 900°C 以上の実質的還元帯となるので原料の還元率分布は大きく改善されそうであるが、実際は必ずしもそうならない。Fig. 11 は 2-8 の還元進行の測定結果を示したもので比較のため 2-5 の還元率変化を挿入した。空気吹込 2-8 の還元始発は炉長 50% 以前にあるが、17m 付近は伝熱量不足のため、2-5 に接近した還元率となつている。しかし 9 m 地帯では還元率で 8% の増加が認められ、排出端付近の還元率傾斜が改善されたことがわかる。このように還元初期の改善が小さい理由は、回収熱の発生が原料の予熱帯に集中しているためであるが、同時に空気吹込時の炉内原料の移動状態など物理的な要因も影響があると推定される。Fig. 12 は空気吹込を施行した操業中炉を停止し、冷却後炉内原料の安息角 θ_r と充填率 ϕ を測定した結果で、比較のためじゆうらいの操業の測定結果⁴⁾を挿入した。空気吹込によるおもな変化は投入原料の乾燥後の安息角が炉の前半で低値となつたこと、還元が活発となり還元率が急上昇を始める 9 m 付近で $\theta_r = 7^\circ$ と異常な低値を示したことである。後者は還元発生ガスにより原料層が流動床状態になつた結果である。一方原料充填率は炉の中心部で全般に大きく、ダムリングの影響による排出側の山は θ_r の異常低値に対応して谷が現われている。この測定を行なつた操業では中心粒径 5 mm の煽石を還元材として使用しているが、乾燥後の原料に軽度の帯状偏析と炉長 60% の地帯に 4~5 サイクルのわずかな縞状偏析が認

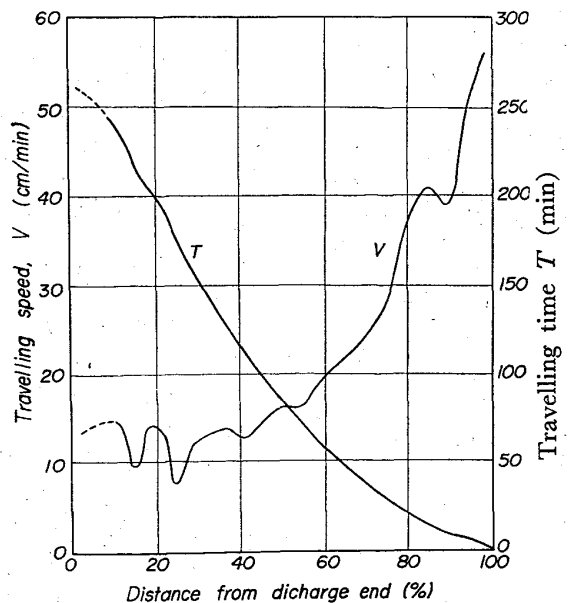


Fig. 13. Travelling speed and travelling time of kiln material under air injection method.

Table 2. Material balance (2-8 anal. per hr); Total charge 8,045kg, Dust 266 kg (3.1%), Throwing coal 158 kg, Air injection 720 Nm³.

Material charged into kiln				Production in kiln											
kg	Constituent			Element kg				kg	Constituent			Element kg			
		%	kg	C	O	H	S			%	kg	C	O	H	S
Iron sand 5790	T. Fe	56.54	3274					Iron sponge 5376	T. Fe	60.90	3274				
	FeO	29.80	1725		384				M. Fe	36.25	1949				
	Fe ₂ O ₃	47.84	2770		833				FeO	28.89	1553		346		
	S	0.016	1				1		Fe ₂ O ₃	3.14	169		50		
	Gang	22.34	1294						S	0.098	5.3				5.3
Natural cokes 1341	FC	73.13	981	981				Waste gas 10,674 Nm ³	T. C.	4.87	262	262			
	Ash	21.85	293		37				Gang	25.75	1438				
	VM	4.87	65	28					CO ₂	18.6	1438 Nm ³	1063	2836		
Fuel oil 336	C H O S	86.2	290	290				CO	0.9	96 "	51	69			
		9.9	33					O ₂	0.3	32 "		46			
		0.8	3		3	33		H ₂	0.0						
		2.7	9.0				9.0	N ₂	80.2	8561 "					
								SO ₂		13.6 kg		6.8		6.8	
Throwing coal 158	FC	41.55	65	65				H ₂ O		297 "		264	33		
	Ash	16.24	26					Moist.		686 "					
	VM	42.11	67	13	29			Element total				1377	3618	33	12.1
	S	0.10	0.2			0.2									
	Moist		686												
Air	Inject. Primary		Nm ³												
			720		216										
			7052		2116										
Element total				1377	3618	33	12.1								

