

第 2 会場 (高炉装入物と操業・高炉操業)

622, 341.1 : 539, 215.2 : 669.162.2 > 8.3

(28) 鉄鉱石の整粒による影響

(高炉の通気性に関する研究—I)

八幡製鉄, 技術研究所

工博 児玉惟孝・堀尾竹弘・○肥田行博

Influence of Size Reduction of Ore.

(Study on permeability of blast furnace—I)

Dr. Korotaka KODAMA, Takehiro HORIO  
and Yukihiko HIDA.

1. 結 言

近年, 高炉におけるコークス比の低下あるいは出鉄比の上昇には目をみはるものがあるが, これらは整粒をはじめとする装入原料管理の充実に向うところが多い。わが国において, 整粒方法としては最大サイズの縮少と小粒部分の篩分の 2 方向にあるが, 前者の場合還元面から非常に有効な手段であり, 今後はこの方向に向うものと考えられる。このような最大サイズ縮少の場合, 充填層の理論より装入物層自体の通気性劣化が考えられ, 高炉に何らかの作用をおよぼすものと考えられる。事実, 整粒強化に起因すると考えられる風圧上昇などの支障が生じてきているものがある。

本報告においてはこの点に注目し, 最大サイズの異なる鉄鉱石について, 充填塔により圧力損失を測定することにより装入物自体の通気性の検討を行ない, さらに, この測定結果より高炉における圧力損失が推定できれば操業指針上あるいはその他の点で非常に有効であると考え, 高炉における圧力損失推定の第一段階として, その通気性に対し鉄石粒度の影響が大きいと思われるシャフト部における推定式を導き, 2, 3 考察を行なった。

2. 実験方法

実験装置および方法については報告済みであるので本報告においては省略する。使用装入原料としては Table 1 に示すような 3 種の最大サイズの異なる精鉱と DL 焼結鉱を用いた。

なお, -25 mm 精鉱の粒度分布は戸畑高炉の実績からの推定である。焼結鉱については 40 年 5 月戸畑高炉で使用しているものを直送し使用した。

3. 実験結果および考察

3.1 実験結果と装入物層の通気性に関する考察

充填塔の圧力損失に関しては一般にディメンション解析の結果普遍化されているが, この無次元式に多くの実験結果を導入した半理論式(1)が一般に用いられている。

$$\Delta P / \rho L = C_1 f' (U^2 / 2g \phi D_p) ((1-\epsilon) / \epsilon^3) \dots (1)$$

ただし  $f' = (N'_{Re})^{-\beta}$  ( $0 < \beta \leq 1$ ,  $\beta$  は  $N'_{Re}$  の関数) 本実験においては圧力損失  $\Delta P$  と空塔速度  $U$  の関係が得られるが, 実験条件により変動する粘性  $\mu$  および密度  $\rho$  で補正する必要がある。補正圧力損失を  $\Delta P'$  とし空塔質量速度  $G$  を導入すると  $\Delta P'$  は次式により表わされる。

$$\Delta P' = (\Delta P / L) \cdot \mu^{-\beta} \cdot \rho = C \cdot (1 / \phi D_p)^{1+\beta} (1-\epsilon)^{1+\beta} / \epsilon^3 \cdot G^2 \dots (2)$$

圧力損失式を取扱う際に, 装入物により定まる球係数  $\phi$ , 粒径  $D_p$ , 空間率  $\epsilon$  について知る必要があるが, 個々に正確にとらえることは測定技術上, 精度上困難である。しかし(2)式右辺に注目すればまとめて一つの項として表わすことができる。すなわち  $k = C \cdot (1 / \phi \cdot D_p)^{1+\beta} \cdot (1-\epsilon)^{1+\beta} / \epsilon^3$  として表示され装入物が与えられれば,  $\beta$  によつて定まる定数と考えられ, これによつて通気性の比較をすることができる。この観点より, この  $k$  を通気性指数として定義し, 以下通気性を定量的に  $k$  で取扱う。

