

焼結鉱の軟化性状と高炉内ガス流れ

技術報告

下田 輝久*・栗田 興一*・岩永 祐治*²

Evaluation of Softening Properties of Sinter and Gas Flow in the Blast Furnace

Teruhisa SHIMODA, Koichi KURITA, and Yuji IWANAGA

Synopsis:

The softening test under the simulated conditions in a real blast furnace and the gas permeability test through the softened sinter were carried out. An attempt was made to express the pressure drop through the softened sinter bed by the pressure drop equation including the terms of first- and second-order of velocity.

From the view point of blast furnace operation, high temperature properties of sinter were evaluated by applying the test results to the mathematical gas flow model.

The main results obtained are as follows.

1) When the gas flow resistance obtained from the softening test at high temperatures is increased, the radial gas flow in the cohesive zone becomes predominant and the permeability in the blast furnace becomes worse.

2) When the high temperature properties of sinter become worse, the formation of inverse V-shaped cohesive zone prevents the increase of the total gas pressure loss in the blast furnace.

1. 緒 言

高炉内においては、軟化帯から滴下帯に至る高温域での鉱石類の挙動が通気性および反応の両面において重要な役割を有しており、炉下部を対象とした実験的検討は装入物製造面のみならず高炉操業面にも有益なる情報を提供する。

かかる観点から、近年大型荷重軟化試験装置が各所に設置され、昇温還元下における軟化、融着、滴下などの諸現象に関する基礎的検討がおこなわれ、融着機構の解明、品質評価ならびに高温性状改善方法の探索等に活用されている^{1)~6)}。しかしながら、試験結果の実高炉への適用については、各方面においてその模索がおこなわれている段階といえる。

融着層の通気抵抗については、斧ら¹⁾は兎玉ら⁷⁾の塊状帯を対象とした通気抵抗の実験式が融着層にも適用できるものとして解析を進め、通気抵抗係数を収縮率の関数として与えている。杉山ら⁸⁾は ERGUN 式中の慣性項の定数を収縮の程度に応じて変化させることにより、融着層にも ERGUN 式の適用が可能であることを主張している。高炉使用時における荷重軟化性状の評価をおこ

なう場合には、高炉側の操業条件が反映されたものでなければならぬ。また荷重軟化性状が高炉内ガス流れとの関連で検討された例は少ない。

本研究では、軟化融着した焼結鉱の通気抵抗を測定して、軟化融着帯を考慮した高炉内通気性評価法を検討するとともに、これを適用して荷重軟化性状と高炉内ガス流れとの関連性の解明を試みた。

2. 軟化融着層の通気性試験

2.1 実験方法

実験には荷重還元軟化試験装置⁹⁾を用いた。ステンレス製の反応管(70 mmφ)内に層高が100 mm一定となるように試料を充填し、Fig. 1の温度、ガス組成条件下で1300°Cまで昇温荷重還元後、N₂気流中(50 Nl/min)で冷却し所定の収縮率を有する融着層を作成する。その後下部よりガスを流し圧力損失を測定した。実験に使用したガスは圧縮空気で、空塔流速で最大2.0 m/sまで流し、収縮率は荷重を変化させることにより差をつけた。なお、層高方向での還元率の偏差は3%以内であり、収縮率にもほとんど差が認められなかつた。また冷却過程で融着層と反応管壁の間にすきまが生じるよ

昭和55年10月本会講演大会にて発表 昭和58年1月31日受付 (Received Jan. 31, 1983)

* 住友金属工業(株)中央技術研究所波崎研究センター (Hasaki Research Center, Central Research Laboratories, Sumitomo Metal Industries, Ltd.)

*² 住友金属工業(株)中央技術研究所波崎研究センター 工博 (Hasaki Research Center, Central Research Laboratories, Sumitomo Metal Industries, Ltd., 16 Oaza-Sunayama Hasakimachi Kashima-gun Ibaraki pref. 314-02)

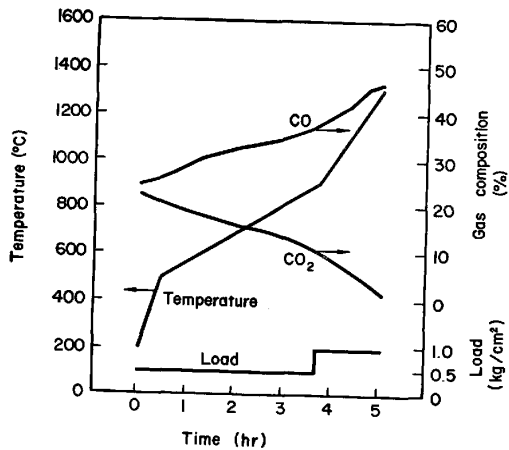


Fig. 1. Experimental conditions for the softening test.

Table 1. Characteristics of sample.

