

## 水島第1高炉の操業と生産性向上の要因について

No. 1 Blast Furnace of Mizushima Works——  
Its Operation Results and Analyses

山田 孝雄\*

Takao Yamada

児子 精祐\*\*

Seisuke Nigo

安藤 博文\*\*\*

Hirofumi Ando

福武 剛\*\*\*\*

Tsuyoshi Fukutake

## Synopsis:

No. 1 blast furnace (hearth diameter: 10m, inner volume: 2,156m<sup>3</sup>) at Mizushima Works of Kawasaki Steel Corporation produced an average of 4,920t/day during the month of October 1968.

This paper describes the progress to date of its operation, with analyses on the following points:

- 1) Sizing control of sinters, 2) Restrictive factors in high top pressure operation, 3) Control of Si and S in molten pig iron, 4) Marginal rate of oxygen enrichment operation, and 5) Improvement on the operation of hot blast stoves with external combustion chambers.

## 1. 緒 言

昭和42年4月18日火入れを行なった水島第1高炉は、当社の長年の経験と研究にもとづいて建設された新鋭大型高炉である。

設備規模は当社千葉製鉄所第5高炉とはほぼ同程度のものであり (Table 1 参照), その実績をもとに

- (1) 高圧操業設備
- (2) 外燃式熱風炉
- (3) ベルトコンベヤー装入方式

- (4) 原料秤量・装入・記録の電子計算機による自動化

を採用し、また当社初の試みとして

- (1) 大型混鉄車による溶鉄輸送
- (2) ドライビットによる鉱滓処理
- (3) 2ベル・バルブシール方式による高圧操業設備

を採用し、昭和43年末には、データロガーとプロセスコントロール用の電子計算機が導入された。

こうして昭和43年10月には、月間平均出鉄量 4,920 t/d を記録した。この間、生産性を高めるにつれて操業条件はより厳しくなり、次々と問題

\* 水島製鉄所製鉄部課長

\*\*\* 本社技術開発部調査役

\*\* 水島製鉄所製鉄部

\*\*\*\* 技術研究所水島研究室



Photo 1 No. 1 Blast Furnace at Mizushima Works

が発生した。しかし、原料・操業・設備の各方面について、種々の検討を行ない、問題点を逐次解決し、良好な品質と安定した高生産性を維持することが可能となった。

以下に水島第 1 高炉における操業経過の概要および生産性向上に対する問題点の検討とその解析結果を報告する。

## 2. 操業概要

**Fig. 1** は水島第 1 高炉における火入れ以来の主要な操業データの変化を示したものである。

火入れ当初は、熱風炉 3 基、鑄床 1 面、普通圧操業で立上り操業を行なっていたが、6 月に重油吹込みを開始、8 月には北鑄床が完成して、南北 2 鑄床による交互出銑が可能となった。

11 月には酸素吹込みを開始し、12 月には普通圧操業で 4,043t/d の出銑量を記録した。昭和 43 年 1 月には遅れて着工していた No. 1 熱風炉が完成し、2 月から熱風炉 4 基によるスタaggerド・パラレル (Staggered Parallel) 送風を行なうようになった。3 月の初めには、装入物性状の急速な悪化により引きおこされたと考えられる大スリップ後の冷え込みを経験したため、以後焼結鉱の品質管理をさらに強化するとともに、追加設備として着工していた高圧操業設備が完成し、これにより順次炉頂圧力を高め、5 月には炉頂圧力を  $1.3\text{kg/cm}^2$  まで増

**Table 1** Dimensions and capacity of No. 1 blast furnace

|                    |                            |
|--------------------|----------------------------|
| Pig production     | 4,500* t/d                 |
| Inner volume       | 2,156 m <sup>3</sup>       |
| Hearth dia.        | 10 m                       |
| Total height       | 89.2 m                     |
| Top pressure**     | max 1.5 kg/cm <sup>2</sup> |
| Hot blast temp.*** | max 1,300 °C               |

\* by specification

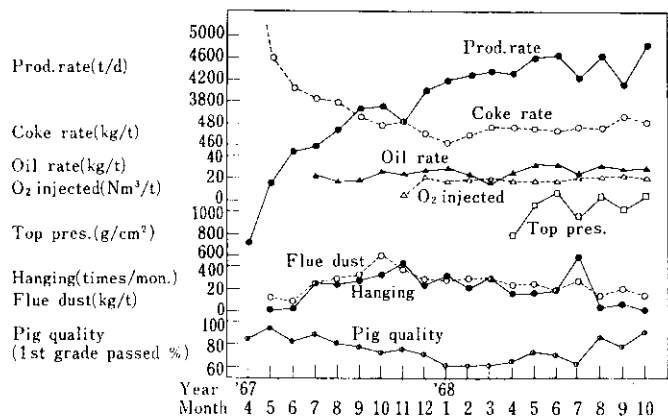
\*\* 2-bell valve seal charging apparatus

\*\*\* 4 Koppers type external combustion chamber stoves

加して出銑量の増加を図った。この結果 5 月下旬には旬間平均出銑量 4,913t/d を記録した。これ以降炉頂圧力をほぼ  $1.3\text{kg/cm}^2$  で操業を続けるとともに酸素富化率の上昇などにより、出銑量の増加を図った。

このように出銑量の増加は比較的順調に達成されたが、出銑量の増加とともに、銑中[S]は悪化の傾向をたどりこの面からの操業の改善がさしせまったものとなった。後述の操業解析からもあきらかなように、この[S]の悪化の原因は、炉内圧力損失の挙動、とくに、炉下部における圧力損失の増大に起因するものと考えられ、これを改善するために、

- (1) 焼結鉱の再篩設備の設置による焼結鉱性状の改善および安定化を図り
- (2) 装入方法を改めて、従来装入物の降下中に起きていた装入物の炉中心への流れ込みの