このように  $k$  を定義すれば(2)式は簡略化される。

$$\Delta P' = k \cdot G^2 \dots (\Delta P' = \Delta P \cdot \mu^{-\beta} \cdot \rho / L) \dots (3)$$

本実験より得られる圧力損失と空塔速度の関係を上記の考え方により求めると Fig. 1 が得られ, 補正圧力損失および空塔質量速度の各対数は  $\beta = 0.3$  のとき良好な直線関係が認められた。

これより通気性指数  $k$  を求めると Table 2 の値がえられる。

Fig. 1 あるいは Table 2 より, 精鉱の最大サイズを押し込んだ場合, すなわち粒度が小さくなるほど通気性が劣化することが明確に認められる。焼結鉱の通気性についても, 粒度構成, 特に -5 mm の割合によつて影響を受けるが本実験使用のものは -30 mm 精鉱と -40 mm 精鉱の間にあつた。コークスの通気性指数は先の報告<sup>1)</sup>より算出したものであるが鉄石あるいは焼結鉱に比較し, 1/10 程度であり通気性が非常に良好であることがわかる。

したがつて, 以上の結果, 最大サイズを単に縮少する整粒方法をとる場合通気性について考慮する必要がある, 通気性の悪化は避けられないものと考えられる。

3.2 高炉における圧力損失の推定式

高炉内の圧力損失としては(1)溶解の起こらない単一流域(2)液と交流のガスが存在する 2 相域, (3)レースウェイ形成によるエネルギー損失帯の各圧力損失に分けられる。これらはいずれも状況が著しく異なり, 個々に検討する必要があると考えられるが, 本報告においては

Table 1. Size distribution of sized ore.

Range (mm)	+40	~35	~30	~25	~15	~10	~7	~5	-5	mean
Sized ore										
-25 mm				2.0	45.0	32.0	15.0	1.9	4.1	15.0
-30 mm		0.1	0.7	5.3	50.6	26.2	11.8	1.3	4.0	16.3
-40 mm	0.4	2.4	9.2	13.2	46.8	15.4	7.8	1.0	3.8	19.4

信頼性の点から大きな単一相流の充填層で鉱石粒度の影響が大きいと思われるシャフト部における圧力損失にとどめ、本実験結果よりシフト部における圧力損失推定式を導き、以下に2, 3考察を行なう。

圧力損失式に関して、温度による数式の相異について報告されたものがあるが<sup>2)</sup>、現時点ではこの種の報告はほとんどなく温度の影響を数式的に決定するのが困難であることから、この点については今後検討することにし、常温系、高温系において同一の圧力損失式(1)が成立するものとする。

常温充填塔とシャフト部におけるレイノルズ数を比較するとほぼ等しい範囲にあり、CARMANの結果<sup>3)</sup>、PHILBROOKの考察<sup>4)</sup>、REYNOLDSの動学的相似基準より両系において修正摩擦抵抗係数の項の指数 $\beta$ の値は同一とみなすことができ、 $\beta=0.3$ が高炉においても適用できるものと考えられる。 $\beta=0.3$ については、マグネトゴルクス高炉における通気抵抗式<sup>5)</sup>などからも導かれ大きな誤りはないと考えられる。このことより通気性指数 $k$ も直接高炉に適用できる。今高炉の水平方向の位置を固定すれば圧力損失式中の諸要因は装入面からの深度 $y$ の関数として近似され、高炉の高さ方向の一定レベルの微小zoneでは(1)式より次式が成立する。

$$\begin{aligned} dP/dL &= k \cdot \mu_s^\beta(y) \cdot G^{2-\beta}(y) \cdot \rho_s^{-1}(y) \\ G(y) &= \rho_{os}(y) \cdot U_0(y), \\ \rho_s(y) &= \rho_{os}(y) P(y) / P_0 \cdot T_0 / T(y) \dots \dots (4) \end{aligned}$$

充填層の高さを $L$ とすると次式が導かれる。

Table 2. Permeability index of burden.