Sample	Chemical composition (%)							RDI (-3 mm%)
	T. Fe	FeO	CaO	SiO ₂	Al ₂ O ₃	MgO	TiO ₂	
Sinter A	56.3	5.6	9.6	6.5	1.7	1.7	0.4	25.7

うなことはなく、空気を流した場合にその部分を優先的に流れることによる圧力損失測定への影響もみられなかった。

試料としては Table 1 に示す基礎性状を持つ焼結鉱 A を用い、粒子径は高炉ストックライン上の粒子径に合わせて 10~15 mm とした。

2.2 実験結果

ガス流速 u_0 とその時の圧力損失の実験値 $\Delta P/\Delta L$ より算出した $g_c \cdot (\Delta P/\Delta L)/\rho u_0^2$ と $\rho u_0/\mu$ との関係を図 2 に示す。ここで、 $\Delta P/\Delta L$ は圧力勾配 (kgf/m³)、 g_c は重力換算係数 (kg·m/kgf·s²)、 ρ はガスの密度 (kg/m³)、 u_0 はガスの空塔流速 (m/s)、 μ はガスの粘性 (kg/m·s) である。

両者の間には良好な直線関係が成り立ち、ガス流速の増大とともに圧力損失は上昇する。一方、同一ガス流速においても、収縮率が大きくなるほど圧力損失が増大する傾向が認められる。

3. 軟化融着層の圧力損失

3.1 軟化融着層の圧力損失式

一般に充填層中をガスが流れる場合に、その圧力損失が CARMAN¹⁰⁾ の式あるいは流速の一次および二次の項を含めた圧力損失式により精度よく表現されることはよく知られている。後者の圧力損失式は FORCHHEIMER¹¹⁾ によつて提案され ERGUN¹²⁾ によつて確立されたもので、基礎式は (1) 式で表される。

$$\Delta P/\Delta L = (1/g_c) \cdot f \cdot \rho \cdot (u_0^2/\epsilon^2) \cdot (a_s/\epsilon) \dots (1)$$

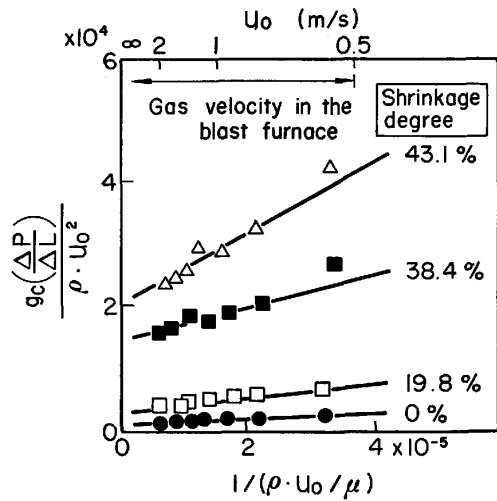


Fig. 2. Experimental results from the gas permeability test through the softened sinter A.

$$f = a_1 + b_1 / (\rho u_0 / a_s \mu) \dots (2)$$

ここで、 a_s は充填物の比表面積 (m²/m³-bed)、 ϵ は空隙率 (—)、 a_1 、 b_1 は定数 (—) である。

(1) 式を変形して整理すると (3) 式を得る。

$$\frac{g_c \cdot (\Delta P/\Delta L)}{\rho u_0^2} = a_1 \cdot (a_s/\epsilon^3) + b_1 \cdot (a_s^2/\epsilon^3) / (\rho u_0/\mu) \dots (3)$$

本実験結果によれば Fig. 2 に示したように、 $g_c \cdot (\Delta P/\Delta L)/\rho u_0^2$ と $1/(\rho u_0/\mu)$ の間には直線関係が成立し、 $1/\rho u_0/\mu$ が $0.6 \times 10^{-5} \sim 3.75 \times 10^{-5}$ の範囲では両者の関係が (3) 式で表せる。すなわち軟化融着して粒子の形態をとどめていない焼結鉱の融着層に対しても、層中のガス流れの圧力損失は本実験のガス流速の範囲内 (空塔流速 0.5~2.0 m/s) では構造的にはガス流速の一次と二次に比例させた式により記述できることが判明した。(3) 式中右辺の第 1 項および第 2 項の分子をそれぞれ α 、 β で表し、総括的通気抵抗係数と称する。

$$\alpha = a_1 \cdot a_s / \epsilon^3 \dots (4)$$

$$\beta = b_1 \cdot a_s^2 / \epsilon^3 \dots (5)$$

Table 2 に示した基礎性状を有する三種類の焼結鉱について、 u_0 が無限大になつても流動や吹き抜けが起らないと仮定して $g_c \cdot (\Delta P/\Delta L)/\rho u_0^2$ と $1/\rho u_0/\mu$ の直線関係の切片および勾配より、各収縮率における α 、 β を求め収縮率との関係を Fig. 3 に示す。 α 、 β は焼結鉱の

Table 2. Characteristics of sinters used for the gas permeability test.