**Fig. 1** Operation results of No. 1 blast furnace

**Table 2** Comparison of operation data between high sulfur heavy oil (Period I) and Minas heavy oil injection (Period II)

| Period | Coke rate | Oil rate | Input S  | [S] in pig | [Si] in pig | (S)/[S] | CaO/SiO <sub>2</sub> | Slag rate |
|--------|-----------|----------|----------|------------|-------------|---------|----------------------|-----------|
|        | kg/t pig  | kg/t pig | kg/t pig | %          | %           | —       | —                    | kg/t pig  |
| I      | 487.3     | 29.3     | 3.70     | 0.040      | 0.55        | 32.6    | 1.22                 | 294       |
| II     | 467.1     | 33.9     | 2.97     | 0.036      | 0.50        | 31.6    | 1.22                 | 272       |

防止を図った。

この対策と前後して起こったアンザツの脱落に起因すると考えられる連続スリップによる炉内プロフィールの変化と、上記対策を実施した効果により、その後炉況は著しく安定した。8月下旬から使用を始めた硫黄含有量の著しく低いミナス重油の効果 (Table 2) および上述の炉況安定化により、鉄鉄成分は急速に改善された。9月上旬には、予定休風に起因したと考えられる冷え込みを経験したが、短期間で立ち上がり、以後安定な操業をつづけ10月には12時間の休風を行なったが、なお平均出鉄量 4,920t/d の新記録を達成した。

### 3. 操業解析結果

水島第1高炉が上述の高生産性を達成した理由としては

- (1) 焼結鉱粒度管理の強化
- (2) 高圧操業時の高炉下部の流動現象の解明
- (3) 鉄中[Si], [S]の管理
- (4) 酸素富化操業の管理
- (5) 熱風炉操業法の改善

があげられる。以下、上記各項目について、これら諸要因の検討と解析結果を示す。

#### 3・1 焼結鉱粒度管理の強化とその効果

高炉操業において炉内の圧力損失は非常に重要な因子を占め、充填層における種々の圧力損失式<sup>1)</sup>が高炉に適用されているが、一般には次式が用いられる。

$$\Delta P/L = \Phi \cdot \mu_G^\beta \cdot \rho_G^{1-\beta} \cdot u_G^{2-\beta} \quad \dots\dots\dots (1)$$

$\Delta P$  : 圧力損失

$L$  : 層高

$\Phi$  : 通気抵抗指数

$\mu_G$  : 流体粘度

$\rho_G$  : 流体密度

$u_G$  : 空塔基準の線速度

$\beta$  : 充填層の摩擦係数とレイノルズ数との関係から、層流域では1、転移域では0.3、混流域では0.1、が使われているが、高炉シャフト部では0.3が一般に使用されている。

(1)式により通気抵抗指数が既知であれば、あらかじめ炉内の圧力損失が推定できるので高炉操業上非常に有利である。この指数は、装入物の粒度および形状により決定される常数であり、実測によるものが最も正確であるが、粒度構成が変化するたびに測定しなければならず実用上不便であるので、筆者らは粒度構成より通気抵抗指数が計算できる方法を検討し次式を得た。

$$\Phi = 110 \cdot C_o \Phi' / g_c \quad \dots\dots\dots (2)$$

$$\Phi' = \Phi_o / D_P^{1.3}$$

$$\Phi_o = (1.06) I_{SP}^n$$

$$I_{SP} = 100 \cdot \sqrt{I_S \cdot I_P}$$

$$I_S = D_P^2 \cdot \sum w_i (1/D_P - 1/d_i)^2$$

$$I_P = (1/D_P)^2 \cdot \sum w_i (D_P - d_i)^2$$

$$D_P = 1 / (\sum w_i / d_i)$$

$\Phi'$  : 装入物の通気抵抗指数

$I_{SP}$  : 装入物の粒度構成指数

$D_P$  : 調和平均径

$d_i$  : 粒度分析の各篩目の代表径

$w_i$  :  $d_i$ の径の粒子の重量分率

$n$  : 装入物によってきまる定数で、焼結鉱では0.5、コークス0.55、生鉱石0.47

$C_o$  : 装入物によってきまる定数で、焼結鉱では0.55、コース0.50、生鉱石0.77

$g_c$  : 重力換算定数

通常の高炉操業においては、 $\mu_G$ ,  $\rho_G$ ,  $u_G$  を一

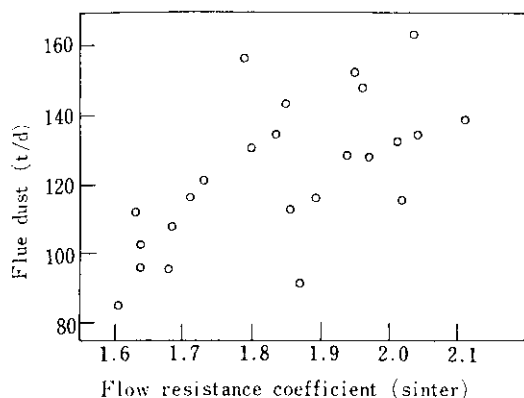


Fig. 2 Correlation between flue dust and flow resistance coefficient

定と仮定すると圧力損失  $\Delta P$  は通気抵抗指数  $\phi$  により支配される。

装入物中で約半分の体積を占めるコークスの通気抵抗指数は焼結鉱の約 $\frac{1}{4}$ であるのでその変動範囲は、焼結鉱の変動範囲と比較して無視できる。コークスを除いた装入物の大部分は焼結鉱であるので（水島第1高炉における焼結鉱配合比は65～85%），装入物の通気抵抗指数を焼結鉱のそれで代表させ、この通気抵抗指数の炉況へおよぼす影響について検討したところ、Fig. 2, Fig. 3 に示すような結果を得た。この図は、昭和42年11月から昭和43年6月までの旬平均操業データから得られたもので、Fig. 2 はダスト発生量と、Fig. 3 は棚落し回数と装入物の通気抵抗指数の関係を示している。ダスト発生量、棚落し回数の増加は、直接的、間接的に送風量を制限し、出鉄量へ悪影響をおよぼす。この図からも装入物、とくに生鉱石に比べて安定性に問題がある焼結鉱の粒度管理の重要性があらわである。