Burden	$k$ (MKS Unit)
-25 mm Sized ore	$6.03 \times 10^3$
-30 mm Sized ore	$5.62 \times 10^3$
-40 mm Sized ore	$4.70 \times 10^3$
D. L. sintered ore	$5.07 \times 10^3$
Coke	$5.27 \times 10^2$

Table 3. Effects of size of burden on pressure drop in blast furnace.

Item	T-1BF		T-2BF		T-3BF	
	S. 39. 8	S. 39. 10	S. 39. 8	S. 40. 2	S. 39. 8	S. 39. 10
$G$ (kg/m <sup>3</sup> ·m/sec)	1.41	1.46	1.34	1.39	1.48	1.50
$\mu_s(850^\circ\text{C}) (\times 10^{-5} \text{ kg/m}\cdot\text{sec})$	4.61	4.58	4.61	4.59	4.60	4.60
$k'$ ( $\times 10^3$ MKS unit)	2.10	2.32	2.16	2.39	2.26	2.39
$\rho(o)$ (g/cm <sup>3</sup> )	64	68	67	63	69	63
$\Delta P_t$ (g/cm <sup>2</sup> )	1365	1436	1354	1444	1447	1510
$\Delta P^*$ (g/cm <sup>2</sup> )	733	828	695	797	825	877

\* Calculated pressure drop in shaft of blast furnace.

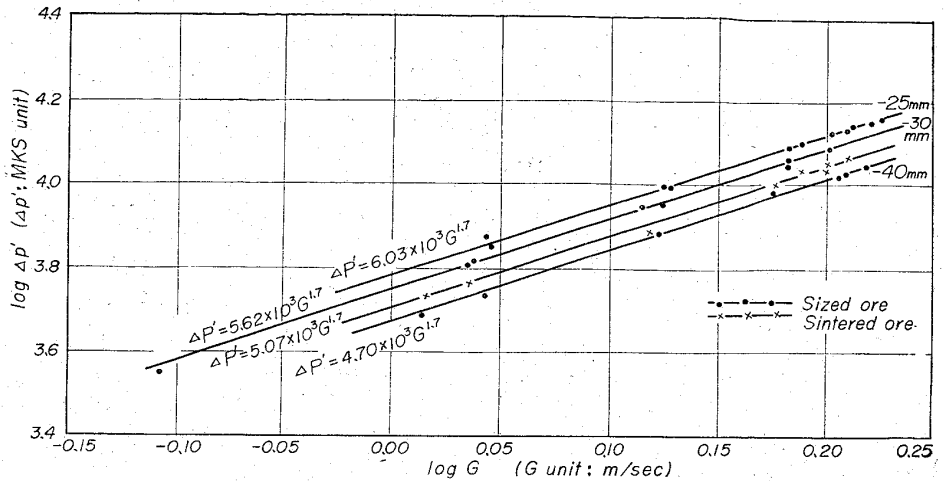


Fig. 1 Relation between superficial mass velocity and rectified pressure drop.

$$\int_0^L P(y) dy = \int_0^L k(y) \cdot \mu_s^\beta(y) \cdot G^{2-\beta} \cdot (\rho_{os}(y) / P_0 \cdot T_0 / T(y))^{-1} dy \dots \dots (5)$$

前記のように、現時点ではこれらの関数を決定することができない状態にあり、今後の研究課題である。したがって、以下に記す仮定のもとに各関数に対し代表値を与えることにより近似する。

- (1) ガス成分としては炉頂ガスを対象とする。
- (2) 標準状態におけるシャフトガス密度 $\rho_{os}$ は $\text{CO}_2$ 濃度によつて多少変化するが、代表値としてシャフト中段の成分を考えると $\rho_{os}=1.29(\text{kg/m}^3)$ となり、空気の標準状態密度 $\rho_{oA}$ に等しいと考える。
- (3) シャフトガス中の温度は重要な因子であるが表示するのがむずかしく、ここでは単に従来報告されている温度分布より平均温度 $t_M$ を代表値とし $t_M = \frac{1}{L} \int_0^L T(y) dy$ として求めこの結果 $t_M=850^\circ\text{C}$ とする。

