
高炉多重同心円モデル

A Multi-Cylindrical Model of Blast Furnace

板谷 宏(Hiroshi Itaya) 荒谷 復夫(Fukuo Aratani) 可児 明(Akira Kani) 清
原 庄三(Shozo Kiyohara)

要旨：

高炉の操業条件、シャフトガスサンプラーの測定値などから炉内温度分布、半径方向の装入物降下速度分布などを推定する多重同心円モデルを開発し、このモデルによる推定結果と高炉の操業実績との対応を検討した。本モデルは高炉の操業状態をよく表し、以下のことがあきらかとなった。(1) 装入物降下速度分布は炉況に大きな影響をおよぼす。(2) 炉口部半径方向の温度分布は炉内熱流比分布と等価である。(3) 熱損失は炉壁際融着帯位置の影響を受ける。(4) 炉下部滴下帯の大きさは炉熱に大きな影響をおよぼす。

Synopsis：

A multi-cylindrical model of the blast furnace was developed. It was intended to estimate the temperature profile, radial distribution of the burden descending rate, and ore/coke ratio, by using various operating conditions and measurements with a shaft gas sampler. Calculated values were compared with operational data of the blast furnace, giving good agreement. This model was found to be able to describe operating conditions of the blast furnace. By making use of the model the following results were obtained: (1) Radial distribution of the burden descending rate has a great effect on the operating state of the blast furnace. (2) Radial distribution of temperature at the throat is equivalent to that of the thermal flow ratio of the burden and gas. (3) Heat loss is dependent on the height of the cohesive zone at the wall side and decreases with a decrease in height. (4) Thermal state of the blast furnace depends on the extent of the high temperature region.

(c)JFE Steel Corporation, 2003

本文は次のページから閲覧できます。

高炉多重同心円モデル

A Multi-Cylindrical Model of Blast Furnace

板 谷 宏*
Hiroshi Itaya

荒 谷 復 夫*
Fukuo Aratani

可 児 明**
Akira Kani

清 原 庄 三***
Shozo Kiyohara

Synopsis:

A multi-cylindrical model of the blast furnace was developed. It was intended to estimate the temperature profile, radial distribution of the burden descending rate, and ore/coke ratio, by using various operating conditions and measurements with a shaft gas sampler. Calculated values were compared with operational data of the blast furnace, giving good agreement. This model was found to be able to describe operating conditions of the blast furnace. By making use of the model the following results were obtained:

- 1) Radial distribution of the burden descending rate has a great effect on the operating state of the blast furnace.
- 2) Radial distribution of temperature at the throat is equivalent to that of the thermal flow ratio of the burden and gas.
- 3) Heat loss is dependent on the height of the cohesive zone at the wall side and decreases with a decrease in height.
- 4) Thermal state of the blast furnace depends on the extent of the high temperature region.

1. 緒 言

近年、高炉の燃料比が低減するとともに溶銑成分の安定化や銑鉄中のSiを低下させることが重要視されつつある。これを実現するには炉況の安定化が前提となり、とくに炉口径の大きな大型高炉では炉況に大きな影響をおよぼす炉内温度分布、半径方向の鉱石とコークスの比(O/C)分布、装入物降下速度分布、ガス流量分布などの分布制御が重要である。これらを制御する手段としてはムーバブルアーマー(MA)や装入スケジュールの変更などがあるが、これらの炉内分布を操業中に実

測することはむずかしく、従来は炉口部やシャフト上部で測定される半径方向の温度分布やガス成分分布などを管理指標として炉況調整が行なわれていた。しかし、この炉口部やシャフト上部での測定値は種々の炉内現象の複雑に交絡した情報を与えるもので、さらに適切な分布制御を行なうには炉内での個々の因子の分布を把握することが不可欠の条件となる。

本報ではこのような観点から稼動中高炉の炉内状態を把握するため、操業条件、シャフトガスサンプラーの測定値などから炉内温度分布、装入物降下速度分布、O/C分布などを推定するモデルを開発し、モデルによる推定結果と操業との対応を