Fig. 4 に通気抵抗指数と焼結鉱粒度分析値の-5mm%との関係を示す。この図から、-5mm%と通気抵抗指数の間にはきわめて密接な関係が存在し、通常の操業で得られる焼結鉱の通気抵抗指数の代用値として粒度分析の-5mm値が使用しうることがあらわである。Fig. 3, Fig. 4 から、棚落し回数10回/旬以下を目安とすれば実際操業における焼結鉱の粒度管理の目標値として、-5mmで5%以下とすべきであることが明確

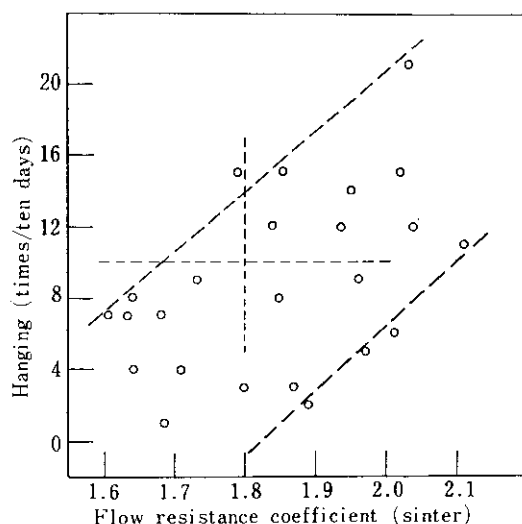


Fig. 3 Correlation between hanging and flow resistance coefficient

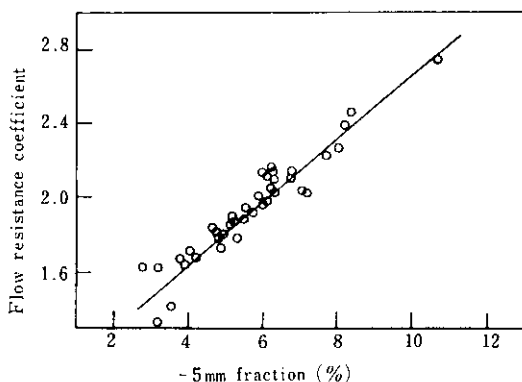


Fig. 4 Correlation between flow resistance coefficient and -5mm fraction of sinter burden

となった。

以上のように焼結鉱の粒度管理の目標値を現場的に-5mm, 5%以下と定め、管理を強化した結果焼結鉱の性状は次第に向上していった。しかし、高炉の操業度が向上するにつれ、さらにこの要求は厳しくなり、同時に性状の安定化がより以上望まれるようになった。この点を解決するために、焼結工場の最終篩と高炉貯鉱槽の中間に篩を設置し、焼結鉱の篩分けを行なう再篩設備を設置した。

この再篩設備の焼結鉱へおよぼす効果を調査す

Table 3 Size analysis and flow resistance coefficient of sinter burden before and after re-screening

|              | Size analysis (mm) |       |       |       |      |      | $D_p(\text{cm})$ | $\phi_o$ | $\phi'$ | Shutter strength |
|--------------|--------------------|-------|-------|-------|------|------|------------------|----------|---------|------------------|
| before       | +50                | 50~25 | 25~10 | 10~5  | 5~2  | -2   | 1.06             | 2.05     | 1.90    | 88.04            |
| re-screening | 4.15               | 21.31 | 40.76 | 30.19 | 2.44 | 1.12 |                  |          |         |                  |
| after        | +50                | 50~25 | 25~10 | 10~5  | 5~3  | -3   | 1.03             | 1.83     | 1.75    | 90.7             |
| re-screening | 1.49               | 13.99 | 45.32 | 35.20 | 3.12 | 0.87 |                  |          |         |                  |

るため、10日間にわたり、焼結工場出口（再篩設置前の成品）と、再篩後で、焼結鉱をサンプリングし粒度分析、シャッター強度測定を行なった。

Table 3 は同時点でサンプリングした焼結鉱についての平均測定値を比較した結果を示したものである。Table 3 から、再篩を行なうことにより、シャッター強度は向上し、一方、粒度構成は大粒部が少なくなり、幾分小粒側へ片寄るが、同時に微粒部分（-3mm部分）の割合も低下することがあきらかである。操業概要で示したように、このような再篩による焼結鉱性状の安定化と改善により、通気性が改善されるという良好な結果が得られ、炉況の安定化に大きな効果があったと推定される。

### 3・2 高圧操業における炉内圧力損失の検討

高圧操業に関する解析は種々行なわれているが、必ずしも完全に解明されているとはいえない。たとえば、高圧操業の場合の限界風量の制限要因についていまだ定説はないといえる。

従来一般には、炉内の圧力損失を推定するのに Ergun<sup>1)</sup>、Carman<sup>2)</sup> らによる式が使用されているが、これらは、乾燥充填層に適用されるべき式であって、高炉の場合は、必ずしも全面的に適用可能であるとは考えられない。高炉内は、大きく分けて、ガス以外に固体のみが存在する炉上部と、固体および液体の存在する炉下部に分割される。炉上部においては、Ergun、Carman の式が適用されるが、炉下部においては、液相の量により圧力損失は影響されるので、当然適用されない。

Ergun<sup>3)</sup> も示しているように高炉内では大きな圧力損失があるので高炉各部で圧力が異なり、そ

のためガス密度  $\rho_g$ 、ガス流速  $u_g$  が変化し、(1) 式のままでは適用できない。温度が変化しないと仮定し、炉内での圧力変化を考慮して (1) 式を書き換えると、

$$\Delta P/L = \Phi \cdot \rho_g^{0.7} \cdot \mu_g^{0.3} \cdot u_g^{1.7} \cdot (P_o/P) \quad \dots\dots\dots (3)$$