Sample	Chemical composition (%)							RDI (-3 mm%)
	T. Fe	FeO	CaO	SiO ₂	Al ₂ O ₃	MgO	TiO ₂	
Sinter B	56.53	7.64	9.96	6.24	2.02	0.84	0.14	48.2
Sinter C	55.23	7.18	10.42	5.99	2.05	0.92	0.41	33.1
Sinter D	56.08	6.88	9.26	5.88	2.30	1.39	0.85	38.1

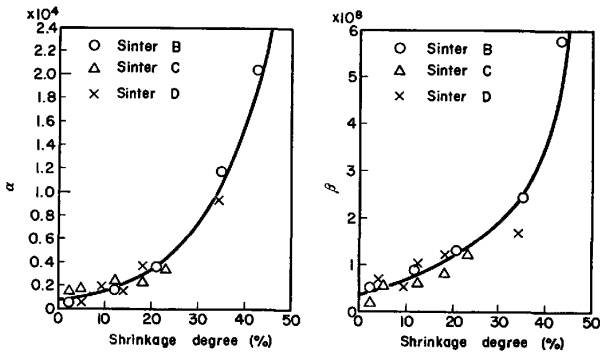


Fig. 3. Relation between the coefficients of gas flow resistances and the shrinkage degree of sinter.

種類によらず収縮率に依存して変化することがわかる。すなわち収縮率が 50% までの範囲では収縮率 γ の関数として、それぞれ(6), (7)式で表すことができる。

$$\alpha = \alpha^0 \cdot e^{0.076 \gamma} \quad \dots\dots\dots (6)$$

$$\beta = \beta^0 \cdot e^{0.056 \gamma} \quad \dots\dots\dots (7)$$

ここで、 α^0 , β^0 は収縮率が 0 のときの総括的通气抵抗係数 (-(, (1/m)) である。

なお、収縮率 γ は焼結鈳の種類が決まれば温度 T (K) の関数として一義的に決定される⁹⁾ ため、以下では $\alpha(T)$, $\beta(T)$ と記す。

3.2 総括的通气抵抗係数 $\alpha(T)$, $\beta(T)$ の決定法

3.1 で述べたように、通气特性を示す総括的通气抵抗係数 $\alpha(T)$, $\beta(T)$ を温度 T の関数として各種装入物について把握する必要があるが、相当な実験工数を要する。一方、昇温荷重還元実験の途中で、各温度についてガス量を変化させて圧力損失を測定することは、還元ガスの供給能力の点からみても不可能である。

そこで、つぎの三種類の試験結果の組み合わせにより、 $\alpha(T)$, $\beta(T)$ を近似的に記述する。

- i) 常温における通气性試験より得られる圧損とガス流速の関係
- ii) ガス流速一定 (50 NI/min) 下で実施した昇温荷重軟化試験による圧損と温度の関係
- iii) 昇温荷重軟化試験で所定の収縮率を与えた軟化融着物を冷却後、常温にてガス量を変化させて測定した圧損とガス流速の関係

$\alpha(T)$, $\beta(T)$ の導出方法を Fig. 4 にしたがって以下に述べる。図中 $f^v(T)$ は(8)式で表されるガス流量 v , 温度 T における摩擦係数であり、 $(Re^v)_v$ は(9)式で表される量である。

$$f^v(T) = \frac{g_c \cdot (\Delta P / \Delta L)}{\rho u_o^2} \quad \dots\dots\dots (8)$$

$$(Re^v)_v = \rho u_o / \mu \quad \dots\dots\dots (9)$$

$$u_o = 10^{-3} v \cdot (T/273) \cdot (1/P) / 60S \quad \dots\dots\dots (10)$$

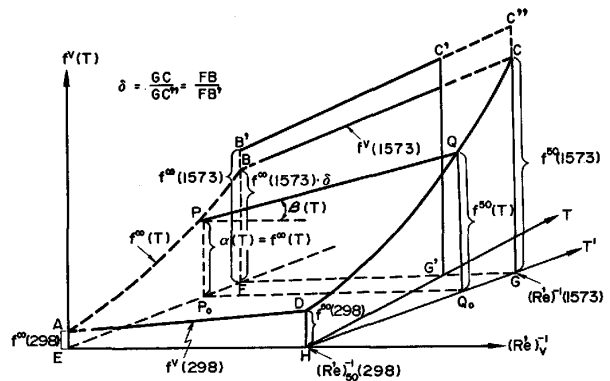


Fig. 4. Schematic diagram for the determination of coefficients of gas flow resistances in the softened bed.

