

UDC 622.785.5 : 662.614 : 621.78.013.7 : 622.341.1-185

論 文

予熱焼結法のメカニズムと効果*

田代 清**・相馬 英明**・柴田 充蔵**
今野 乃光**・細谷 陽三**Mechanism and Effects of Sintering Method with Previous
Preheating Raw MixKiyoshi TASHIRO, Hideaki SOMA, Juzo SHIBATA
Norimitsu KON-NO, and Yozo HOSOTANI

Synopsis:

1. Special sintering method with previously preheating raw mix was investigated by sintering pot test. In this method the upper part of mix bed on the grate was preheated with 300°C hot air before ignition. Following results were obtained.

(1) Degradation of quasi-particles in the mix bed decreased and bed gas permeability increased.
(2) Coke consumption was reduced without the reduction in production and the deterioration in sinter quality. The potential heat of coke saved was more than the sensible heat of hot air for preheating. It is due to the increase of coke combustion efficiency by preheating mix bed.

2. Test operation of this method by 460 m² Dwight Lloyd sintering machine with sinter cooler waste gas (280°C) showed the saving of coke consumption by 4.8 Kg/t-sinter and coke oven gas (ignition gas) consumption by 1.0 Nm³/t-sinter.

1. 緒 言

焼結プロセスにおける省エネルギーは、主熱源であるコークスや点火熱源であるコークス炉ガス(COG)などの原単位低減が基本となることはいままでもないが、未利用のまま系外に廃棄されている排ガスの顕熱などを回収利用することもまた重要である。従来の焼結プロセスの総括熱バランスをみると、焼結排ガスおよびクーラー排ガスの顕熱は出熱量の半分以上を占めている。これら排ガス顕熱を焼結プロセス内で有効に利用する方法としては下記のように幾つかの方法が考えられる。

(1) 点火炉、保熱炉においてCOGなどの燃焼用空気として利用する方法

(2) 焼結ベッドに吸引せしめ、熱回収する方法

(3) 原料の加熱、乾燥などの熱源として利用する方法

これらのうち、(1)の方法は技術的に問題とすべき点はほとんどなく、その影響は容易に予測可能であるし、利用量も少ない。(3)の方法としては、ミキサー内に熱風を吹き込む、コンベア上原料に熱風を吹きつけるなど

の方法が考えられるが、ストランド上へ装入する以前の段階で原料を加熱することは疑似粒子の崩壊を招くおそれがある。

そこで筆者らは熱風を焼結ベッドに直接供給する(2)の方法について検討し、大きな省エネルギー効果の得られる予熱焼結法、すなわち、ストランド上原料層に熱風(クーラー排ガス)を吸引せしめ、その表層部のみを予熱乾燥後、点火、焼結する焼結法を開発したので、その概要を報告する。

2. 従 来 の 研 究

焼結ベッドに熱風を吸引せしめコークス原単位を低減しようとする研究はこれまで数多く行われているが、その多くは点火後の焼結ベッドに熱風を吸引せしめる、いわゆる保熱焼結法^{1)~6)}(以下、保熱法と略記)である。保熱法ではシンターケーキ上部の急冷が抑制され、成品の強度や歩留りが向上する。しかし、焼結時間延長により生産性が低下したり、焼結完了帯の冷却遅れにより再酸化ヘマタイト量が増加し、低温還元強度が悪化するおそれがある。

* 昭和53年10月本会講演大会にて発表 昭和55年1月21日受付 (Received Jan. 21, 1980)

** 新日本製鉄(株)室蘭製鉄所 (Muroran Works, Nippon Steel Corp., 12 Nakamachi Muroran 050)

一方、熱風を点火前原料層に吸引せしめ原料層を予熱する予熱焼結法（以下、予熱法と略記）については、これまであまり検討されていない。予熱法は用いる熱風の組成によつて二つに大別される。すなわち、中性または還元性のガスを用いる場合⁷⁾⁸⁾と酸化性ガスを用いる場合⁹⁾の二つである。後者においてはガス温度が高いとコークスが予熱中に燃結するので、ガス温度は約 500°C 以下に制限される。前者の場合はそのおそれがないのでより高温のガスの使用が可能であるが、予熱時の漏風防止等の対策が必要であり、現状焼結機への直接適用はむずかしい。これまでの報告によれば、予熱法はいずれもコークス配合量低減に有効であるが、予熱時間を実焼結時間に加えた補正焼結時間が従来焼結法の実焼結時間を上まわっており、低生産率が欠点となつている。

3. 数学的モデルによる検討

筆者らは試験に先立つて数学的モデル^{10)~12)}を用い、予熱、保熱を行わない標準的焼結法（以下、標準法と略記）を基準として予熱法、保熱法の比較検討を行った。計算の前提条件を Table 1 に示す。

3.1 予熱法におけるヒートパターン

予熱法の影響を予測するために、300°C の熱風を 3min 間、点火前原料層に供給した場合について、数学的モデルで算出した結果を Fig. 1 に示す。

予熱法では熱風が点火前に供給されるために、湿原料の早期乾燥、予熱がおこり、ベッド上部位置 (2 cm) においては予熱期間に対応するだけの階段状の温度変化が現れるが、その下部位置 (8 cm) になると熱拡散により平準化されて目立たなくなる。しかし、下部においても、