となる。ただし添字「o」は基準状態の値であることを示す。この式を積分して、長さ  $L$  の充填層の入口および出口の圧力を  $P_1$ 、 $P_2$  とすれば、

$$P_1^2 - P_2^2 = 2\Phi \cdot L \cdot \rho_g^{0.7} \cdot \mu_g^{0.3} \cdot u_g^{1.7} \cdot P_o \quad \dots\dots\dots (4)$$

が得られる。

(4) 式が高炉内にそのまま適用されると仮定すれば、炉頂圧の上昇により圧力損失一定の条件で、炉内ガス流速  $u_g$  の増加、すなわち送風量の増加が計算できる。一方高炉操業上の特徴として、ガス流速  $u_g$  の増加と、炉下部を降下する液量との間には、ほぼ一定の比例関係が存在し、このためガス量が増加すると炉下部では液量も増加する。充填層中をガスと向流に液体が降下する場合のガスの圧力損失は、当然液量および液の物性値により影響をうけ、一般に液量が増加すれば圧力損失も増加する。

以上の事実から、送風量を増加させた場合、(4) 式で計算される以上の圧力損失が予想されるが、このことは特に高圧操業では、送風量増加に伴う液量の増加により顕著にあらわれると考えられる。

水島第1高炉の操業データからこの点を検討するために、Sherwood<sup>4)</sup> らが示した方法により、Fluid Ratio ( $F. R.$ ) と Flooding Factor ( $F. F.$ ) の計算を次式により行なった。

$$F. R. = (u_L/u_G) \cdot \sqrt{\rho_L/\rho_G} \quad \dots\dots\dots (5)$$

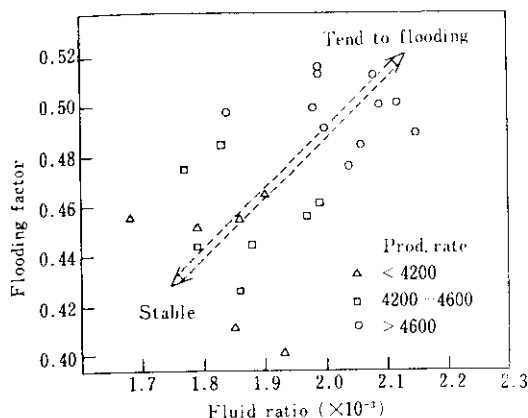


Fig. 5 Correlation between flooding factor and fluid ratio

$$F.F. = (u_G^2 \cdot a_t \cdot \rho_G \cdot \eta^{0.2}) / (g \cdot \varepsilon^3 \cdot \rho_L) \quad \text{.....(6)}$$

ただし

$u_L, \rho_L$ : 液体(スラグ)の流速および密度

$a_t$ : 装入粒子(コークス)の比表面積

$\eta$ : 液体(スラグ)の粘度(cp)

Leva<sup>5)</sup>によると、気液向流層における圧力損失は、 $F.R.$ 、 $F.F.$ を両軸としたグラフ上で、点が Flooding 限界に近いほど圧力損失が高くなる。

ここでは計算上、 $\mu=1000$ 、 $\varepsilon=0.4$ 、 $d_p=3.91$ 、 $\rho_L=2800\text{kg/m}^3$ 、 $\rho_{Go}=1.3\text{kg/Nm}^3$ とし、平均温度を $1300^\circ\text{C}$ と仮定した。

以上による計算結果を、 $F.F.$ 、 $F.R.$ を両軸としたグラフ上で示したものが、Fig. 5である。

Fig. 5中の各点は、出鉄量により層別してあり、出鉄量の増加とともに Flooding 限界の方へ近づく傾向が示されている。データは、昭和42年11月から43年6月までの各旬間データで、Fig. 1からもあきらかなように、この間では、炉頂圧力と出鉄量の間に密接な関係が存在し、したがって、炉頂圧力の増加に伴い高炉の炉下部への負荷が増加しているといいかえることもできる。

このような点についてさらに詳細に検討するために、適当な仮定をおいて、高炉内の圧力損失を炉上部と気液向流層である炉下部とに分離して計算した。この場合炉上部の圧力損失は(4)式で

計算される。炉上部の長さ15m、平均温度 $750^\circ\text{C}$ 、平均炉断面積 $56.7\text{m}^2$ と仮定する。装入生鉱石の割合は少ないのでこれを無視し、また装入物の平均通気抵抗指数を焼結鉱とコークスの容積による荷重平均とする。コークスの通気抵抗指数をコークスの粒度分析平均値から計算した0.234とすると、(4)式で使用した $\Phi$ は、焼結鉱の粒度分析から、(2)式中の $\Phi'$ により計算した値を $\Phi'_{\text{Sinter}}$ として

$$\Phi = 0.0063 + 0.0298 \cdot \Phi'_{\text{Sinter}} \quad \text{.....(7)}$$

で計算できる。これから(4)式を変形し、上述の仮定により、物性定数等を代入すると、炉上部と炉下部の境界での圧力 $P_L(\text{g/cm}^2)$ は(8)式で計算できる。

$$P_L = \sqrt{\Phi \cdot (V_t/1000)^{1.7} \cdot 3.43 \cdot 10^6 + P_T^2} \quad \text{.....(8)}$$

ただし $V_t$ : 炉頂ガス量 ( $\text{Nm}^3/\text{min}$ )

$P_T$ : 炉頂圧力 ( $\text{g/cm}^2 \text{ abs}$ )