ここで、 v はガス流量 (NI/min), S は反応管の断面積 (m^2), u_o はガスの空塔流速 (m/s), T は温度 (K), P は圧力 (atm) である。

実験より得られる関係は、i) の実験からは AD で示される $f^v(298)$, ii) の実験からは DC で示される $f^{50}(T)$, iii) の実験からは $B'C'$ である。ここで、実験 ii) は昇温荷重還元試験であるため、温度およびガス組成は連続的に変化し、 $(Re^v)_v^{-1}$ の値は温度の上昇とともに HT' に沿って増加する。実験 iii) によつて得られた関係 $B'C'$ を $(Re^v)_v^{-1}$ の大なる方向に外挿したところ、 GC/GC'' の値は GC の値よりも 10~30% 大きい結果となった。この差の主因は $B'C'$ の関係が冷却後の融着層について測定されているために、昇温荷重軟化試験中に比べて融着層中の空隙率が減少したことによるものと推察される。そこで GC/GC'' ($\equiv \delta$) を補正係数と定義し、熱間においても摩擦係数と $(Re^v)_v^{-1}$ との間には直線関係が維持され、 $GC/GC'' = FB/FB'$ が成立するものとして、 $B'C'$ の関係を熱間における関係 BC へと補正した。なお、 δ の値は Fig. 5 からわかるように焼結鈳の種類により異なるが、収縮率が 50% までの範囲内では 0.90 ~ 0.73 となり、収縮率の増加にともない低下傾向を示す。

3.1 で述べたように、 $f^v(T)$ と $(Re^v)_v$ の関係は、

$$f^v(T) = \alpha(T) + \beta(T) / (Re^v)_v \quad \dots\dots\dots (11)$$

で表されるので、 $f^v(298)$, $f^v(1573)$ はそれぞれ次式で与えられる。

$$f^v(298) = \alpha(298) + \beta(298) / (Re^v)_v \quad \dots\dots\dots (12)$$

$$f^v(1573) = \alpha(1573) + \beta(1573) / (Re^v)_v \quad \dots\dots\dots (13)$$

なお、

$$\alpha(298) = f^\infty(298) \quad \dots\dots\dots (14)$$

$$\alpha(1573) = f^\infty(1573) \cdot \delta \quad \dots\dots\dots (15)$$

である。

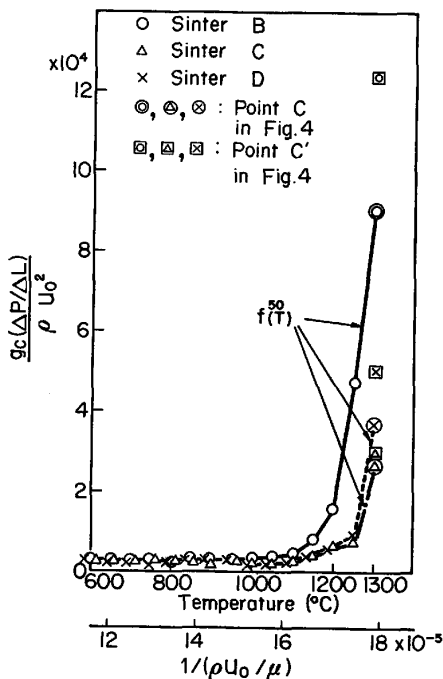


Fig. 5. Change in $f^{50}(T)$ during elevating temperature.

ところで曲線 APB は Fig. 2 に示したように $g_c (\Delta P/\Delta L) / \rho u_0^2$ と $1/\rho u_0/\mu$ の間に成立する直線関係の切片 α の収縮率依存性を示しており、(6)式で表されるように収縮率に対しては指数関数的に増加する。一方実験 ii) においては、温度の上昇とともに収縮率が増加し摩擦係数は曲線 DQC のように上昇するが、上昇の程度は温度が高くなるほど著しく α の場合と同様な変化をする。そこで、AB 間における α の温度にともなう変化割合が、DC 間における $f^{50}(T)$ の温度にともなう変化割合と同じであると仮定し、曲線 APB を(16)式で表した。

$$f^\nu(T) = f^\infty(298) + \frac{\delta \cdot f^\infty(1573) - f^\infty(298)}{f^{50}(1573) - f^{50}(298)} \cdot \left\{ f^{50}(T) - f^{50}(298) \right\} \dots (16)$$

したがって、任意温度における $f^\nu(T)$ と $(Re^\nu)_\nu$ の関係を示す直線 PQ は(17)式で表される。

$$f^\nu(T) = f^{50}(T) - \frac{f^{50}(T) - f^\infty(T)}{(Re^\nu)_{50}^{-1} - (Re^\nu)_{\infty}^{-1}} \cdot (Re^\nu)_{50}^{-1} + \frac{f^{50}(T) - f^\infty(T)}{(Re^\nu)_{50}^{-1} - (Re^\nu)_{\infty}^{-1}} \cdot (Re^\nu)_\nu^{-1} \dots (17)$$

$(Re^\nu)_{\infty}^{-1} = 0$ とみなせるので、任意温度における総合的通气抵抗係数 $\alpha(T), \beta(T)$ が次のように与えられる。

$$\alpha(T) = f^{50}(T) - \frac{f^{50}(T) - f^\infty(T)}{(Re^\nu)_{50}^{-1} - 0} \cdot (Re^\nu)_{50}^{-1} = f^\infty(T) \dots (18)$$

$$\beta(T) = \frac{f^{50}(T) - f^\infty(T)}{(Re^\nu)_{50}^{-1} - 0} = \frac{f^{50}(T) - f^\infty(T)}{(Re^\nu)_{50}^{-1}} \dots (19)$$