温度極大点（ヒートパターンの極大点）に達するまでの熱履歴は、標準法よりも顕著に前方に変位している。一方、温度極大点に達して以降の両者の温度推移はほとんど一致しており、特に冷却過程においては全く変化が認められない。このヒートパターンの前方拡大が大きな特徴として挙げられるが、その他のプロセス変数もこれに対応して変化している。例えば、層内温度の低い上部位置では、温度極大点の上昇を伴い、コークスの燃焼反応に関しては、反応開始時点が早くなると同時に反応帯域が若干拡大している。下部位置においては、コークス反応帯域の拡大とともに反応帯における酸素濃度の減少を伴うが、これはこの位置よりも上層のコークス反応が予熱により早められ促進されたことによる影響と考えられる。

以上のように、予熱法ではヒートパターンの温度極大点よりも前方（実際の焼結層内では温度極大点の下方）に大きな変化が現れる。

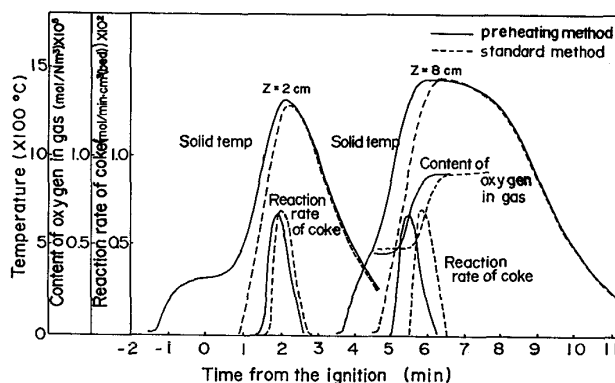


Fig. 1. Comparison of the standard and the preheating method.

Table 1. Calculation condition for sintering process.

Method		Standard	Preheating	After-heating	Condition of sinter materials	
Gas condition						
Preheating	Time (min)	—	3	—	Water content	8wt%
	Temp. (°C)	—	300	—	Ore diameter	0.3 cm
	O ₂ (mol/N cm ³)	—	9.4×10^{-6}	—	Ore melting point	1 223°C
	Gas mass velocity (kg/cm ² ·min)	—	2.4×10^{-3}	—	Coke diameter	3 wt%
Ignition	Time (min)	1.3	1.3	1.3	Coke diameter	0.3 cm
	Temp. (°C)	1 223	1 223	1 223	Ash in coke	13 wt%
	O ₂ (mol/N cm ²)	4×10^{-6}	4×10^{-6}	4×10^{-6}	Limestone content	8 wt%
	Gas mass velocity (kg/cm ² ·min)	2.4×10^{-3}	2.4×10^{-3}	2.4×10^{-3}	Limestone diameter	0.3 cm
After heating	Time (min)	—	—	3	Another parameters are equal to the reference ¹¹⁾	
	Temp. (°C)	—	—	300		
	O ₂ (mol/N cm ³)	—	—	9.4×10^{-6}		
	Gas mass velocity (kg/cm ² ·min)	—	—	2.4×10^{-3}		

3.2 保熱法におけるヒートパターン

予熱法で投入した熱と等量の熱を点火以後にベッド(層)内に投入した場合について計算した結果を Fig. 2 に示す。保熱法における熱風の供給は層内に温度極大点が発生された後であることから、供給された熱風は高温の固体によつて加熱を受けながら層内を通過することになる。いい換えれば、保熱法は温度極大点以降の冷却速度を遅くさせることに有効である。したがつて、保熱法を行うと固体の高温滞留時間を延長させることになり、それに対応して歩留り、常温強度などが向上すると推測される。しかしながら、Fig. 2 に示す計算結果によれば、保熱法では温度極大点より以前においては標準法とくらべて何の変化も認められないから、その温度極大点より以前に起こっているコークスの燃焼反応には、ほとんど影響を与えることはできないと考えられる。

3.3 予熱法の意義

以上のように、予熱法と保熱法はそれぞれ互いに異なった特徴を有している。

保熱法では層内にコークス反応が発生しその反応域が形成された後に外部より熱を供給するために、投入した熱は温度極大点以降に蓄積され、それ以前に生起している現象にはほとんど変化を与えることができないという点で適用限界があるといえよう。

一方、予熱法は点火前、すなわち層内にコークス燃焼反応が生成する前に外部から熱を供給する。したがつて、ある位置におけるコークス粒子を考えると、その粒子が予熱を受けた後に燃焼反応が始まるために、コークスは高温燃焼し、層内温度が上昇する。(ただし、堀尾¹³⁾が指摘しているように温度水平部が現れると、その熱は高温帯の幅を拡大する。) このように、予熱法では供給熱がコークス燃焼反応に直接作用するので、コークス燃焼効率に変化を与え、熱風によるコークスの効果的代替をもたらす可能性を有しているといえる。

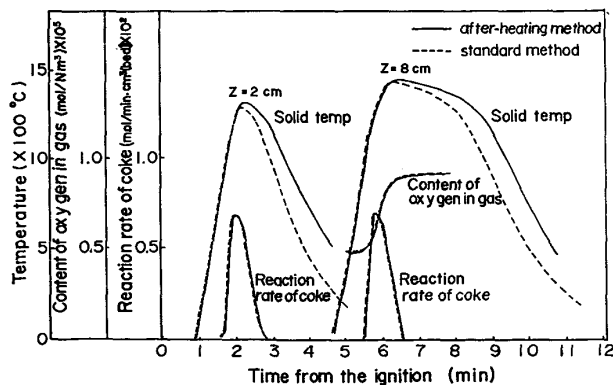


Fig. 2. Comparison of the standard and the after-heating method.