一方実操業データより羽口前の圧力 $P^{\circ}_B$ は羽口での圧力損失を考慮して(9)式で求められる。

$$P^{\circ}_B = P_B - \Delta P_t \quad \text{.....(9)}$$

ここで $P_B$ は送風圧力であり、 $\Delta P_t$ は羽口における圧力損失で、羽口でのガスの運動エネルギーが圧力損失に等しいと仮定して、羽口風速 $u_T$ 、羽口でのガス密度 $\rho_{GT}$ から(10)式により計算する。

$$\Delta P_t = (\rho_{GT} \cdot u_T^2) / (2 \cdot g) \quad \text{.....(10)}$$

これから炉上部および炉下部の単位長さあたりの圧力損失は、

炉上部で

$$(\Delta P/L)_{up} = (P_L - P_T) / 1500 \quad \text{.....(11)}$$

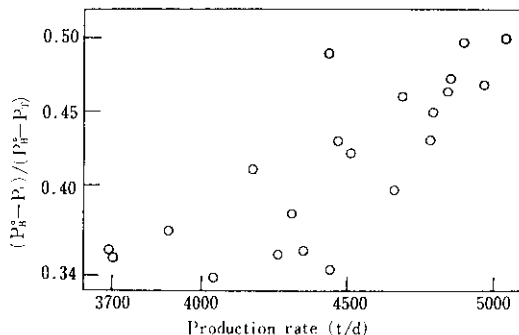


Fig. 6 Correlation between production rate and ratio of the lower zone pressure drop to the furnace's total pressure drop

炉下部で

$$(\Delta P/L)_{\text{low}} = (P^{\circ}_B - P_L)/910 \quad \dots\dots(12)$$

となる。

Fig. 6 は昭和42年11月から、43年6月までの旬間データについて、以上のように計算した各部の圧力から計算した炉下部での圧力損失と、炉全体の圧力損失の比  $(P^{\circ}_B - P_L)/(P^{\circ}_B - P_T)$  と出鉄量の関係を示したものである。

この図から、出鉄量の増大とともに炉下部の圧力損失が相対的に増加し、炉下部への負荷の増大していることがあきらかである。一方、この期間のデータでは、炉全体の圧力損失には大きな変化がないことを考えると、炉下部への負荷の増加と炉上部の負荷の軽減は対応しているということが出来る。このような炉上部への負荷の軽減は、たとえば、43年5月以降のダスト比がそれ以前と比較して、特に普通圧操業時の42年9, 10, 11, 12月と比較してあきらかに低下していることから明白に示されている。

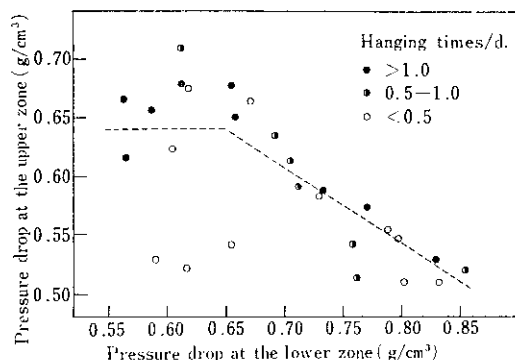


Fig. 7 Correlation between pressure drops at the lower zone and at the upper zone

Fig. 7 は (11), (12) 式により計算した炉上部および炉下部の単位高さあたりの圧力損失を両軸にとり、棚落し回数で層別してデータをプロットしたもので、データの範囲は、Fig. 6 に示したものの、および、操業概要で示した8月中旬の炉況改善後の参考データ3点である。

この図中において、引いた線で区別されるように、この線の右上方では、棚が多く、その反対側では棚が少ない。したがってこのことから棚は、上部の圧力損失のみにより起因する場合と、上、下部の両方の圧力損失により起因する場合が存在す

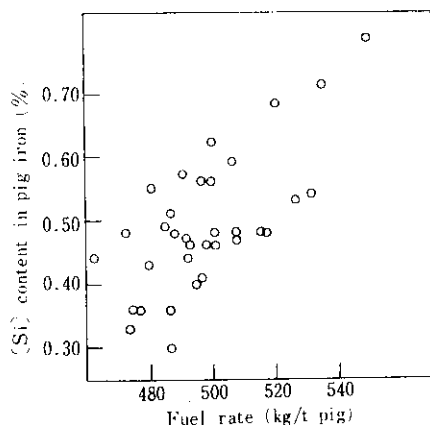


Fig. 8 Correlation between [S] content in pig iron and fuel rate

ることが判明する。Fig. 6 に示した関係と対比して考察すると、普通圧操業では、炉上部の圧力損失に起因する棚が多かったが、炉頂圧力を上昇させ出鉄量を増加させるにつれて、炉下部の圧力損失に起因する棚の発生比重が多くなることがあきらかである。

以上の検討から、普通圧操業から高圧操業に移行し、操業度が向上するにつれて、炉下部への負荷が増大し、操業度の制限要因が炉下部の流動現象にあることがあきらかとなった。

### 3・3 銑鉄成分 [Si], [S] の管理

生産性の向上とならんで、高品質の銑鉄を生産することは、以後の製鋼過程の能率とも関連して重要な点である。銑中 [Si] および [S] について操業上の諸因子との関連を検討し以下のような結論を得た。

銑中 [Si] 含有量は、特に燃料比（コークス比＋重油比）によってほぼ決定されることがあきらかとなった (Fig. 8)。燃料比は目標とする [Si] に対して、操業度、装入物性状の変化などにより当然変化すると考えられる。Fig. 8 より実操業における銑中 [Si] を管理するために重油の使用基準として、燃料比一定で重油を変化させるのが妥当であると判明し、これ以後その時の状況に応じて、燃料比の変化範囲を指定して重油量を調節するという操業を行なうこととした。

銑中 [S] の関係では Fig. 9, Fig. 10 に示すように、とくにスラグの塩基度に大きく影響を受ける

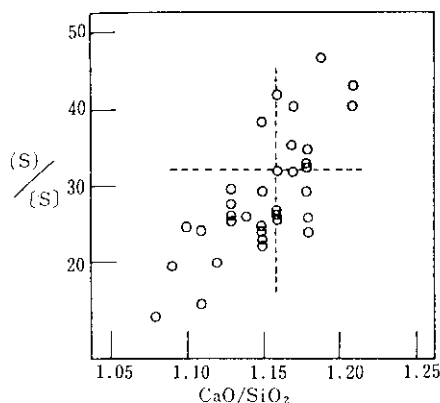


Fig. 9 Correlation between sulfur distribution in slag-metal and slag basicity

ことがあきらかとなった。この2つの図から、 $[S]$ を0.04以下とするためには、スラグの塩基度が1.16以上であれば良いことがあきらかとなった。

このように鉄中  $[S]$  に対するスラグ塩基度の重要性があきらかとなったので、スラグ塩基度の変化について検討し、変動のおもな原因は焼結鉱の塩基度であり、装入物から計算したスラグの塩基度と、実際生成したスラグの塩基度が良く一致していることを確認した。この結果から焼結工場での成分管理（特に  $CaO$ ）を強化するとともに、高炉操業では、従来数タップのスラグの塩基度により石灰石装入量の調整を行っていたのを改めて、4時間毎に分析される焼結鉱の分析値を参考にして、より細かな調整を行なうよう努めた。