(4) ガス粘性 $\mu_s$ については、炉頂ガス成分より標準状態における粘性を求め、平均温度 $t_M$ で補正を行なう。

(5) 通気性指数 $k$ については、常温系の値がそのまま保たれるものとして取扱い、今後装入物の諸炉内性状の研究結果から補正するものとする。層状装入(鉱石の混合)の際の通気性指数を代表値として与え、これを $k'$ とすると $k'$ は先の報告<sup>1)</sup>より次式で与えられる。

$$k' = K/L \text{ ただし } K = \sum k_i \cdot (W_i/d_i), L = \sum W_i/d_i \quad \dots\dots\dots (6)$$

以上の仮定より、(5)式を解くことができ圧力損失推定式として次式が得られる。

$$\Delta P = \sqrt{P^2(o) - J} - P(o) \quad \dots\dots\dots (7)$$

ただし、 $J = 2k' \mu_S^2(t_M) (\rho_{OA} \cdot U_0)^{2-\beta}$

$$\cdot (\rho_{OA}/P_0 \cdot T_0/T_M)^{-1} \cdot L, \beta = 0.3$$

3.3 精鉱粒度切替による圧力損失の変動について

当所戸畑高炉において、昭和39年10月より-40mmから-30mm精鉱に切り替えられた。この切替前後の圧力損失の変動の一例を Table 3 に示す。

Table 3 におけるシャフト部圧損は本実験で得られた通気性指数をそのまま用い、上記の圧力損失推定式により算出したものであるが、精鉱粒度の切替による実績全圧力損失変動と推定シャフト部圧力損失変動とは近い値にある。このことはシャフトより下部の圧力損失に対しては鉱石粒度の影響が小さいという事実を示唆しているように考えられる。

次に同一条件にて精鉱粒度を切替える際の圧力損失について上記の推定式を用い推定を行なう。

なお、通気性指数  $k'$  としては本実験結果および、-30mm精鉱時の  $O/C=3.2$  とし sinter ratio=50%、粒度縮少によるコークス比の低下は回帰からの推定すなわち-40mmから-30mm精鉱切替の場合 10kg/t、-30mmから-25mm精鉱切替の場合 5kg/t としコークス比の低下は増鉱によりアクションをとるものとして算出した値である。

推定結果を Table 5 に示す。

推定の結果、前述のようにシャフトより下部における精鉱粒度の影響を小さいものと考え、-40mmから-30mm精鉱へ切替、-30mmから-25mm精鉱へ切替の際には、それぞれ (40~45kg/cm<sup>2</sup>)、(20~25kg/cm<sup>2</sup>) の風圧上昇が予想される。

4. 結 言

精鉱の最大サイズを縮少する際の高炉の通気性の変動

について検討するために、充填層により装入原料の圧力損失を測定した。さらに高炉の圧力損失について2, 3 考察を行なった結果次のことが明らかとなった。

(1) 圧力損失を測定した結果、補正圧力損失  $\Delta P'$  と空塔質量速度とには  $\Delta P' = k \times G^{1.7}$  なる指数関係が得られ、比例定数  $k$  を通気性指数と定義した。この  $k$  の値により通気性を比較すると鉱石の通気性はコークスに比較し、著しく悪く最大サイズ縮少による相異が明確に認められた。したがって最大サイズ縮少の整粒方法を続けるならば風圧上昇は避けられないものと考えられる。

(2) 単一相流の大きな充填層とみなせる高炉シャフト部に対しては従来の圧力損失式が適用できるものと考え、本実験結果ならびにレイノルズ数の比較検討を行なった結果、シャフト部の圧力損失式として次式を得た。

$$\Delta P = \sqrt{P^2(o) + J}, J = 2k' \cdot \mu(t_M) (\rho_{OA} \cdot U_0)^{2-\beta} \cdot (\rho_{OA}/P_0 \cdot T_0/T_M)^{-1} \cdot L, \beta = 0.3$$