予熱法の採用により焼結時間が短縮する可能性については Fig. 1 のヒートパターンの前進から定性的に予測できる。しかしながら、数学的モデルでは高温帯幅拡大による通気悪化の影響が考慮されていない。この点については、実際に予熱焼結試験を実施して評価しなければならない。

そこで次に焼結試験鍋を用いて予熱によるベッド通気性やコークス燃焼挙動の変化について検討した。

4. 試験方法

4.1 試験装置

試験に使用した装置の概略を Fig. 3 に示す。焼結試験鍋は内径 306 mmφ、外径 319 mmφ の鋼管製である。従来の試験鍋では原料の焼きしまりによりシンターケーキと鍋側壁との間にすきまができ、そこを多量の空気(漏風)流れる。この漏風はケーキ側面の異常冷却、ケーキ半径方向におけるヒートパターンの著しい不均一化を招き、鍋試験を実機焼結過程とはかけ離れたものとする。本試験ではこの漏風を防止するために、鍋内側面に 20 mm 厚さに砂を入れるサンドシール方式¹⁴⁾を採用した。熱風発生炉は外部 COG 加熱の多管式熱交換型のものである。

4.2 原料

原料の配合割合は、赤鉄鉱 65.8%、砂鉄 2.4%、スケール 2.4%、珪石粉 0.6%、石灰石 8.8%、返鉱 20.0% である。この配合原料の平均粒径は 2.40 mm である。これに平均粒径 1.54 mm のコークスを内%換算で 3.60、

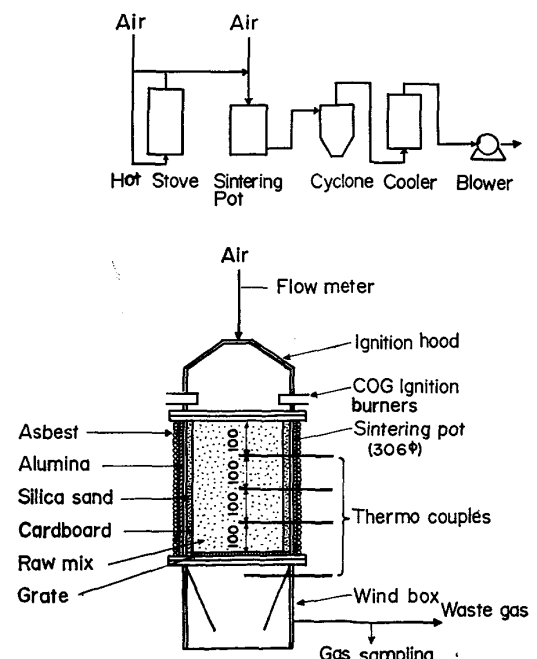


Fig. 3. Experimental apparatus.

3.40, 3.15, 2.90, 2.70% の5水準配合した。成品組成は SiO_2 5.70%, Al_2O_3 2.0%, CaO/SiO_2 1.3 である。

4.3 試験要領

まず配合原料約 40 kg を 1000 mm ϕ × 500 mm のドラムミキサーに入れ乾燥状態で 2 min 間混合した後、配合原料の水分量が 6% になるように水を添加しながら 2 min 間造粒し、ついで 3 min 間ローリングした。次にこれを鍋に装入し (層厚 400 mm), COG パーナーで表層部に点火し負圧 1700 mmH₂O 一定で焼結した。

予熱の場合は、点火前に 300°C の加熱空気 2.2 Nm³/min を原料層に吸引した。

予熱空気温度は実機クーラー排ガスの高温部分に合わせ、予熱空気量は実機操業においてベッド通過可能な 300°C 熱風量にほぼ一致させた。

試験は標準法(点火のみ)と予熱法(予熱+点火)について、それぞれ同一コークス配合率で2回繰り返しその平均値をとった。正味の焼結時間は点火から排ガス温度(ウィンドボックス)が最高値を示した時点までの時間で表したが、排ガス温度が最高値を示してからなお 3 min 間はブローアをまわしベッド内に空気を通過させた。

焼成後のシンターケーキを 2 m の高さから1回落下してからふるい分け +10 mm を成品とした。落下強度(SI)は、成品のうちから 10~15 mm の粒径のもの 20 kg を取り、これを 2 m の高さから4回の落下を繰り返した後その +10 mm 割合をもつて表した。還元粉化指数(RDI)は製鉄部会法¹⁵⁾によった。コークスの燃焼効率($\eta_{\text{CO}} = \text{CO}_2 / (\text{CO} + \text{CO}_2)$)はウィンドボックス排ガス分析値から石灰石分解によつて生ずる CO_2 量を差し引いて求めた。排ガスの CO , CO_2 は赤外線式分析計, O_2 は磁気式分析計によりそれぞれ連続分析した。

5. 試験結果および考察

5.1 予熱時間と焼結時間の関係

予熱法の省エネルギー効果の検討に先立つて予熱時間と焼結時間の関係について検討した。結果を Fig. 4 に示す。予熱時間を延長するに伴い実焼結時間が短縮するが、同一コークス配合率 (3.15%) では予熱時間が 2 min 程度以上になるとその効果は頭打ちとなり、焼結時間に予熱時間を加算した補正時間が標準法の実焼時間よりも長くなつた。

予熱時間を延長するとベッド上層部に形成される予熱層の厚みが増大し、それに伴い省エネルギー効果も増加するが、実焼時間の短縮幅は予熱時間に比例しない。(この理由については後述) したがって、生産率維持を前提とするならば、予熱時間をむやみに長くすることはできない。