Table 3. Comparison of heat balances of kiln reduction between the operation with improvements (2-8), and without them (2-5).

Operation	2-8			2-5	
	×10 ³ kcal/hr kl'	×10 ³ kcal/t sp'	%	×10 ³ kcal/t sp'	%
Heat input items					
a. Combustion heat of fuel oil	3,488	649	28.7	943	35.6
b. Sensible heat in fuel oil	10	2	0.1	3	0.1
c. Combustion heat of reducing agent	7,912	1,472	65.2	1,705	64.3
c'. Combustion heat of throwing coal	727	135	6.0	—	—
Total	12,137	2,258	100.0	2,651	100.0
Heat output items					
d. Heat of reduction	3,379	629	27.8	679	25.5
e. Sensible heat in sponge	1,271	236	10.5	262	9.8
f. Noncombustion loss in residual carbon	2,081	387	17.2	500	18.8
g. Heat content of vapor from moisture in charge	509	95	4.2	63	2.4
h. Heat content of formed vapor from combustion	221	41	1.8	53	2.0
i. Noncombustion loss of CO & H ₂ in exhaust gas	290	54	2.4	611	23.0
j. Sensible heat of dry exhaust gas	1,202	224	9.9	175	6.6
k. Sensible heat of dust	17	3	0.1	3	0.1
l. Heat of shell loss	338	63	2.8	55	2.1
m. Other losses	2,829	526	23.3	250	9.4
Total	12,137	2,258	100.0	2,651	100.0
Actual heat consumption (Total-f-h')					
	9,882	1,839		2,108	

められた。原料温度が上昇すると安息角も上昇する傾向があるが、実際炉では空気吹込時、原料温度の早期上昇が原料の還元始発を促進して見掛安息角を低下したと考えられる。炉内充填率の測定結果と、炉内各地点の原料のかさ比重を実測した値をもとに、まず地点原料の滞留重量を求め、つぎに単時間原料投入量を基準として、計算による原料移動速度と、速度を積分して得られる地点通過時間を求めた。ただし原料の還元は全量直接還元とみなして固体原料の減少を補正した。計算の結果は Fig. 13 に示すとおりで、原料の移動速度は炉の前半で急に低下し、後半で一定値に近づく、ただし炉の排出端付近のコーティングによる炉内空間の縮小は考慮していないので、この地帯では移動速度がわずかに上昇すると考えられる。空気吹込のないじゅうらいの操業と比較すると、炉の前半の移動速度が低下し、炉内滞留時間が延長する。じゅうらい操業で 3 hr 強の炉内通過時間が、空気吹込時は 4 hr 強となった。原料滞留量が大きくなると炉内で原料への熱伝導率がよくなり、原料の温度分布曲線が急勾配になる。Fig. 11 に示した還元曲線で 17m 付近の還元進行が鈍るのはこの地点の原料充填率の増大が影響をおよぼしたと推定できる。