* 技術研究所水島研究部主任研究員・工博

*** 水島製鉄所システム部システム室

〔昭和56年6月12日原稿受付〕

** 水島製鉄所製鉄部製鉄技術室主任(掛長)

検討した結果を報告する。検討には水島第2高炉でMA, 複合送風条件, O/Cなどを変更した実験操作時のデータをMA, O/Cで12ケースに分類して使用した。

2. モデルの概要

2.1 モデルの前提

本モデルでは高炉をFig.1に示すように多重同心円状に分割し, 次の仮定を置いた。

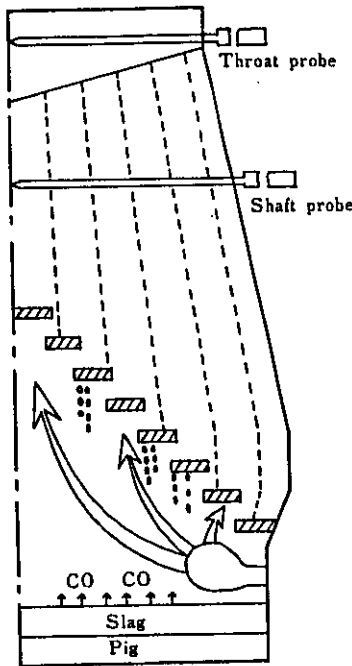


Fig. 1 Schematic diagram of blast furnace

- (1) 各分割領域間では装入物およびガスの出入は無い。
- (2) 各分割領域で生成する銑鉄の成分と温度は同一である。
- (3) 装入物降下速度は半径方向で直線分布する。
- (4) 半径方向の炉頂ガス成分分布はシャフトガスサンプラーで測定されるガス成分分布と同一である。

以上の仮定のもとに各分割領域ごとに物質収支と熱収支から銑鉄生成速度, コークス消費速度, ガス流量などを求め, これらを用いて層頂から炉

下部に向って温度分布を計算する。この物質収支と熱収支の計算には各分割領域ごとのボッシュガス成分と温度が必要である。高炉では滴下帯や炉床でFeOを含むスラグの直接還元やスラグ-メタル間反応でCOガスが発生するためFig.1に示すように羽口前ガスが各分割領域に分配される過程でこのCOガスを巻込むと考えられる。そこでボッシュガスは羽口前ガスにこのCOガスが1500℃で混入したものと仮定し, その混入量は収支計算から求めるようにした。

2.2 各分割領域での反応量

各分割領域での反応量は各領域ごとの物質収支と熱収支から求める。中心から k 番目の分割領域での炉頂乾ガス量, 炉頂ガス中水分, 銑鉄生成量, ソリューションロス炭素量, 炉下部で混入するCO量はこれらを未知数として次の連立方程式の解として求める。

$$\frac{28}{2240} \cdot N_2(k) \cdot v(k) = N_{BV} + \frac{a_N}{a_C} \cdot \{(a+b) \cdot x(k) + y(k)\} \quad \dots\dots\dots (1)$$

$$\frac{2}{2240} \cdot H_2(k) \cdot v(k) + \frac{2}{18} \cdot w(k) = H_{BV} + \frac{a_H}{a_C} \cdot (a+b) \cdot x(k) \quad \dots\dots\dots (2)$$

$$\frac{12}{2240} \cdot \{CO(k) + CO_2(k)\} \cdot v(k) = C_{BV} + b \cdot x(k) + y(k) + \frac{12}{22.4} \cdot z(k) \quad \dots\dots\dots (3)$$

$$\frac{16}{2240} \cdot \{CO(k) + 2 \cdot CO_2(k)\} \cdot v(k) + \frac{16}{18} \cdot w(k) = O_{BV} + (c+d) \cdot x(k) + \frac{16}{22.4} \cdot z(k) \quad \dots\dots\dots (4)$$

$$Q_{BV} + Q_R + Q_M = Q_P + Q_S + Q_{SH} + Q_T + Q_L \quad \dots\dots\dots (5)$$

ただし,

$v(k)$: 炉頂乾ガス量 [$Nm^3/10^3Nm^3-b$]