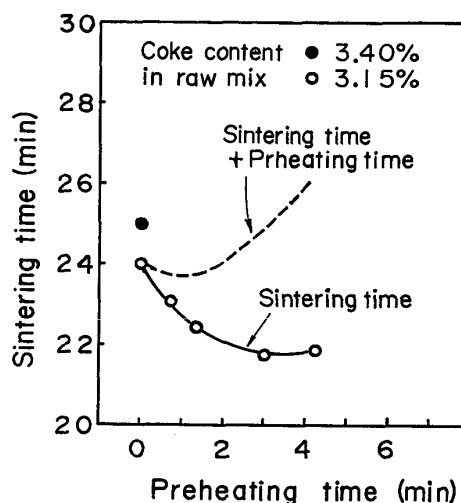


Fig. 4. Relation between preheating time and sintering time.

い。これまでに報告されている予熱法では、予熱時間を長くとりすぎたために生産率が低下したものと考えられる。

この意味から、本試験では補正焼結時間がほぼ最小となる予熱時間 1 min 20 s を採用した。

5.2 予熱法の焼結性

Fig. 5 に予熱法の焼結性を標準法と比較して示す。補正焼結時間にもとづいて求めた予熱法の実生産率は標準法のそれとほとんど同じである。実際の Dwight Lloyd 型焼結機に予熱法を適用する場合を考えると、予熱炉にとられるストランド面積はいわば dead space となるが、予熱法は実焼結時間を短縮することによりその dead space を補償することになる。

コークス配合率同一水準で比較すると、予熱法の成品歩留り、コークス原単位も標準法のそれらと大差ない。

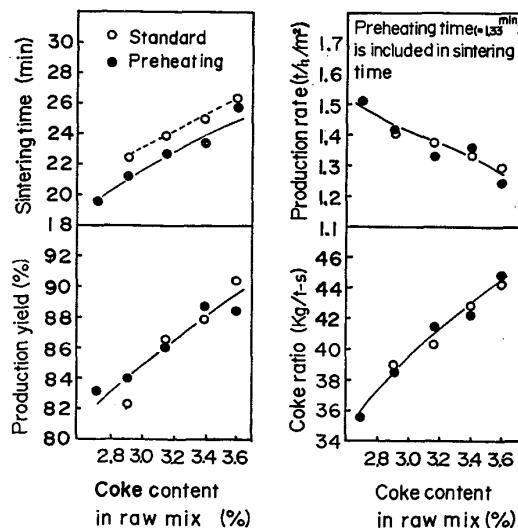


Fig. 5. The results of sintering pot tests.

成品品質に関しては Fig. 6 に示すように、SI は予熱法の方が高くなっており、RDI は逆に標準法の方がよい。

標準法では、コークス 3.4% で SI が最大となり、それ以上コークスを増しても SI は横ばいとなる。したがって、標準法のコークス 3.40% 時の諸特性値を基準値にとることとする。予熱法ではコークスを 3.15~3.2% 程度に下げてもこの SI 基準値よりも悪化することはない。すなわち、予熱法を実施することにより生産性、成品品質などを標準法と同等程度に維持しながらコークス原単位を 2 kg/t-s 程度低減できる。

5.3 予熱法における焼結時間短縮のメカニズム

Fig. 7 に示すように、予熱法の場合は点火後数 min 間にベッドを通過する風量が標準法にくらべてかなり多い。ベッド内上、中、下 3 ヶ所に挿入した熱電対の温度立上がり時間の差から求めた Flame Front Speed (FFS) は、標準法の場合、上部で約 24.0 mm/min、下部で約 10.7 mm/min であったのに対し、予熱法ではそれぞれ

約 26.0 mm/min、約 10.5 mm/min であった。つまり、予熱法における実焼結時間の短縮は専ら焼結過程前半でおこっている。

この焼結時間の短縮の原因として次のことがあげられる。

(1) ベッド表層部の疑似粒子崩壊の減少

標準法の場合、ベッド表層部の疑似粒子は約 6% の水分を含んだ状態で点火されるから、水分蒸発時の応力によりかなりの疑似粒子が崩壊すると考えられ、これに対して、予熱法の場合はあらかじめ 300°C 程度に予熱された完全乾燥状態で点火されるので、疑似粒子崩壊量が減少すると推察される。

Fig. 8 は疑似粒子崩壊挙動の把握を目的として、0.5~5 mm の疑似粒子 6 kg (水分 6%) をボードに入れてマッフル炉 (内容積 300×300×600 mm) 中に装入し、急加熱による粉化率を測定した結果である。実際操作では点火時の疑似粒子は火焰に直接さらされるから、この粉化率の差はこれよりもかなり大きくなると考えられる。

(2) 水分凝縮ゾーン、乾燥ゾーンの通気抵抗の減少

一般に点火後 2 min 程度のうちに一旦蒸発したベッド上層部の水分は、ベッド中、下層部に凝縮していわゆる水分凝縮ゾーンを形成する。この水分凝縮ゾーンでは含水率の増加により疑似粒子がかなり崩壊するので、水分凝縮ゾーンおよびそれに続く乾燥ゾーンの通気性は初期原料ゾーンのそれにくらべて大幅に減少する¹⁶⁾。その結果、点火後のベッドの通気性は標準法では急激に低下する。40 kg 鍋試験において、点火後の所定時間にブローをとめ、直ちにベッドを掘りおこして採取した原料の