4.4 熱的效果

空気吹込法の熱的效果を検討するため熱収支を行なった。例として 2-8 操業について計算した主要成分物質収支を Table 2 に、熱収支結果を Table 3 に示した。熱収支表には比較のためじゅうらい操業の 2-5 の収支結果⁵⁾を併記した。物質、熱収支の方法、基準は前報⁵⁾と同様にあつた。本操業は空気吹込法と同時に投炭法も併用しているため、投入炭の物質、および燃焼熱を収支に計上した。吹込空気量は管体ブローのダンパー位置から決め、廃ガス量は実測ガス分析値をもとに炭素収支から求めた。物質収支表で窒素の収支が 5% 強差異を生じたが、これは平均廃ガス成分と発生ダストの炭素量の推定に原因する誤差と考えられる。空気吹込を行なうと発生ダスト中の炭素はつねに低下する。2-8, 2-5 は処理量、成品の還元率がほぼ同じ操業であるが、Table 2 で明らかなように、空気吹込によつて入熱総計は成品 t 当り $265 \times 10^4 \text{ kcal}$ より $226 \times 10^4 \text{ kcal}$ に減少した。入熱総計より残留炭未燃損失および発生水分の蒸発潜熱を差引いた実使用熱は $211 \times 10^4 \text{ kcal}$ より $184 \times 10^4 \text{ kcal}$ に $27 \times 10^4 \text{ kcal}$ 減少した。この差は主として廃ガス中の未燃損失が減少したことが主要因である。空気吹込時の管体表面温度の測定値がないので管体損失を同一値にしたが、炉内温度の上昇により損失はやや大きくなつていると考えられる。投炭法を施行すると炉端部の再酸化が

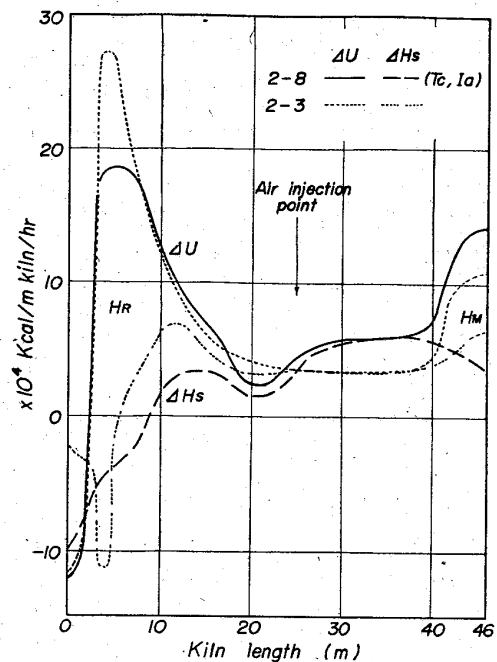


Fig. 14. Comparison of the amount of heat transferred into material throughout the kiln between the operation with improvements (2-8), and without them (2-3).

押えられるので、残留炭を減少しても安定な操業が可能となり、残留炭未燃損失は小さくなる。

空気吹込を施行したときの炉内の伝熱状態を推定するため、前報⁵⁾で行なつた炉内原料エンタルピー変化の計算を行ない、この結果を 2-8 測定の例で Fig. 14 に示した。同図にも比較のためじゅうらい操業の 2-3 測定の例を添えた。単位炉長当りの含熱量変化 ΔU 、および ΔU 構成成分のうち原料の顕熱変化 ΔH_s の算出法は前報と同様に行なつた。 ΔU 曲線と ΔH_s 曲線に挟まれた部分のうち、炉の装入端に存在する H_M 部分は原料水分の蒸発熱を表わし、炉の後半に現われる H_R 部分は還元熱を示す。曲線の正の値は原料への正の伝熱を示し、負の値は負の伝熱すなわち放熱を示す。図から明らかなように空気吹込操業の 2-8 は炉内の伝熱が全体に平均化されている。じゅうらいの操業 2-3 排出端部のバーナー輝焰下の極端に大きな伝熱帯では、2-8 燃料原単位の低下にともなつて低い値で経過している。また ΔH_s 曲線は 9m 地点から負の値に逆転し、還元反応の吸熱が早くから原料の温度上昇を押えていることがわかる。この事実は還元率の低い原料が過度に熱せられ、炉壁に粘着する危険が減少したことを意味する。いま炉内伝熱の peak 地点の原料充填率を 25% とすると、炉内壁面を媒体として原料に伝達される熱量は、その地点で輝焰から伝達する輻射熱量の 63% あまりとなる。したがつて