以上より、各焼結鉱について昇温荷重軟化実験をおこなえば、(12)~(19)式を用いることにより任意温度における $\alpha(T), \beta(T)$ を算出することができる。

4. 高炉内ガス流れ推定への適用

4.1 軟化融着層内のガス流れの取り扱い

焼結鉱融着層とコークスが交互に存在するいわゆる軟化融着帯内においては、本来は幾層ものスリット構造の中をガスが流れるわけであるが、ここでは Fig. 6 に示すような取り扱いをする。すなわち、焼結鉱融着層 1 層とコークス層 1 層で 1 対の層を形成し、ガスはこの層の中を流れるものと仮定することにより、マクロ的に通気性に異方性を持たせる。また炉高方向の通気抵抗はコークス層と焼結鉱融着層の通気抵抗が直列的に作用し、半径方向については各々が並列的に作用するものとする。

Fig. 6 中の α_r, β_r および α_z, β_z は層に平行な方向および垂直な方向の総合的通气抵抗係数である。これらはつぎのように決定される。

高炉内の装入物を鉱石層とコークス層に大別し、鉱石層の厚さを ΔX_o 、コークス層の厚さを ΔX_c 、層に垂直な方向のガス流速を U_z 、平行な方向のガス流速を U_r とする。(1)式に示した圧力損失式を二次元に拡張すると、層に平行な方向および垂直な方向について(20)、(21)式が得られる。

$$g_c(\partial P/\partial r) = -(\alpha_r \rho U_r + \beta_r \mu) \cdot U_r \dots (20)$$

$$g_c(\partial P/\partial Z) = -(\alpha_z \rho U_z + \beta_z \mu) \cdot U_z \dots (21)$$

層に垂直な方向のガス流れに対しては、鉱石層およびコークス層の圧損は次のように表される。

$$g_c(\partial P/\partial Z)_o = -(\alpha_o \rho U_z + \beta_o \mu) \cdot U_z \dots (22)$$

$$g_c(\partial P/\partial Z)_c = -(\alpha_c \rho U_z + \beta_c \mu) \cdot U_z \dots (23)$$

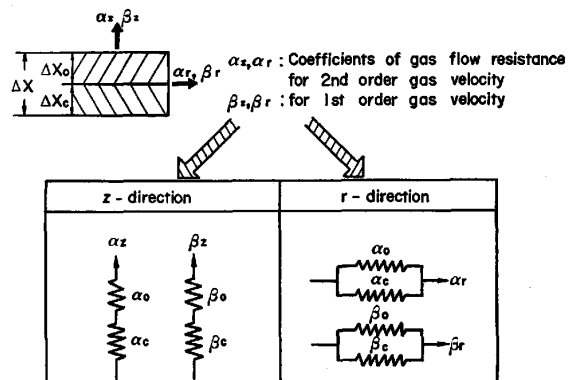


Fig. 6. Modeling of the coefficients of gas flow resistances in charged materials in the blast furnace.

鉱石層およびコークス層から成る1ブロックの圧損は各層の圧損の和に等しく、次式で与えられる。

$$\Delta X (\partial P / \partial Z) = \Delta X_o \cdot (\partial P / \partial Z)_o + \Delta X_c \cdot (\partial P / \partial Z)_c \dots\dots\dots (24)$$

ここで、

$$\Delta X = \Delta X_o + \Delta X_c \dots\dots\dots (25)$$

である。

(22), (23)式を(24)式に代入すると、

$$\Delta X \cdot (\alpha_r \rho U_z + \beta_r \mu) \cdot U_z = \Delta X_o \cdot (\alpha_o \rho U_z + \beta_o \mu) \cdot U_z + \Delta X_c (\alpha_c \rho U_z + \beta_c \mu) \cdot U_z \dots\dots\dots (26)$$

が得られ、(26)式が恒等的に成立するための流速に関する一次および二次の係数比較より、 α_z, β_z は次のように表すことができる。

$$\alpha_z = (\Delta X_o \cdot \alpha_o + \Delta X_c \cdot \alpha_c) / \Delta X \dots\dots\dots (27)$$

$$\beta_z = (\Delta X_o \cdot \beta_o + \Delta X_c \cdot \beta_c) / \Delta X \dots\dots\dots (28)$$

つぎに、層に平行な方向のガス流れに対しても、層に垂直な方向のガス流れの場合と同様に、鉱石層およびコークス層の圧損は、各層を流れるガス流速を $(U_r)_o, (U_r)_c$ とすると、つぎのように与えられる。

$$g_c (\partial P / \partial r)_o = - \{ \alpha_o \rho (U_r)_o + \beta_o \mu \} \cdot (U_r)_o \dots\dots\dots (29)$$

$$g_c (\partial P / \partial r)_c = - \{ \alpha_c \rho (U_r)_c + \beta_c \mu \} \cdot (U_r)_c \dots\dots\dots (30)$$

鉱石層およびコークス層の圧損が等しいという条件より、

$$(\partial P / \partial r) = (\partial P / \partial r)_o = (\partial P / \partial r)_c \dots\dots\dots (31)$$