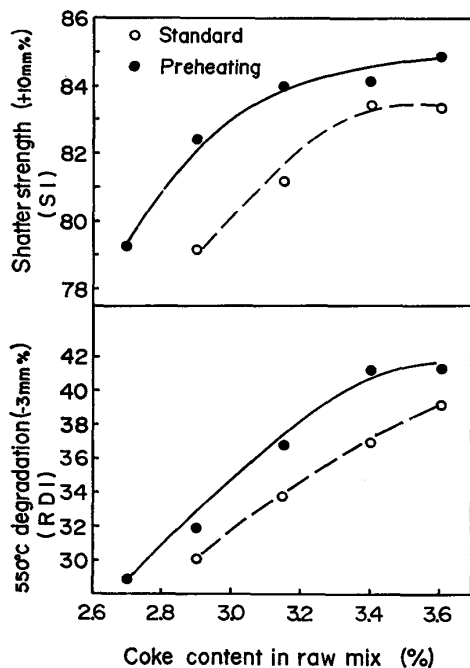


Fig. 6. Relation between coke content in raw mix and shatter strength (SI), 550°C degradation (RDI).

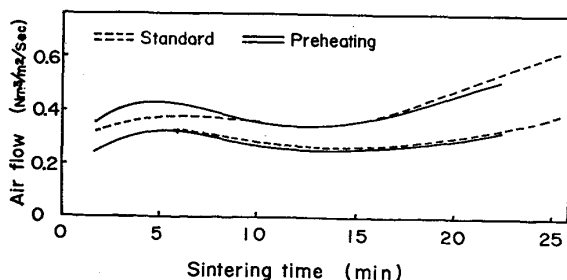


Fig. 7. Variation of air flow with sintering time.

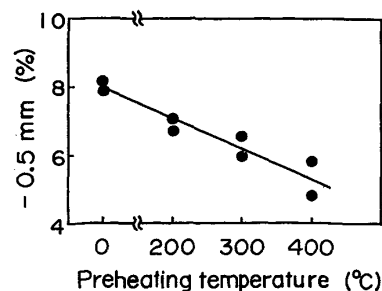
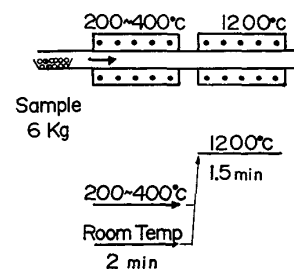


Fig. 8. Degradation of quasi-particles by rapid heating.

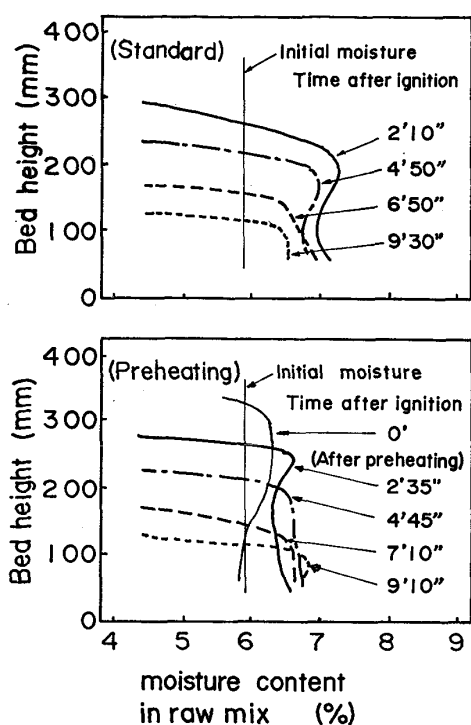


Fig. 9. Variation of moisture content in raw mix after ignition.

水分を赤外線水分計により測定した結果が Fig. 9 である。同図によれば、予熱法の場合の水分凝縮ゾーンの水分値は標準法にくらべ 0.5% 程度少ない。水分凝縮量はベッド通過ガスの露点温度と原料温度との差によって決まる¹⁶⁾。予熱法の場合、(1)の理由から、点火直後のベッド通過風量が多いために、標準法にくらべその温度が低く、したがって露点温度もまた低い。つまり、露点温度と原料温度との差が標準法よりも小さいので、それだけ水分凝縮量が減少すると考えられる。

しかしながら、焼結がさらに進行し水分凝縮ゾーンが減少、消滅するに伴い上記効果も減少、消滅する。本試験では点火後 10 min になると、予熱法と標準法との間でベッド通過風量に差がほとんどなくなつた。そして焼結過程末期の点火後の約 15 min 以降では、予熱法の方が標準法よりもベッド通過風量がわずかではあるが減少した。この焼結末期のベッド通過風量減少は、後述するように、赤熱帯拡大の影響である。予熱法における赤熱帯拡大は焼結過程前半でもみられるが、特に焼結過程半ば以降において顕著になりベッド通気抵抗を増大する。しかし焼結過程前半における通気改善効果にくらべて焼結過程末期における通気悪化の影響が小さいから、全体としては実焼結時間が短縮する。しかしながら、予熱時間をさらに増していくとそれに対応して赤熱帯拡大による通気悪化の影響もしだいに大きくなるから、やがてはそれが水分凝縮量減少による通気改善効果を上まわり実

焼結時間を逆に延長させるであろう。最小の実焼結時間が得られる予熱時間は水分の凝縮程度に関連しており、原料条件、焼結条件によつて異なると考えられる。

5.4 予熱法におけるコークス燃焼効率向上

Fig. 10 にベッド内ヒートパターンの実測結果を示す。予熱法では、加熱曲線の前進、最高温度の上昇、冷却曲線の遅れが認められる。これらの傾向のうち前二者は数学的モデルによるヒートパターン推定結果と一致している。しかし最後の冷却曲線の遅れは推定ヒートパターンでは現れていない。これは予熱法の実験で認められたコークスの燃焼域拡大による燃焼効率向上が計算ではとりこまれていないためと考えられる。