この地点の炉壁面 m^2 当り, 1 hr の伝熱量は 2-3 の場合 72×10^8 kcal に対し, 2-8 では 49×10^8 kcal と 30% あまり低下している. バーナー焦点下の炉壁はこのような多量の熱量を間接的に原料に伝達するので, 過渡的に過熱されて原料の粘着を起しやすくなる. 他方装入端から炉長 50% の地帯の ΔU が全般的に上昇していることから, 管体途中の空気吹込の加熱効果は明瞭である. しかし炉長 20m 付近に ΔU の谷が現われている. この谷は原料加熱源が 2 地帯にわかれ, その中間帯で過渡的に伝熱量が低下したため現わたと考察される. このように回転炉に空気吹込を行なう方法で加熱点を分散すると, 炉内伝熱量の平均化がはかられ, じゆうらいの操業に現われる局部的大量伝熱地帯が緩和されるので, 炉壁の過熱が軽減され, 粘着障害を回避することが容易となる. この事実は吹込地点をさらに複数に分散し, 炉全域にわたって伝熱量を平均化すれば, 総伝熱量を拡大し, 処理量をさらに増加できる可能性を物語る. 炉長 1 m, 1 hr 当り平均 155×10^8 kcal の伝熱が可能であるとすると, 炉内総伝熱量は通常操業の ΔU を全炉長にわたって積分した熱量の 2 倍となり, 処理量を 100% 増加できることを意味する.

Table 4 は改良法を施行したときの砂鉄半還元キルンの諸効率を従来法と比較したもので, 前報⁵⁾ に示したじゆうらいの操業の 2-1 (砂鉄, コークス) および 2-5 (砂鉄, 燐石) 測定に対して, 投炭法, 空気吹込法を施した 2-8 (砂鉄, 燐石) 測定結果をもとに, 常法によつて諸効率を算出⁶⁾した. 改良法を採用した場合, 燃焼効率 η_c は

廃ガス中の未燃損失が減少するので上昇し, 伝熱効率 η_t は廃ガス温度が上昇したためわずかに低下する. 加熱効率 η_s , 焙焼効率 η_r は変化しないが, 総合効率 η は 4~6% 向上した.

Table 5 は改良法を操業面から比較検討したものである. 本表は試験キルン 2 週以上の実績平均で, 成品の還元率が約 67% の半還元海綿鉄製造の操業について比較した. まず空気吹込により炉内効率が上昇するので処理量は約 35% 増大した. 成品海綿鉄中の残留炭は投炭法により 2% まで低減可能である. 成品の造粒率はさきよのべたようにわずかに低下する. 原単位面では成品 t 当り重油消費量が 20 l 低下し, 原料砂鉄に対する配合炭 FC 比では約 10% 低下した. 熱的な面では海綿鉄 t 当り実使用熱が 270×10^8 kcal 低下し, 還元率% 当り消費熱は 8% 低下した. 投炭法, 空気吹込法はすでに大型生産機である 1 号キルン ($3.6m\phi$, $56ml$) に施行され, 1964 年以来安定な運転を行ない, 還元率平均 60% の成品に対し配合還元材固定炭素比 13.4%, 重油消費量 $75.1 l/t sp'$, 成品中残留炭 2.1%, 処理量 30% 増の実績数値を得た. この成績は試験キルンより良好である. 一般に還元用ロータリーキルンに相似法則を適用すると, キルンの寸法に逆比例して炉内単位原料量当りの原料層表面積は減少する. このため炉内の酸化雰囲気との接触条件が緩和され, 炉が大型になるほど炉況が安定し, 鉄皮損失が減少するので燃料原単位は低下する. また単位処理量当りの炉材費も減少するが, 炉体強度に問題が発生しやすいといわれている.