$w(k)$: 炉頂ガス中水分 [$kg/10^3Nm^3-b$]

$x(k)$: 銑鉄生成量 [$kg/10^3Nm^3-b$]

$y(k)$: ソリューションロス炭素量 [$kg/10^3Nm^3-b$]

$Z(k)$: 混入CO量 [$Nm^3/10^3Nm^3-b$]

$CO(k), CO_2(k), H_2(k), N_2(k)$: 炉頂ガス成分 [%]

N_{BV} , H_{BV} , C_{BV} , O_{BV} : 送風, 送風湿分, 羽口前
 燃焼コークス, 重油から発生する N, H,
 C, O [$\text{kg}/10^3\text{Nm}^3\text{-b}$]

a_N , a_H , a_C : コークス中 N, H, C 含有率 [—]

a : 鉄鉄中 C [$\text{kg}/\text{kg-pig}$]

b , c : 鉄鉄中 Si, Mn などの還元でガス化する
 C, O [$\text{kg}/\text{kg-pig}$]

d : 鉬石中の被還元酸素 [$\text{kg}/\text{kg-pig}$]

Q_{BV} : 送風, 羽口前燃焼コークス, 重油から発
 生する熱量 [$\text{kcal}/10^3\text{Nm}^3\text{-b}$]

Q_R : 間接還元熱 [$\text{kcal}/10^3\text{Nm}^3\text{-b}$]

Q_M : 混入 CO の顕熱 ["]

Q_P : 溶鉄, 溶滓顕熱と Si などの還元熱 ["]

Q_S : ソリリューションロス反応熱 ["]

Q_T : 炉頂ガス顕熱とコークス水分蒸発熱 ["]

Q_L : 熱損失 ["]

さらにコークス消費量, 鉬石消費量, 還元ペ
 レット消費量は上記の連立方程式の解を用いて次式
 で与えられる。

$$C_{\text{Coke}}(k) = \{C_B + (a+b) \cdot x(k) + y(k)\} / a_C \quad \dots\dots\dots (6)$$

$$O_{\text{re}}(k) = f_O \cdot x(k) / T_{Fe} \quad \dots\dots\dots (7)$$

$$R_P(k) = f_R \cdot x(k) / T_{RP} \quad \dots\dots\dots (8)$$

ここで,

$C_{\text{Coke}}(k)$, $O_{\text{re}}(k)$, $R_P(k)$: コークス, 鉬石, 還
 元ペレットの消費量 [$\text{kg}/10^3\text{Nm}^3\text{-b}$]

C_B : 羽口前で燃焼するコークス中 C
 [$\text{kg}/10^3\text{Nm}^3\text{-b}$]

f_O , f_R : 鉄鉄中の鉬石と還元ペレットに由来する
 鉄分 [—]

T_{Fe} , T_{RP} : 鉬石と還元ペレットの鉄分 [—]

一方, 装入物降下速度を半径方向で直線と仮定
 すると k 番目の領域での降下速度 $U_B(k)$ [m/h]
 は A をパラメータとして (9) 式で表わされる。

$$U_B(k) = A \cdot \left\{ R(k) - \frac{k}{1} (R(k) \cdot S(k)) / S \right\} + U_B \quad \dots\dots\dots (9)$$

A : 降下速度分布を表わす傾きのパラメータ
 [$1/\text{h}$]

$S(k)$, $R(k)$: k 番目の領域の面積 [m^2] と面積
 中心の半径 [m]

S : 高炉の断面積 [m^2]

U_B : 装入物の平均降下速度 [m/h]