予熱法においては次の理由によりコークス燃焼効率が向上する。第一の理由は、入熱増（予熱）によるコークス燃焼温度の上昇である。第二の理由としては、コークス燃焼域の拡大に伴い、コークス燃焼により生じた CO が赤熱帯で CO₂ に酸化される機会が増加することを挙げることができる。したがって、予熱法では、予熱ガス持ち込み顕熱量にコークス燃焼効率向上に相当する熱量を加算した熱量、つまり予熱ガスの持ち込み顕熱量以上の熱量を節減できる。原料層に付与される予熱ガスの持ち込み顕熱量 Q は次式により与えられる。

$$Q = AC_p(t_1 - t_2)\theta \dots\dots\dots (1)$$

本試験では、予熱空気量 $A = 2.2 \text{ Nm}^3/\text{min}$ 、予熱空気比熱 $C_p = 0.315 \text{ kcal}/\text{Nm}^3 \cdot ^\circ\text{C}$ 、予熱空気温度 $t_1 = 300^\circ\text{C}$ 、原料層通過後の予熱空気温度 $t_2 = 20^\circ\text{C}$ 、予熱時間 $\theta = 1.33 \text{ min}$ より、 $Q = 258 \text{ kcal}$ となる。

次にコークスの発熱量 Q_c は (2) 式の炭素の燃焼反応にもとづき、CO₂、CO の反応生成ガスの比率から (3) 式により求めることができる。



$$\text{ただし } m = \text{CO}_2 / (\text{CO} + \text{CO}_2)$$

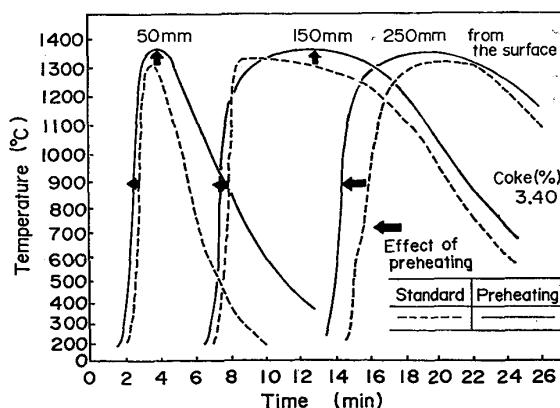


Fig. 10. Measured temperature-time of sintering bed.

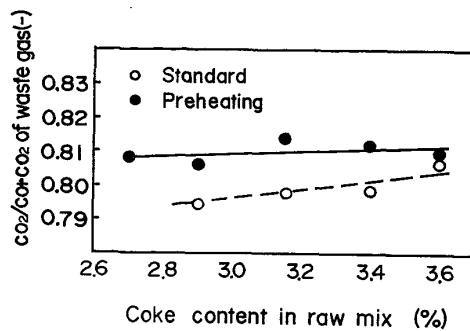


Fig. 11. Relation between coke content in raw mix and $\text{CO}_2/\text{CO}+\text{CO}_2$ of waste gas.

$$Q_C = \{8080m + 2450(1-m)\} \alpha / 100 \dots \dots (3)$$

本試験では、コークス中炭素含有率 α は 86%, m は標準法では約 0.80, 予熱法では約 0.81 (Fig. 11) であつたから、標準法、および予熱法のコークス発熱量はおのこの 5980, 6030 kcal/ng-coke である。したがつて、予熱法の総発熱量が標準法のそれと等しくなるコークス配合率 C は (4) 式で与えられる。

$$C = (5980C_0W - 258) / 6030W \dots \dots (4)$$

配合原料重量 $W=40$ kg, 標準法のコークス配合率 $C_0=0.034$ とすると $C=0.0326$ を得る。すなわち、予熱法の場合コークス配合率を 3.26% まで下げても標準法 (コークス配合率 3.40%) と同程度の熱レベルを維持で

きることになる。

一方、試験結果 (Fig. 6) をみると、コークス 3.4% の標準法と同程度の品質が予熱法ではコークス約 3.2% で得られている。これは上記の 3.26% にはほぼ等しい値である。予熱によつて低減可能となるコークス配合率 0.14% に相当する熱量は約 335 kcal であり、予熱ガス持ち込み顕熱量 258 kcal の約 1.3 倍である。このようにインプット熱量以上の熱量を節約できるのが予熱法の特徴であり利点である。

5.5 成品の組織と品質

予熱焼結鉄の顕微鏡組織を標準焼結鉄と対比して Photo. 1 に示す。この比較の結果2つの相違点が明らかとなつた。第1の相違点は次のごとくである。同一コークス配合率において鉄物相を比較すると、予熱焼結鉄は標準焼結鉄よりもマグネタイト量が多くヘマタイト量が少ない。しかし低温還元粉化の原因といわれる再酸化ヘマタイト量は予熱焼結鉄の方がやや多い。このことはヒートパターンの変化から説明できる。すなわち、予熱法の場合には焼結時の最高温度が高く、高温帯の幅が大きく、かつ冷却がゆるやかである。つまり、予熱法の場合は、高温域で時間をかけて焼結されるので、マグネタイト或成量が増加するが、冷却遅れによりマグネタイトの再酸化程度もまた増加すると考えられる。したがつて、