Table 4. The improvements of efficiencies in kiln reduction.
(2-1), (2-5) traditional operations.
(2-8)' operation with throwing coal & air injection.

	η_c	η_t	η_s	η_r	η
Thermal efficiency	Combustion	Transmission	Heating substance	Roasting	Over-all
Formula	$\frac{a+b+c-f-h'-i}{a+b+c-f-h'}$	$\frac{d+e+g'+k+l}{a+b+c-f-h'-i}$	$\frac{d+e+g'}{d+e+g'+k+l}$	$\frac{d+g'}{d+e+g'}$	$\eta_c \cdot \eta_t \cdot \eta_s \cdot \eta_r$
% 2-1	80.7	59.4	92.8	71.0	31.6
2-5	71.1	70.1	94.4	73.5	34.6
2-8	97.1	56.3	93.5	74.8	38.2

Table 5. Improvements on the operation data.

Operation	Productivity (per t sp'. hr)	Degree of Agglomeration (%)	Consumption of Material		Actual heat consumption	
			Fuel oil (l/t sp')	F. C. Ratio (% vs. I. S.)	$\times 10^8$ kcal/t sp'	$\times 10^8$ kcal (/t sp'. DR%)
Traditional	5	78	90	18.7	2,108	29.5
With Improvements	6.8	76	71	17.5	1,839	27.2

5. 改善法の拡張

上に述べた改善法は使用原料の面でも範囲の拡大が可能である。その一は配合還元材に高揮発分をもつ一般炭の完全利用ができることである。じゅうらいの操業では配合炭の揮発分解温度は鉱石の還元温度より低いので、分解可燃ガスは大部分未燃焼のまま排出される。また乾留炭は活性度が大きいので廃ガス中に多量のCOガスを排出する。このため炭剤の熱利用率が低下し、原単位が大きくなる欠点があつた。空気吹込はこれらの損失をほとんど回収できるので、総使用熱で比較して、コース使用と同じ程度の操業が可能となり、廉価な一般炭を有利に使用することができる。つぎに石灰石を添加した自溶性海綿鉄の安定な操業も可能となる。炭剤の存在下では石灰石の分解は carbon solution を起こしCOを発生する。発生COは未燃焼で排出され熱損失となる。空気の吹込みはこれらの損失を回収し、初期還元帯の給熱に与かるので還元焙焼を順調にする。また石灰を、sinterした海綿鉄は融点が低く、気孔を消失して周囲還元が起こり、金属鉄の外殻をつくるので難還元性となり、露出金属鉄表面積が大きくなり再酸化しやすい性質を帯びる。このため自溶性海綿鉄の操業は炉内で粘着障害を起こしやすく、炉外では成品が易発火性となる危険が多

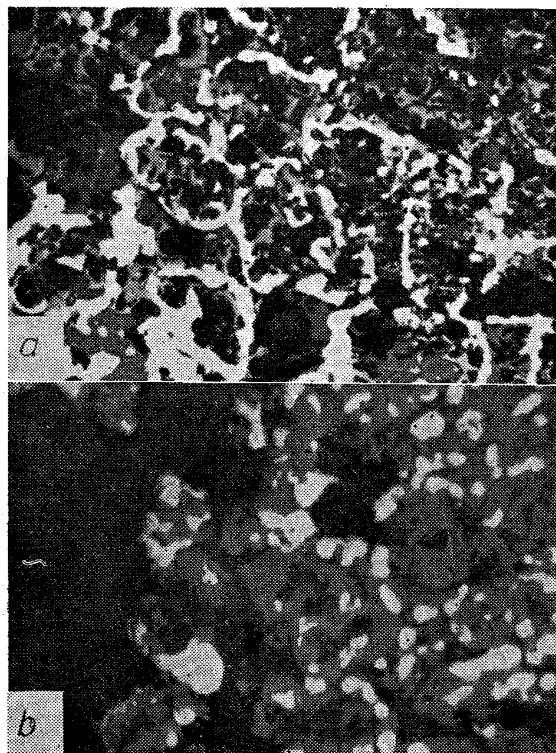


Photo. 5. Microstructures of self-fluxing sponges under traditional operation (a), and throwing coal method (b), no etch. $\times 200$ (1/2)