(3) 当所戸畑高炉における圧力損失の実績と、シャフト部推定圧力損失の比較を行なったところ、精鉱粒度切替による圧力損失の変動は両者において近い値を示した。すなわち、操業条件および炉形を一定とするならばシャフトより下部での圧力損失に対する鉱石粒度の影響は小さいものと考えられる。

(4) 上記圧力損失推定式を用い、シャフトより下部の圧力損失に対する鉱石粒度の影響を無視し、同一操業条件にて精鉱粒度を切り替えるものとする、-40mm精鉱から-30mm精鉱に切替時には 40~45 g/cm<sup>2</sup>、-30mmから-25mm精鉱への切替時には 20~25g/cm<sup>2</sup> の風圧上昇が予想される。

(5) 従来報告されている溶鉱炉の圧力損失式は高炉全域に適用されるべきものではなく、少なくとも酸化帯、加熱帯、溶解帯、羽口部に対して個々に式を導く必要がある。このためには炉内諸現象の数式解析が望まれる。

2, 3 の記号についての説明

$\rho$ : ガス密度 (サフィックス A, S はそれぞれ空気、シャフトガスを表わし O は標準状態を表わす)

Table 4. Operation data for calculation of pressure drop.

Item	T-1BF	T-2BF	T-3BF
$G$ (kg/m <sup>3</sup> ·m/sec)	1.44	1.41	1.50
$\mu(850^\circ C)$ ( $\times 10^{-5}$ kg/m·sec)	4.60	4.60	4.60
$p(o)$ (g/cm <sup>2</sup> )	65	65	65
$L$ (m)	17.3	17.3	17.3
$k'$ (MKS unit)	-25 mm: 2.47 (O/C=3.23) -30 mm: 2.39 (O/C=3.20) -40 mm: 2.23 (O/C=3.14)		

Table 5. Predetermination of pressure drop in shaft of blast furnace.

Burden size	$\Delta P$ (g/cm <sup>2</sup> )		
	T-1BF	T-2BF	T-3BF
-25 mm Sized ore operation	851	831	903
-30 mm Sized ore operation	830	810	880
-40 mm Sized ore operation	786	766	834

$\mu$ : ガス粘性 (サフィックスについては同上)  
 $P, p$ : ガス圧力 (大文字: 絶対圧, 小文字ゲージ圧)  
 $P(o), p(o)$ : 炉頂圧  
 $T, t$ : 温度 (大文字, 小文字については同上)  
 $L$ : 充填層の高さ  
 $\Delta P_i$ : 高炉全圧力損失 (= 送風圧 - 炉頂圧)

文 献

- 1) 児玉, 斧, 彼島: 鉄と鋼, 51 (1965) 4, p. 509
- 2) 中村, 一安, 佐藤: 鉄と鋼, 43 (1957) 10, p. 1089
- 3) P. C. CARMAN: Trans. Inst. Chemical Eng. London, 15 (1937)
- 4) W. O. PHILBROOK: J. Metals, 6 (1954) 12, p. 1396
- 5) ステファノヴィッチ: 製鉄技術総覧 7 (昭37) (Stal (1960) p. 680)

622.341.1-188:539.215.2:669.162.228.3

(29) 通気性におよぼすペレットの粒度構成の影響

(高炉の通気性に関する研究—II)

八幡製鉄, 技術研究所

工博 児玉惟孝・〇堀尾竹弘・肥田行博

Influence of Size Distribution of Pellet on Permeability.

(Study on permeability of blast furnace—II)

Dr. Koretaka KODAMA, Takehiro HORIO and Yukihiko HIDA.

1. 緒 言

周知のごとく, ペレットはその形状が球形で, 粒径もほぼ均一であるため, 通気性の点においても高炉装入原料として好ましいものといわれている. 当所において, 昭和39年10月~12月にわたり, 戸畑第2高炉で輸入ペレット多量使用試験操業が行なわれたが, その初期において, 従来の鉱石焼結鉱混合装入時に比較して風圧が著しく上昇し, 炉況の悪化が認められた. これに対し, 種々の対策が講じられたが, 風圧上昇の主なる原因としてペレット中に含まれる多量の粉が考えられ, -5mm 粉除去につとめた結果, 風圧は大きく低下した.