以上のような操業面での種々の改善にもかかわらず、操業度の上昇にとともに、鉄中  $[S]$  含有量は増加してゆく傾向を示した。Fig. 11 は出鉄量と鉄中  $[S]$  含有量の関係を示したもので、デ

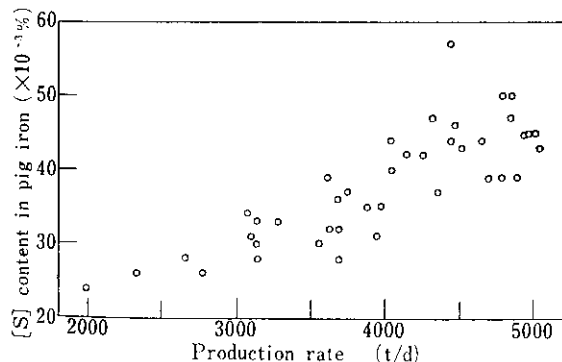


Fig. 11 Correlation between  $[S]$  content in pig iron and production rate

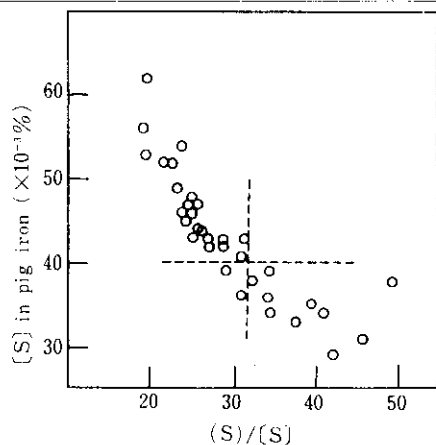


Fig. 10 Correlation between  $[S]$  content in pig iron and sulfur distribution

ータは、昭和42年5月から43年6月の旬間平均値である。

このような現象の原因を考察するのは比較的困難であるが、現象論的には、 $[S]$  の変動幅の増加によることが Fig. 12 からあきらかである。Fig. 12 は  $[S]$  の1日間の変動幅と  $[S]$  の平均値の関係を Fig. 11 と同様なデータについて示したもので、 $[S]$  の変動幅の増加が、 $[S]$  含有量の増加をもたらしたことを示している。

鉄中  $[S]$  の変動は前述のような、スラグ塩基度の変動によるばかりでなく、炉床におけるスラグと鉄との反応状況によっても大きく影響を受ける。とくに炉況不調時の  $[S]$  の増加は主として、炉下部における装入物（または、鉄鉄、スラグの液体）の不均一な降下により起こされるもので、炉床におけるスラグと鉄の反応が不十分なためと考えられる。このような物理的な不均一性は直接示すことができないが、間接的には炉下部

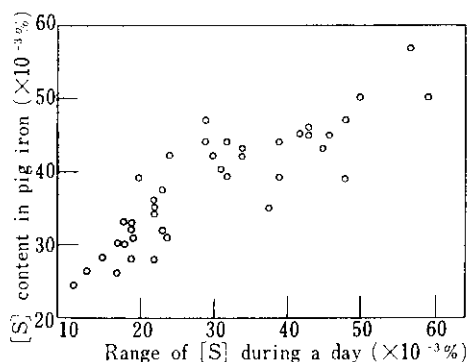


Fig. 12 Correlation between  $[S]$  content in pig iron and scattering range of  $[S]$  during a day

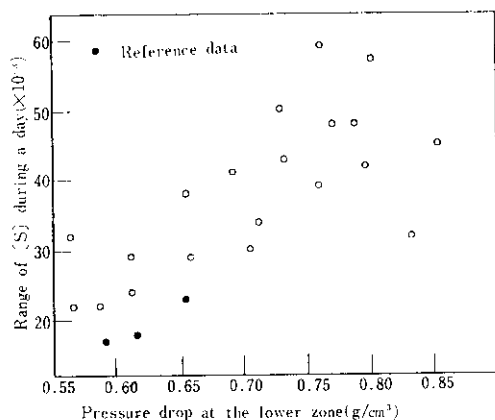


Fig. 13 Correlation between scattering range of [S] and pressure drop at the lower zone during a day

の圧力損失により代表されうるものとする。

Fig. 13 に (12) 式により計算した炉下部での圧力損失 ( $\Delta P/L$ )<sub>low</sub> と鉄中 [S] の 1 日間の変動の関係を示す。図中の黒点は、8 月中旬以降の炉況改善後のデータを参考のため示したもので、データは Fig. 7 と同一期間のものである。

Fig. 13 から、鉄中 [S] 含有量の変動は、炉下部の圧力損失により影響を受け、炉下部の圧力損失の増加により、[S] 変動は増加することがあきらかである。

Fig. 6, 11, 12, 13 から、結局次のように結論できる。すなわち、炉頂圧力を高め出鉄量を増

してゆくにつれて、炉下部への負荷が増加し炉上部への負荷は軽減する。炉下部への負荷の増加により、鉄中 [S] の変動が大きくなり、このため、[S] の増加が引き起こされる。したがって、鉄鉄成分、特に鉄中 [S] の改善のためには、炉下部への負荷の軽減を図る必要がある。