および各層を流れるガス流量が保存される条件より、

$$\Delta X \cdot U_r = \Delta X_o \cdot (U_r)_o + \Delta X_c \cdot (U_r)_c \dots\dots\dots (32)$$

が成立する。

(29)~(32)式より

$$\begin{aligned} & (\alpha_r \rho U_r + \beta_r \mu) \cdot U_r \\ &= \{ \alpha_o \rho (U_r)_o + \beta_o \mu \} \cdot (U_r)_o \\ &= \{ \alpha_c \rho (U_r)_c + \beta_c \mu \} \cdot (U_r)_c \dots\dots\dots (33) \end{aligned}$$

が得られ、(33)式が恒等的に成立するための係数比較より、

$$\alpha_r U_r^2 = \alpha_o (U_r)_o^2 = \alpha_c (U_r)_c^2 \dots\dots\dots (34)$$

$$\beta_r U_r = \beta_o (U_r)_o = \beta_c (U_r)_c \dots\dots\dots (35)$$

が求まる。

(34)式を(32)式に代入し U_r で除すと、

$$\frac{\Delta X}{\sqrt{\alpha_r}} = \frac{\Delta X_o}{\sqrt{\alpha_o}} + \frac{\Delta X_c}{\sqrt{\alpha_c}} \dots\dots\dots (36)$$

(35)式を(32)式に代入し U_r で除すと、

$$\frac{\Delta X}{\beta_r} = \frac{\Delta X_o}{\beta_o} + \frac{\Delta X_c}{\beta_c} \dots\dots\dots (37)$$

が得られ、 α_r は(36)式で、 β_r は(37)式で与えることが

できる。

4.2 軟化融着帯のガス流れ

総括的通气抵抗係数 $\alpha(T), \beta(T)$ を温度分布に対応させ、羽田野ら¹³⁾の開発した高炉内ガス流れモデルに入力することにより、高温荷重軟化性状の高炉内ガス流れおよび通気性に与える影響について検討した。

高炉解体調査においては、軟化融着帯形状としてはW, フラット, 逆V, V型が認められており、各々それらに

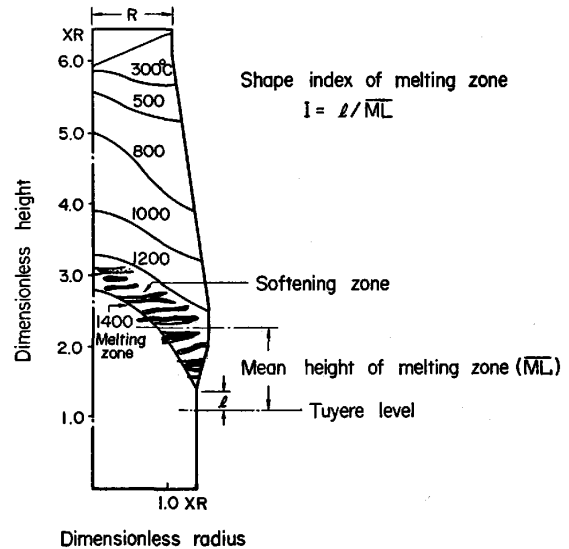


Fig. 7. Example of the temperature distribution in the blast furnace.

Table 3. Base conditions for calculation.

Blast volume	(Nm ³ /min)	5 670
Oil injection	(kl/h)	6.3
Oxygen enrichment	(Nm ³ /h)	0
Top pressure	(g/cm ² G)	2 400
Ore/Coke ratio	(-)	3.91
Sinter ratio	(%)	100

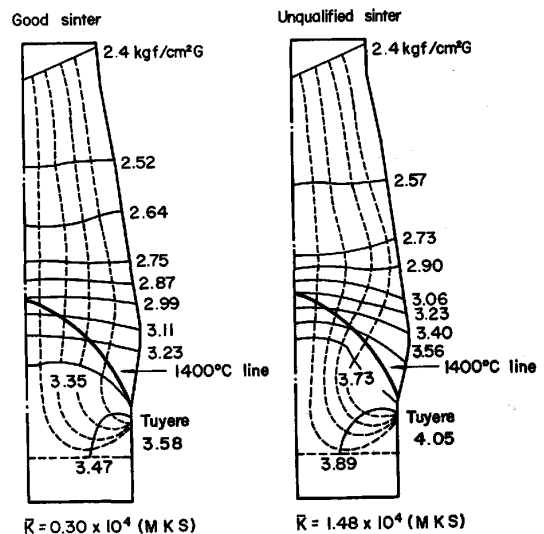


Fig. 8. Effect of gas flow resistance for softened sinters on the gas flow in the blast furnace.