い。投炭法はこれら障害の要因である炉端の再酸化を防止し、安定な操業を可能とする。Photo. 5 (a) はじゅうらいの操業の石灰添加海綿鉄組織であつて、接続したりング状金属鉄組織が明りようである。これに対し投炭法を施行したときの組織は(b)に示すように還元金属鉄が分散独立し、また多孔質である。(a)のような組織の海綿鉄は(b)に較べ炉外堆積状態でひじょうに発火しやすい。

6. その他の改善案

上に検討した改善法以外に筆者はつぎの改善案を提唱する。

- (1) ダスト吹込, 炉尻の chain curtain 付設.
- (2) 空気の多点吹込.
- (3) 中間ダムの設置

Fig. 15 にこれらの案の原理図を示す。(1)はすでにセメントキルンに実施された方法⁹⁾である。炉尻に排出されるダストを常時回収し、廃ガスと熱交換を行なつた空気とともに排出端にもどし、バーナーに添えて炉中に吹込む方法で、ダスト中の炭分は燃焼し、鉱石は完全酸化しフレームに入つてその輝度を増す。予備的な実験では 30 kg/hr のダストを吹込んで、50°C の炉内温度上昇が観察された。また炉尻に chain curtain を付設する方法は廃ガスの熱交換を改善し、ダストの減少にも効果がある。(2)の方法は本文でも触れたように空気の吹込を炉体途中数地点に分割して行ない、熱分布をさらに改

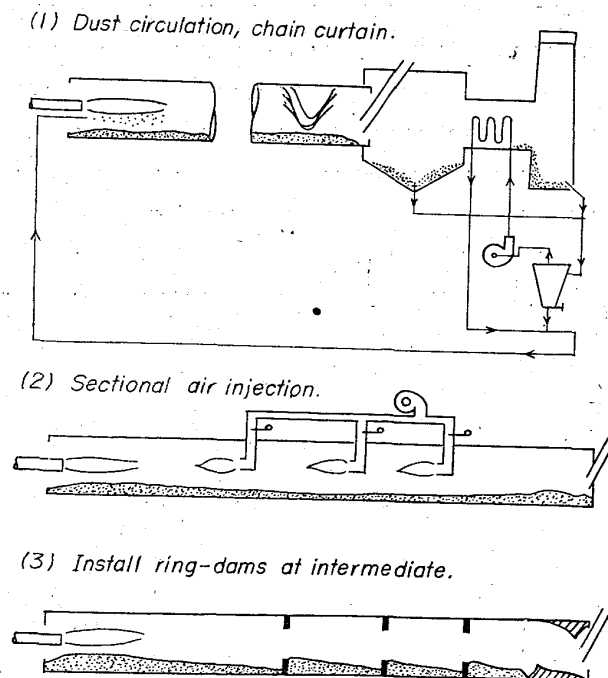


Fig. 15. Other improvements on reduction kiln.

善し炉の熱効率を高めようとする方法で、1点吹込では炉の中間に給熱の谷ができる欠点を除くことができる。最近 Udy が model plant に実施してその概略を発表した¹⁰⁾。伝熱効率の改善で処理量の増大が見込まれる。

(3)は Fig. 12 で示したように原料の安息角が炉の途中で低下して充填率が小さくなり、この地帯の伝熱率が低下するのを防ぐため、中間人工ダムを設け、強制的に充填率をあげ炉の熱効率を改善する方法である。本法もまた処理量の増大が期待される。これらの改善案は一部実験中であつて機会をみてその効果を明らかにしたい。