したがって, 風量 $BV(k)$ [$10^3\text{Nm}^3/\text{h}$], 炉頂ガ
 ス流量 $U_V(k)$ [$10^3\text{Nm}^3/\text{h}$], 鉄鉄生成速度 $U_{\text{pig}}(k)$
 [t/h], コークス消費速度 $U_{\text{coke}}(k)$ [t/h], 鉬石消費
 速度 $U_{\text{ore}}(k)$ [t/h], 還元ペレット消費速度は (10)
 ~ (15) 式で表わされる。

$$BV(k) = U_B(k) / \{ C_{\text{Coke}}(k) / \rho_C + O_{\text{re}}(k) / \rho_O + R_P(k) / \rho_R \} \quad \dots\dots\dots (10)$$

$$U_V(k) = v(k) \cdot BV(k) / 1000 \quad \dots\dots\dots (11)$$

$$U_{\text{pig}}(k) = x(k) \cdot BV(k) / 1000 \quad \dots\dots\dots (12)$$

$$U_{\text{coke}}(k) = C_{\text{Coke}}(k) \cdot BV(k) / 1000 \quad \dots\dots\dots (13)$$

$$U_{\text{ore}}(k) = O_{\text{re}}(k) \cdot BV(k) / 1000 \quad \dots\dots\dots (14)$$

$$U_{\text{RP}}(k) = R_P(k) \cdot BV(k) / 1000 \quad \dots\dots\dots (15)$$

ここで ρ_C , ρ_O , ρ_R : コークス, 鉬石, 還元ペレット
 の嵩密度 [kg/m^3]

本モデルでは各分割領域の炉頂ガス組成として
 シャフトガスサンプラーの測定値を使用するが,
 ガスサンプラーが装入物表面から 3~5 m 下方に
 設置されており, 温度条件によっては装入物表面
 からサンプラー設置位置までの間でのガス成分の
 変化を無視できない場合がある。そこで, シャフ
 トガス分析値を各分割領域の総和から計算される
 炉頂ガス組成と実績炉頂ガス組成との差により補
 正する。この補正したガス分析値を用いて再度 (1)
 ~ (15) の計算を繰返し各分割領域の反応量を求め
 る。

2.3 装入物降下速度分布の評価

前述のように各分割領域の反応量は装入物降下
 速度分布を表わすパラメータ A の値により変化する
 のでこの A の値の妥当性を評価する必要がある。
 A の値は次式により計算炉頂ガス温度と実績値と
 の差により評価する。

$$E(A) = \{1 - (H_{\text{cont}} / H_{\text{cap}})\}^2 \quad \dots\dots\dots (16)$$

ここで,

$E(A)$: 任意の A に対する評価値

H_{cont} , H_{cap} : 各分割領域の総和として計算され
 る炉頂ガス含熱量と熱容量

T_{top} : 実績炉頂ガス温度

すなわち, パラメータ A の任意の値に対して評
 価値 $E(A)$ が求まり, A を適当に変化させ $E(A)$
 が最小となる A を求めればこのとき A が最もよく
 装入物降下速度分布を表わし, 各分割領域の反応
 量が決定される。

2.4 温度分布の計算

高炉内の温度分布には懸垂型温度計¹⁾や垂直ゾンデの測定結果²⁻³⁾にみられるように1000℃附近に熱保存帯が現われ、この熱保存帯より上方の間接還元領域では反応熱や熱損失は小さく、ガス-固体間の伝熱が支配的要因となっている。これに対して熱保存帯より下方の領域では大きな吸熱をとまうソリューションロス反応が活発に起こり、温度分布はガス-装入物間の伝熱とソリューションロス反応により支配されている。また垂直ゾンデの測定結果ではソリューションロス反応はFeOの間接還元で生成するCO₂の供給が律速となっている。したがって、炉内微小高さでのガスと装入物の熱収支と物質収支から次の4式が得られ、これを解けば高さ方向の温度分布が求まる。

$$\frac{d(W_g \cdot T)}{dZ} = H_v \cdot S \cdot (T - t) + (1 - \beta) \times \Delta H \cdot R \cdot S \quad \dots\dots\dots(17)$$

$$\frac{d(W_s \cdot t)}{dZ} = H_v \cdot S \cdot (T - t) + \beta \cdot \Delta H \cdot R \cdot S \quad \dots\dots\dots(18)$$

$$\frac{dG_g}{dZ} = -\frac{M_O + M_C}{M_C} \cdot R \cdot S \quad \dots\dots\dots(19)$$

$$\frac{dG_s}{dZ} = -\frac{M_O + M_C}{M_C} \cdot R \cdot S \quad \dots\dots\dots(20)$$