このような観点から操業概要で述べたように 43 年 7 月から 8 月にかけて、

(1) 焼結鉱の再篩の実施

(2) 装入方法の変更による装入物の炉中心への流れ込みの防止

の対策を行なった。焼結鉱の再篩の効果は既述したとおりである。装入方法は、コークスペース 13.5 t のままで、ストックライン 1.5m (CC), (OO) の分割装入から、ストックライン 2.0m (OO), (CC) の連続装入とした。このような装入方法の変更は模型実験の結果 Table 4 からあきらかなとおり中心部の通気性がやや良くなり、中間部の通気性がやや悪化してガス流が中心よりになり、装入物の安息角が 34° から 32° に低下している。このような安息角の低下により、従来装入物の降下中にときどき見られた、装入物の中心への流れ込みが防止され、炉況の安定化に効果があった。

この対策の効果は、鉄鉄の成分面に如実にあらわれ、Fig. 1 に見られるように 8 月以降大幅に改善された。これは、Fig. 13 の参考データからもあきらかなように、これらの対策により、炉下部における圧力損失が低下したためである。

Table 4 Experimental results of burden distribution with model furnace (Model scale, 1 : 13.8)

|                                         | S.L  | range* | $\phi$<br>% | $L$<br>% | $\phi \cdot L$ | $I_D$ | $\theta(\text{ore})$ | $\theta(\text{coke})$ |
|-----------------------------------------|------|--------|-------------|----------|----------------|-------|----------------------|-----------------------|
| (CC) ↓ (OO) ↓<br>Separate<br>charging   | 1.5m | Outer  | 35.1        | 35.5     | 1,246          | 394   | 34.0                 | 34.4                  |
|                                         |      | Middle | 38.1        | 32.7     | 1,246          |       |                      |                       |
|                                         |      | Center | 26.8        | 31.8     | 852            |       |                      |                       |
| (OO) ↓ (CC) ↓<br>Continuous<br>charging | 2.0m | Outer  | 34.8        | 34.8     | 1,211          | 444   | 32.1                 | 32.2                  |
|                                         |      | Middle | 36.7        | 38.3     | 1,406          |       |                      |                       |
|                                         |      | Center | 28.5        | 26.9     | 767            |       |                      |                       |

\* Furnace is divided into three equal cross sectional areas by concentric circles

$\phi$  % : Relative value for flow resistance coefficient

$L$  % : Relative layer thickness (ore burden)

$\theta$  : Angle of repose (degree)

$I_D$  :  $(\phi \cdot L)_{\max} - (\phi \cdot L)_{\min}$

### 3.4 酸素富化操業における限界富化率の検討

出鉄量におよぼす酸素富化の効果は、従来の解析では富化率 1 % あたり出鉄量 4 ~ 5 % の増とされている。出鉄量の増加は、ほぼ富化率によって決定されるので出鉄増の可能性の検討のためには富化率の上昇の可能性の検討が重要である。

酸素富化に関する従来の検討では、そのコークス比、出鉄量におよぼす効果の検討が主体となっており、富化率の上限に関する検討は少ない。

一般に送風中の酸素を富化すると炉内において、次の2点が特に大きく変化する。

(1) 羽口前高温帯の温度が上昇する。

(2) 炉頂ガス原単位の低下が起こる。

炉頂ガス原単位の低下が起こると、炉内シャフト部において、装入物の熱容量と、ガスの熱容量の比 $u$ が増大する。Kitaev ら<sup>6) 7)</sup>によって示された式

$$T_s = T_g^\circ \cdot \{1 - \exp(-\alpha \cdot (1 - u)) \cdot h/m\} / (1 - u) \quad \dots\dots(13)$$

ただし、 $T_s$  : 炉頂から $h$ の位置での装入物温度(炉頂での温度を $0^\circ\text{C}$ と仮定)

$T_g^\circ$  : 炉頂でのガス温度

$\alpha$  : ガスから装入物への熱伝達速度

$m$  : 装入物の熱容量流量

からあきらかなように、この熱容量の比 $u$ は、シャフト上部における装入物の温度プロファイルを支配する大きな因子であり、以下の炉内過程にも種々の影響を与えることはあきらかである。

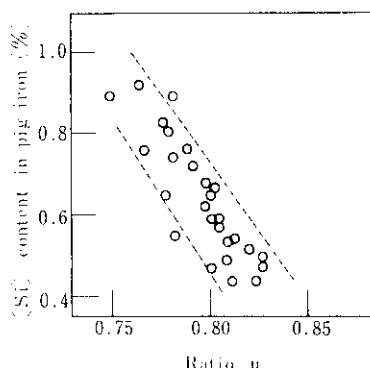
**Fig. 14** にこの影響の1例として、鉄中 $[\text{Si}]$ %と $u$ の関係を示す。この図から、鉄中 $[\text{Si}]$ %を、0.4以上に保つ $u$ の限界値として、0.85が推定される。

水島第1高炉の場合では、酸素富化の行なわれていないときの $u$ は平均で約0.80であった(昭和42年9月上旬~11月上旬の旬別データの平均)。これを基準として、炉頂ガス量がボッシュガス量に比例し、装入物原単位、送風酸素あたりの出鉄量に変化しないと仮定し、(13)式を用いて酸素富化率1, 2, 3%に対する $u$ の値を求めると、それぞれ0.83, 0.86, 0.89となる。したがって **Fig. 14**より推定した熱容量比 $u=0.85$ から酸素富化率の限界は、ほぼ2%であるといえる。

従来の実績からこの程度の酸素富化の場合では羽口前高温帯の温度は、酸素富化の制限要因とならないので、水島第1高炉の酸素富化率の上限は $[\text{Si}]$ 含有量より2%が管理基準であると設定した。

### 3・5 熱風炉操業方法の改善

水島第1高炉には、外燃式熱風炉4基を備えている。従来の熱風炉操業方法では、熱風炉切換時



**Fig. 14** Correlation between  $[\text{Si}]$  content in pig iron and ratio  $u$

に次回送風用熱風炉の充圧のため、 $200 \sim 250 \text{ g/cm}^2$ の送風圧力の一時的な低下が避けられなかったが、熱風炉切換時に、一時的に送風機側で風量を増加することにより、切換時の送風圧力の低下を $50 \text{ g/cm}^2$ 以下とすることが可能となった。この充圧制御により、出鉄作業の円滑化と、炉況の安定化に十分な効果があった。