回転炉の熱経済に関しては、セメントキルンについて多くの調査研究がなされ、その報文も多い¹¹⁾。しかし還元焙焼のキルンは酸化焙焼と異なつた現象、障害が存在するのでこの点を研究し、合理的な改善法を適用する必要がある。本連報は砂鉄という特殊な鉱石の半還元造粒操業のみの狭い範囲の処理過程を検討したものであるが、試験キルンを使用した他の条件の操業経験から一般鉱石の完全還元にも適用できる事項が多いと思う。この点還元焙焼キルンを使用する業界にいささかでも貢献するところがあれば幸である。

7. 結 言

砂鉄半還元処理ロータリーキルンの総合的な解析から操業障害対策、および熱経済上の改善法として、投炭法、原料粒度管理法、炉体途中空気吹込法を施行し良好な結果を得た。

(1) 炉の排出側から原料粘着の発生しやすい地帯に高い揮発分をもつ石炭粒を投入する投炭法は、原料の再酸化を防ぎ、原料粘着を効果的に防止する。また投炭法は付着したダムリングを剝離する作用をもち、安定な炉況を保つて長期の連続操業を容易にする。

(2) 投炭量は原鉱に対し 1~3% の量で十分な効果をもち、投入炭は炉内で優先消費され、成品に残留しない。排出成品中の残留炭は 2% 程度まで低下できる。またダムリングの粘着がなくなるので大塊団鉱の生長が阻止され、団鉱障害がなくなった。

(3) 炉内の原料偏析を防止するには鉱石、炭材粒子の乾燥時安息角の差が 7 度以下であれば実用上十分である。安息角差が 5 度以下であれば完全混合し、偏析はまったく認められない。

(4) 炉体にプロアを固定設備して空気を炉の途中で強制吹込する技術を確立し、炉長 55% 地点の 1 箇所吹込で未燃ガスを完全燃焼することができ、約 70% の熱回収効率が得られた。

(5) 炉長 46m の試験キルンに 720 Nm³/hr の空気吹込を行なつたとき、吹込地点の原料温度は約 300°C 上昇し還元帯は炉長 50% 以上に拡大された。じゅうらいの操業の炉排出端にみられた原料への大量伝熱が緩和され、炉全体に平均化されたので炉況が非常に安定した。

(6) 投炭法、空気吹込法の併用によつて処理量を 30% 強増加でき、還元率 70% の海綿鉄 t 当り重油消費量を 20%、配合還元材を 7%、実使用熱を 270 × 10³ kcal 低下することができた。

終りに本研究の途上、有益な御示唆を頂いた東京大学工学部教授松下幸雄先生、試料の X 線解析に御便宜を与えられた横浜国立大学工学部教授友成忠雄先生、同助教授高橋正雄先生に厚くお礼申しあげます。また困難な測定作業に従事された東北電化工業株式会社大間々工場技術課松浦清君等研究係の諸君に深く感謝します。

文 献

- 1) 荒川・伊与田：鉄と鋼，49 (1963) 12, p. 1753.
- 2) 荒川・伊与田：鉄と鋼，49 (1963) 13, p. 1861.
- 3) 荒川：鉄と鋼，50 (1964) 14, p. 2285.
- 4) 荒川：鉄と鋼，51 (1965) 7, p. 1227.
- 5) 荒川：鉄と鋼，51 (1965) 13, 2301.
- 6) F. JOHANNSEN: Jap. Pat., 17160 (1945).
- 7) A. STEWART: Mining Congress J., (1958) Dec., p. 34.
- 8) 矢木・国井：工業窯炉 (1953) 共立出版.
- 9) Cement & Lime Manuf., 32 (1959) 5, p. 63.
- 10) M. C. UDY, J. W. DONALDSON, N. J. THEMELIS: Canadian Min. Met. Bul., Apr. (1964) Montreal, p. 434.
- 11) 燃料委員会報告 T-5 (1961) 日本セメント技術協会.