対応した操業条件が報告されているが、ここでは逆V型を基本として Fig. 7 に示すように炉内温度分布を設定した。また鉱石類は 1400°C で溶融滴下するものとし、この温度ラインを溶解帯と定義して放物線近似で与え、必要に応じて変化させた。

計算は Table 3 に示す操業条件を基準におこなった。

4.2.1 焼結鉱高温荷重軟化性状の高炉内ガス流れにおよぼす影響

Fig. 8 は高温荷重軟化性状の劣る焼結鉱を使用した場合の高炉内ガス流れ分布を計算した結果を、高温荷重軟化性状の良好な焼結鉱を使用した場合と比較して示したものである。図中の K は (38) 式より算出される高温荷重軟化性状試験より得られた 1000°C 以上の温度域における通気抵抗の平均値である。

$$\bar{K} = \frac{1}{t^\circ - 1000} \int_{1000}^{t^\circ} K(t) dt \dots\dots\dots (38)$$

ここで、 \bar{K} は高温部平均通気抵抗指数 (MKS 単位)、 t° は温度 (°C)、 $K(t)$ は温度 t における通気抵抗指数 (MKS 単位) である。

高温荷重軟化性状が悪化 (\bar{K} が上昇) すると、半径方向の速度成分が増加し、ガス流れは軟化融着帯近傍において炉壁寄りとなることわかる。この場合の融着帯内における平均的な総括的通気抵抗係数 ($\bar{\alpha}_r, \bar{\alpha}_z, \bar{\beta}_r, \bar{\beta}_z$) は $(1.8 \times 10^4, 5.4 \times 10^4, 1.0 \times 10^8, 1.9 \times 10^8)$ から $(5.3 \times 10^4, 10.6 \times 10^4, 2.1 \times 10^8, 6.7 \times 10^8)$ に変化している。軟化融着帯では焼結鉱の融着層とコークス層が交互に重畳されているために、垂直方向の通気抵抗に比して半径方向の通気抵抗は小さく、その程度は焼結鉱の高温部通気抵抗指数が大きくなるほど著しくなる。したがって、軟化融着帯内における通過ガスの半径方向速度成分が増加し、炉壁寄りのガス流れが発達するものと考えられる。また \bar{K} の増加にともなう送風圧も 3.58 kgf/cm²G から 4.05 kgf/cm²G に増加する。

このように炉下部まで荷重軟化性状が良好で収縮率の小さい焼結鉱は、軟化融着帯における圧力損失を低下させて炉内の通気性改善に大きく寄与するものと考えられる。

4.2.2 溶解帯形状の炉内ガス流れにおよぼす影響

溶解帯の平均高さを一定 (1400°C ラインの下部面積を一定) として、その炉芯部および炉壁部高さを変化させることにより、溶解帯形状が変化した場合における焼結鉱高温荷重軟化性状の高炉内ガス流れにおよぼす影響を検討した。なお、便宜上溶解帯形状の変化を次式で指数化した。

$$I = l/\overline{ML} \dots\dots\dots (39)$$

ここで、 l は羽口レベルを基準とした炉壁部溶解帯高さ (m)、 \overline{ML} は羽口レベルを基準とした平均溶解帯高さ (m) であり、 I を溶解帯形状度と称する。

溶解帯形状度の変化が炉内圧力分布およびガス流れにおよぼす影響を Fig. 9 に、高炉通気抵抗指数 $KR^{(4)}$ におよぼす影響を Fig. 10 に示す。溶解帯形状度 I が低下して逆V型化が強化されるほど、軟化融着帯付近でのガス流れは炉壁寄りとなるが、高炉全体の圧損は低下する。一方、 K の大きい焼結鉱の場合ほど、溶解帯形状度 I の高炉通気抵抗指数 KR におよぼす影響は大きい。

溶解帯形状度 I が小さくなると融着帯最上層が炉上部へ移動すると、融着帯内に位置するコークス層の層数が

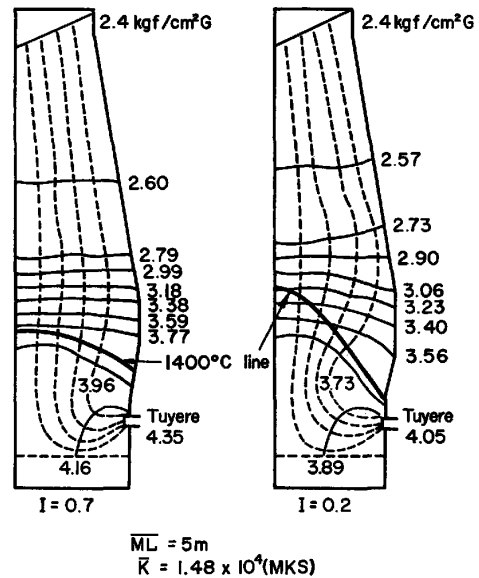


Fig. 9. Effect of the shape of melting zone on the gas flow in the blast furnace.