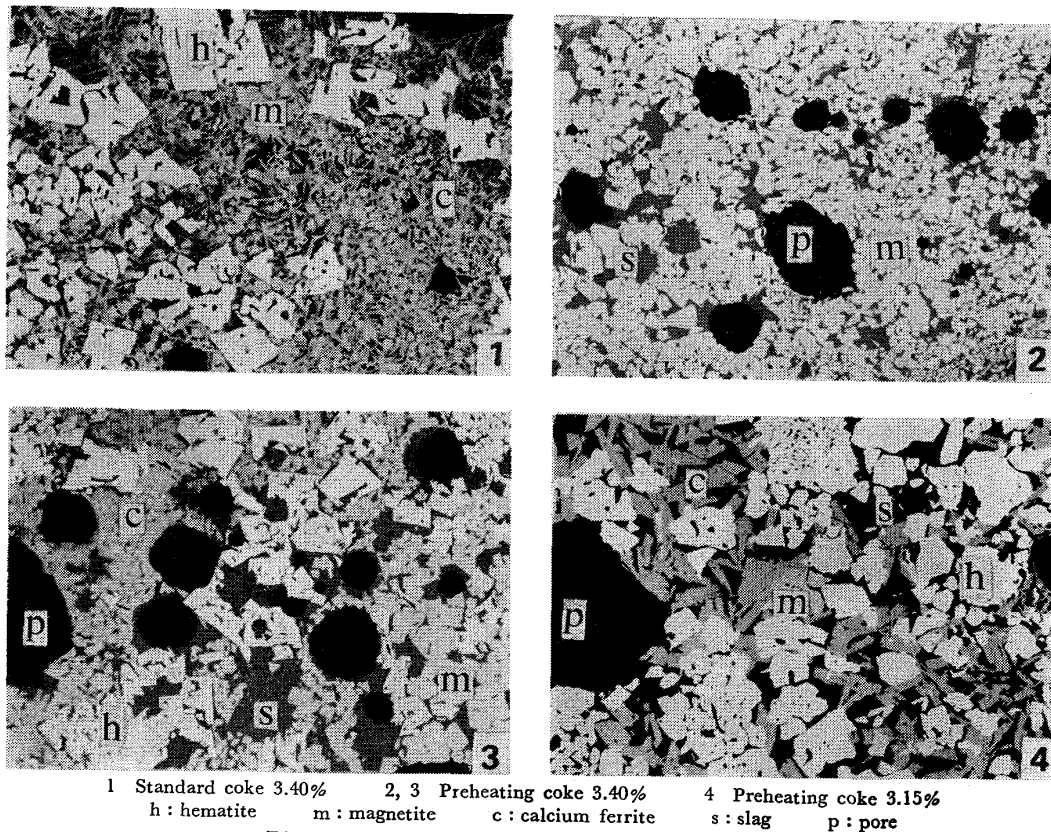


Photo. 1. Microstructure of sinter ($\times 100$).

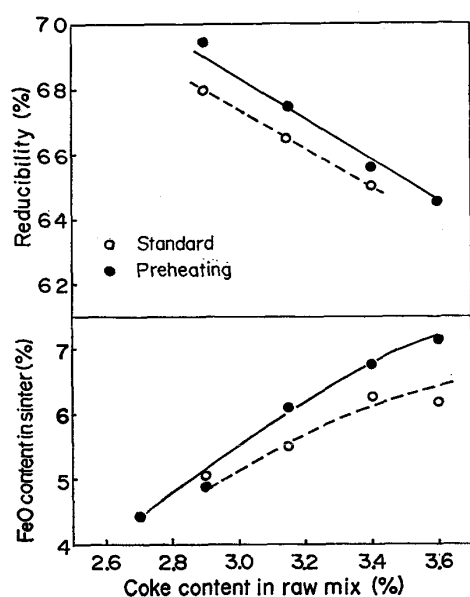


Fig. 12. Relation between coke content in raw mix and FeO content in sinter, reducibility.

同一コークス配合率では予熱法の方が SI は高いが RDI は悪くなる。しかし予熱法においてコークス配合率を標準法と同じ SI になるまで下げると、ヒートパターンは標準法とほぼ同じになり、組織も標準法とほとんど変わりなく、ヘマタイト、カルシウムフェライト、マグネタイトを主体に一部再酸化ヘマタイトを含む組織となる。これに伴って SI, RDI も標準法のそれらと大差なくなる。

予熱焼結鉄の組織で注目すべき第 2 の相違点は、微細な気孔が多数存在することである。焼結鉄全体の気孔率も若干高い。(標準焼結鉄 33~34%, 予熱焼結鉄 35~37%) これは予熱法の場合、前述のように、水分凝縮に起因する疑似粒子の崩壊が少ないので、乾燥ゾーンの疑似粒子の充填構造は比較的粗な状態を保持しており、その影響が焼結鉄組織にまで及ぶ結果ではないかと推察されるが、この微細気孔の生成機構については今後さらに検討を要する。Fig. 12 に示すように予熱焼結鉄は標準

焼結鉄よりも被還元性がよいが、これには気孔率の増加が寄与していると考えられる。

6. 実機試験結果

鍋試験の結果を踏まえて、室蘭 6 号焼結機 (ストランド有効面積 460 m²) において予熱法の実機試験を 1978 年 3 月~8 月に実施した。予熱ガスとしてはクーラーの排ガス (280°C) を用いた。ベース操業における点火炉バーナーを止め、そこに予熱ガスを吹き込み予熱を行った。点火は保熱炉のバーナーのうち 3 ゾーンのバーナーを点火バーナーに変更して行つた。減産操業下での試験であつたため試験の狙いは専ら省エネルギーにおかれた。したがって、予熱法の実施によりベッド通気が向上したが、その分を層厚上昇にふりむけ歩留り向上を図つた。結果を Table 2 に示す。