ペレット中の -5mm 粉が通気抵抗におよぼす影響が定量的に解明されれば, 操業上大いに参考となり, さらにペレットの有効操業法について知ることができる. この点を考慮し, -5mm 粉の量と粒度構成を種々変化させ, その際の通気性を前報と同じく充填塔を用いて測定した.

2. 実験装置および実験試料

2.1 実験装置

実験装置は前報と同じく 450mm  $\phi$   $\times$  1125mm の鋼管充填塔である.

2.2 実験試料

戸畑第2高炉で用いた輸入ペレットの粒度構成 Table 1 を参考にし, Table 2 に示すような3種類の粒度構成を選んだ. この3種類の+5mm の粒度構成に対し, それぞれ -5mm を 5%, 10%, 15% 加えて試料とした.

3. 実験結果および考察

前報で述べたように, 圧力損失の一般式は次式で表わされる.

$$\Delta P/L = C \cdot (1/\phi_s D_p)^{1+\beta} \cdot (1-\epsilon)^{1+\beta/\epsilon^3} \cdot \mu^\beta \cdot \rho^{1-\beta} \cdot U^{2-\beta} \dots \dots \dots (1)$$

ただし,  $\Delta P$ : 圧力降下

- $C$ : 常数
- $L$ : 充填塔高さ
- $\phi_s$ : 形状係数
- $D_p$ : 平均粒度
- $\epsilon$ : 空隙率
- $\mu$ : ガスの粘性
- $U$ : 空塔速度
- $\rho$ : ガスの密度

質量速度  $G = \rho \cdot U = \rho_0 \cdot U_0$  として (1) 式を変形すると (2) 式が得られる. ( $\rho_0, U_0$  はおのおの標準状態の値)

$$\Delta P/L = C \cdot (1/\phi_s D_p)^{1+\beta} \cdot (1-\epsilon)^{1+\beta/\epsilon^3} \cdot \mu^\beta \cdot G^{2-\beta} \cdot \rho^{-1} \dots \dots \dots (2)$$

実験時の送風温度, 充填塔内の圧力によつて変動する  $\mu$  と  $\rho$  で  $\Delta P$  は補正されなければならないので (2) 式を変形すると (3) 式を得る.

$$\mu^{-\beta} \cdot \rho \cdot \Delta P/L = C \cdot (1/\phi_s D_p)^{1+\beta} \cdot (1-\epsilon)^{1+\beta/\epsilon^3} \cdot G^{2-\beta} \dots \dots \dots (3)$$

$\phi_s, D_p, \epsilon$  は各サンプルによつて定まる定数であるので, これを  $k$  とすれば, (4) 式を得る.

$$\mu^{-\beta} \cdot \rho \cdot \Delta P/L = k \cdot G^{2-\beta} \dots \dots \dots (4)$$

この  $k$  を通気性指数と呼ぶ.

$\log(\mu^{-\beta} \cdot \rho \cdot \Delta P/L)$  と  $\log G$  の関係は各サンプルにより, Fig. 1, 2, 3 が得られ, それより  $\beta = 0.3$  で直線関係があることがわかった. この値は精鉱について測定した前報の値ともほぼ一致し, 妥当であることが確かめられる.

この結果より通気性指数  $k$  を求め +5mm に対する -5

Table 1. Size distribution of imported pellet charged into Tabata No. 2 B. F. (%)

mm	-5	5~10	10~15	15~25
No screened	7.5	16.2	60.0	16.3
Screened	1.5	15.2	69.1	14.2

Table 2. Size distribution of sample.

Sample	5~10 mm	10~15 mm	15~20 mm	Ratio of -5 mm fines to +5 mm	Arithmetrical mean size	Harmonic mean size
A	20%	60%	20%	0%, 5, 10, 15	12.5 mm	11.6 mm
B	15	70	15	0%, 5, 10, 15	12.5	11.8
C	20	70	10	0%, 5, 10	12.0	11.3