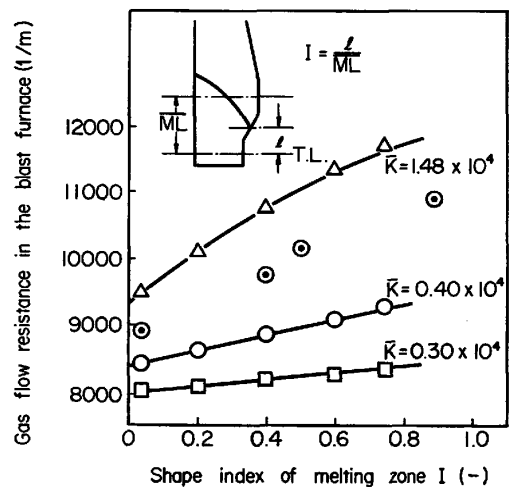


Fig. 10. Influence of the shape of melting zone on the gas flow resistance in the blast furnace. (⊙ : Operating results in Kashima No. 2 blast furnace from Oct. 1977 to April 1978)

増加し、ガスの通過しやすいいわゆるコークスリット
の断面積が増加する。したがって、溶解帯形状度 I の大
きい場合に比べて半径方向のガス流れがより優先的にな
り、半径方向に多くのガスが分配されるようになる。し
かしながら、軟化融着帯の通気抵抗は塊状帯の通気抵抗
よりも大きいため、軟化融着帯を低圧損にて半径方向
に通過した方が全体の圧損は小さくなる。高温荷重軟化
性状が悪化した場合ほどこの傾向が著しくなる結果、溶
解帯形状度 I の変化が圧損に与える影響が大きくなるも
のと考えられる。

以上のことから、実操業においても焼結鉍の高温荷重
軟化性状が悪化した場合においては、炉熱を一定に維持
するために ML を一定に保ちつつ羽口破損を起こさな
い範囲において、溶解帯形状度 I を小さくして逆V型化
を強化することにより、炉内通気性の改善が期待でき
る。Fig. 10 中の◎印は平均溶解帯高さのほぼ等しい時
期について、炉頂ゾンデ測定値から求めた¹⁵⁾溶解帯形状
度 I と高炉通気抵抗指数 KR の関係を示したものであ
る。計算結果と同様に、溶解帯形状度 I の低下にともな
って、高炉通気抵抗指数 KR が低下する傾向が認めら
れる。

5. 結 言

焼結鉍の高温荷重軟化性状試験および焼結鉍軟化融着
層の通気性試験をおこない、ガス流速の一次および二次
の項を含む圧力損失式に実験データを適用することによ
り、通気抵抗係数を収縮率または温度の関数として表し
た。

また、この結果を高炉ガス流れモデルに適用して、高
温荷重軟化性状と高炉内ガス流れとの関連性を検討し
た。それによると、

(1) 焼結鉍の高温荷重軟化性状の悪化にともなつ
て、炉内ガス流れは炉壁寄りとなり送風圧も上昇する。

(2) 溶解帯形状がシャープな逆V型となるほど、高
炉全体の通気性は良好となる。

(3) 焼結鉍の高温荷重軟化性状が悪化した場合に
は、羽口破損を起こさない範囲で溶解帯形状をシャープ
な逆V型にすることにより、通気性の改善が期待でき
る。

ことが示された。

最後に、本研究を遂行するにあたり、終始御指導を賜
りました住友金属工業(株)中央技術研究所長西岡邦夫博
士、波崎研究センター所長邦武立郎博士、および有益なる
御助言をいただきました同研究所次長羽田野道春博士に
厚く感謝いたします。

文 献

- 1) 斧 勝也, 肥田行博, 重見彰利, 児玉惟孝: 鉄と
鋼, 61 (1975), p. 777
- 2) 斧 勝也, 山口一良, 重見彰利, 西田信直, 神原
健二郎: 鉄と鋼, 65 (1979), p. 505
- 3) 佐藤勝彦, 沢村靖昌, 神原健二郎, 古井建夫: 鉄
と鋼, 65 (1979), p. 1673
- 4) 土屋 脩, 杉山 健, 小野田守, 藤田勇雄: 鉄と
鋼, 66 (1980), p. 1830
- 5) 山岡洋次郎, 堀田裕久, 梶川脩二: 鉄と鋼, 66
(1980), p. 1850
- 6) 井上勝彦, 池田 政, 上仲俊行: 鉄と鋼, 68
(1982), p. 2431
- 7) 児玉惟孝, 堀尾竹弘, 肥田行博: 鉄と鋼, 52
(1966), p. 295
- 8) 杉山 喬, 佐藤裕二, 中村正和, 原 行明: 鉄と
鋼, 66 (1980), p. 1908
- 9) 岩永祐治: 鉄と鋼, 68 (1982), p. 2223
- 10) P. C. CARMAN: Trans. Inst. Chem. Eng., 15
(1937), p. 150
- 11) A. F. SCHEIDEGGER: Handbuch der Physik VII
12 (1963), p. 625
- 12) S. ERGUN: Chem. Eng. Progress, 48 (1952),
p. 89
- 13) 羽田野道春, 栗田興一, 岡根幸司: 鉄と鋼, 63
(1977), p. 217
- 14) 的場祥行, 下田輝久: 鉄と鋼, 60 (1974), S 354
- 15) 羽田野道春, 沖 宏治, 山岡秀行, 山縣千里: 鉄
と鋼, 65 (1979), S 602