予熱法の実施によりコークス原単位を 4.8 kg/t-s, コークス炉ガス (COG) 原単位を 1.0 Nm³/t-s 低減できた。COG 原単位の低減は原料層表面のコークスの着火性が予熱により向上し点火用 COG 焚量を減らすことができた結果である。鍋試験結果にくらべコークス原単位の低減効果が大きいのは、減産操業のため予熱時間を長くとつたためであり、生産性指向操業の場合にはパレットスピード増加により予熱時間が減少するので、予熱効果も当然それに見合ったものとなる。

7. 結 言

1. 点火前の原料層上部を 300°C 予熱空気 2.2 Nm³/min × 1.33 min 予熱してから焼結する予熱焼結法について、40 kg 焼結試験鍋を用いて検討し次の結果を得た。

(1) 予熱焼結の実施により焼結過程前半のベッド通気性が改善され、実焼結時間が短縮した。短縮される時間は予熱時間にはほぼ等しく、予熱時間を実焼結時間に加算して求めた予熱焼結法の生産率は標準焼結法の生産率と大差なかつた。

(2) 予熱焼結時のベッド通気改善原因として次のこ

Table 2. Results of operation tests at 460m² DL machine.

	Base	Preheating I	Preheating II	Preheating III
Period (days)	4	1	4	30
Beb height (min)	500	500	570	560
Coke content in raw mix (%)	3.33	3.07	3.06	3.00
Production (t/h)	411	417	403	393
Coke consumption (kg/t-s)	49.3	44.4	44.5	44.5
COG consumption (Nm ³ /t-s)	5.0	3.9	4.0	3.9
Tumbler index (%)	70.6	74.3	72.2	73.6
RDI (%)	27.8	32.9	28.0	29.0

(Preheating gas temp. 270°C)

とが考えられた。

① ベッド表層部の疑似粒子が予熱後に点火されるので、急熱による Bursting が減少する。

② 予熱によりベッド中、下層部における水分凝縮量が減少し、疑似粒子の崩壊が少なくなる。

(3) 予熱焼結法の適用により、生産性、成品品質などを標準焼結法と同等ないしは同等以上のレベルに維持しながら、予熱ガス持ち込み顕熱以上のコークス量を削減できた。これは赤熱帯拡大に伴うコークス燃焼効率向上によるものと考えられた。

(4) 予熱焼結法では焼結鉱中に微細な気孔が増加するので、成品 FeO 量同一レベルで比較すると、予熱焼結鉱の被還元性が標準焼結鉱よりも良好な値を示した。

2. 以上の結果を踏まえて、室蘭6号焼結機で予熱焼結実機試験を実施し、鍋試験で得られた予熱焼結法の効果を確認した。

文 献

- 1) 石光章利, 若山昌三, 戸村聡吉, 佐藤勝彦: 鉄と鋼, 49 (1963), 3, p. 342
- 2) 佐々木健二, 野中 浩, 宮崎伸吉, 満岡正彦, 児玉琢磨: 鉄と鋼, 52 (1966), 8, p. 1325
- 3) B. A. BASHKOV, V. M. ROMANOV, M. A. TSEITLIN, S. V. BAZILEVICH, G. B. GRITSENKO, M. G. BOIKO, and Yu, M. KIYASHKO: Stal,

- (1966) 2, p. 90
- 4) H. RAUSCH and F. CAPPEL: Agglomeration (1966), p. 455
- 5) E. MAZANEK, M. WYDERKO, and R. KOPEC: Stahl u. Eisen, 85 (1965) 1, p. 25
- 6) 菅原 実, 小坂橋寿光, 浜田尚夫, 岡部俠児, 才野光男, 佐藤幸男: 川崎製鉄技報, 5 (1973), 1
- 7) W. WENZEL, H.-W. GUDENAU, and A. G. DEJA: Stahl u. Eisen, 97 (1977) 7, p. 309
- 8) G. MEUNIER: CRM (1976, Sept.) 48 p. 11
- 9) D. F. BALL and J. M. RIDGION: Preprint, Blast Furnace Coke Oven and Raw Mat. Conf AIME, (1960, April.)
- 10) 鞭 巖, 樋口充蔵: 鉄と鋼, 56 (1970), 3, p. 371
- 11) 塚本 孝, 嶋田駿作, 田口敏夫, 樋口充蔵: 鉄と鋼, 56 (1970), 6, p. 661
- 12) 浜田尚夫, 小坂橋寿光, 岡部俠児: 鉄と鋼, 58 (1972), p. 1567
- 13) 鞭 巖: 製鉄化学工学演習 (1974), p. 226 [養賢堂]
- 14) 田代 清, 相馬英明, 細谷陽三, 和島正己, 学振 54 委資料, 54 委 1451 (物測 5301), (1978)
- 15) 日本鉄鋼協会共同研究会 第 44 回製鉄部会資料 (1974)
- 16) 田代 清, 相馬英明, 和島正己: 鉄と鋼, 63 (1977), 4, S. 23
田代 清, 相馬英明, 細谷陽三, 今野乃光: 鉄と鋼, 63 (1977), 4, S. 24