操業概要でも述べたとおり、当熱風炉群はスタッガード・パラレル送風を行なっているが、この方法はわが国で最初に実施したものであり、種々の改良を加えて、自動切換、温度制御も良好に行なわれるようになった。スタッガード・パラレル送風とは、名のとおり熱風炉を2基並列で送風し、2つの熱風炉の送風開始時刻を互いに送風時間の半周期だけずらしたもので、送風時間の差により「熱い炉」と「冷たい炉」の2つの熱風炉が存在していることになり、この2つの炉を通過する空気量を調節することにより、送風空気の温度制御を、最低の混合冷風量で行なうことができる。この方法の効果は、次のように要約できる。

- (1) 送風開始時と終了時とで蓄熱レンガの温度差を大きくとることができ、したがって蓄熱能力が増加する。
- (2) 排ガス温度が低下し、排ガスによる熱損失が低下する。
- (3) 炉内平均温度の低下により炉壁からの熱損失が減少する。
- (4) 送風指定温度を一定とした場合、ドーム温度が、従来の混合冷風方式より低くなり、炉の寿命が延びる。

Table 5 Comparison of operation data for various hot blast stove blasting systems

|                                       | Period             | Blast vol.                          | Blast temp.        | B gas vol.                          | C gas vol.                          | Exhaust gas temp.  | Dome temp.         | Thermal efficiency |
|---------------------------------------|--------------------|-------------------------------------|--------------------|-------------------------------------|-------------------------------------|--------------------|--------------------|--------------------|
|                                       |                    | $\times 10^3 \text{ Nm}^3/\text{d}$ | $^{\circ}\text{C}$ | $\times 10^3 \text{ Nm}^3/\text{d}$ | $\times 10^3 \text{ Nm}^3/\text{d}$ | $^{\circ}\text{C}$ | $^{\circ}\text{C}$ | %                  |
| Single blasting system [3 Hot stoves] | '68 1.1<br>~ 1.10  | 4,993                               | 1,053              | 1,252                               | 187                                 | 226                | 1,369              | 75.8               |
| Single blasting system [4 Hot stoves] | '68 1.26<br>~ 2.4  | 5,227                               | 1,054              | 1,183                               | 198                                 | 230                | 1,369              | 79.6               |
| Staggered parallel blasting system    | '68 2.10<br>~ 2.19 | 5,314                               | 1,061              | 1,218                               | 170                                 | 149                | 1,267              | 85.9               |

Table 5 は実操業データによる熱精算結果を示すものであるが、熱風炉の熱効率、3基シングル送風時75.8%、4基シングル送風時79.6%であったものが、2時間送風、ラップ1時間のスタaggerド・パラレル送風では、85.9%と向上することがあきらかとなった。

#### 4. 総 括

以上水島製鉄所第1高炉が、昭和43年10月に月間平均出鉄量 4,920t/d (出鉄比 2.28) を達成するに至るまでの操業経過をふり返って、この間における生産性向上に対する諸要因の検討とその解析結果について述べたが、総括的には以下のような諸項目の総合的成果によって、このような高生産性を実現することができたといえよう。もちろんこれら諸対策の効果は、高炉関連諸設備の順調な稼働により得られたもので、特に、2ベル・バルブシール方式による高圧操業施設の効果は大きい。

- (1) 焼結鉱粒度分析値中の-5mm部分と、棚落回数、ダスト発生量の関係をあきらかにし、-5mm、5%以下を管理目標として焼結鉱の粒度管理の強化を図った。
- (2) 高圧操業による出鉄量の増加にともない炉下部高温帯への負荷が増加し、炉上部(シャフト部)への負荷が軽減されて操業度の制限要因は炉下部の流動現象にあることがあきらかとなった。

- (3) 燃料比(重油比+コークス比)と、鉄中[Si]含有量の関係をあきらかにし、重油の使用基準としては管理目標の[Si]値に対し燃料比一定として使用することと定めた。

- (4) 鉄中[S]とスラグ塩基度の関係から、塩基度の下限を $\text{CaO}/\text{SiO}_2=1.16$ とし、スラグ塩基度の調整を厳密にするよう努めた。

- (5) (4)の手段にもかかわらず、[S]は出鉄量の増加とともに増大した。この原因について検討した結果、(2)の炉下部への負荷の増加が、[S]の増大の原因であることが判明した。

この対策として(a)焼結鉱の再篩の実施および(b)装入方法の変更を行なった。この結果炉下部への負荷が軽減され、炉況の大幅な安定化とともに、鉄鉄成分が著しく改善された。

- (6) 吹込重油をC重油から、硫黄含有量の低いミナス重油に切替え装入S量の低減をはかった。操業データから、この効果は、鉄中[S]を0.004~0.006%低下させることがあきらかとなった。

- (7) 酸素富化についての検討を行ない、水島第1高炉の操業条件では、その限界富化率は、ほぼ2%にあることをあきらかとした。

- (8) 安定した高温送風を実施するため、熱風炉の充圧制御、スタaggerド・パラレル送風を実施し、炉況の安定化と熱効率の向上を得た。

#### 参 考 文 献

- 1) S. Ergun: Chem. Eng. Progress, 48 (1952), 89
- 2) P. C. Carman: Trans. Inst. Chem. Engrs. (London), 15 (1937), 150
- 3) S. Ergun: Ind. Eng. Chem., 45 (1953) 2, 477
- 4) T. K. Sherwood et al: Ind. Eng. Chem., 30 (1936), 765
- 5) M. Leva: Chem. Eng. Progress Symp. Ser., 10 (1954), 51
- 6) B. I. Kitaev et al: Stal in Engl., (1961) 3, 162
- 7) J. Michard: Etude théorique de l'injection de fuel à température de combustion (第3回国際冶金会議報文), (1962), 346~363