ここで、Z：装入物面からの距離[m]

T, t：ガスと装入物の温度[℃]

S：断面積[m²]

R：ソリューションロス反応速度[kg-c/m³-bed-h]

ΔH：FeO+C=Fe+COの反応熱[kcal/kg-c]

W_g, W_s：ガスと装入物の熱容量流量[kcal/h℃]

G_g, G_s：ガスと装入物の流量[Nm³/h], [kg/h]

M_O, M_C：酸素と炭素の原子量[g/atom]

β：反応熱ΔHに対して装入物が供給する割合[-]

高炉内の温度分布は各分割領域ごとに装入物温度が950℃以下の領域とこれ以上の温度領域とに分け、装入物面から炉下部に向かって計算した。

(1) 装入物面から950℃までの温度分布

この領域では反応熱や熱損失は小さく、これを無視すればW_g, W_sは一定であり、また断面積も

変化しないとすれば装入物面でのガスと装入物の温度T₀, t₀を境界条件として(17), (18)式は解析的に解け、温度分布は(21), (22)式で計算される。

$$T = \frac{\alpha(T_0 - t_0)}{\alpha - 1} \cdot \exp \left\{ \frac{H_v \cdot S}{W_s} \cdot (\alpha - 1) \cdot Z \right\} + \frac{\alpha t_0 - T_0}{\alpha - 1} \quad \dots\dots\dots(21)$$

$$t = \frac{T_0 - t_0}{\alpha - 1} \cdot \exp \left\{ \frac{H_v \cdot S}{W_s} \cdot (\alpha - 1) \cdot Z \right\} + \frac{\alpha t_0 - T_0}{\alpha - 1} \quad \dots\dots\dots(22)$$

ここでαは熱流比でα=W_s/W_gと定義される。

(2) 950℃以上の領域での温度分布

950℃以上の領域ではソリューションロス反応を考慮しなければならないが垂直ゾンデによる測定結果を参考に反応速度を(23)式のように1175℃を頂点とするσ=75℃の正規分布と仮定し、頂点での反応速度R₀をパラメータとした。

$$R = R_0 \exp \left\{ -\frac{(t - 1175)^2}{75^2/2} \right\} \quad \dots\dots\dots(23)$$

このときソリューションロス反応は950℃附近から始まり、装入物が熔融滴下する1400℃附近で終了することになる。温度分布はこの領域を高さ方向に微小区間に分割し、装入物温度が950℃の位置から炉下部に向かって各微小区間ごとに(17)~(20)式の収束計算から求めた。また、パラメータR₀は装入物温度が950℃~1400℃の範囲でのソリューションロス量 $\int_{Z_{950}}^{Z_{1400}} R \cdot S \cdot dZ$ がy(k)・BV(k)に一致するまで修正した。

ここで、Z₁₄₀₀, Z₉₅₀はそれぞれ装入温度が1400℃と950℃に達する装入物面からの距離である。

3. 計算結果

Table 1に各分割領域での反応量の計算結果の1例を示す。各分割領域での計算値は対比すべき実績値がなく直接評価できないが、これらの総和として得られる高炉全体としての計算値と実績値を比較すると誤差はいずれも1%程度である。羽口前ガスに混入するCO量の総和は0でなければならないが計算値は235Nm³/hである。この値は送風1000Nm³当りでは0.8Nm³であり、送風1000Nm³当りCOが420Nm³以上発生することを考慮

Table 1 Comparison of calculated results and operational data

	1 (center)	2	3	4	5	6 (wall)	Total a	Actual b	Error $(a-b)/b \times 100$
Production rate (t/h)	5.03	29.06	39.76	59.40	61.55	64.21	259.0	256.3	1.1%
Coke consumption (t/h)	2.52	12.25	16.66	24.35	25.17	26.52	107.5	108.2	0.6%
Blast volume ($10^3 \text{Nm}^3/\text{h}$)	6.85	31.59	43.20	63.02	65.30	68.62	278.6	274.5	1.5%
CO mixed (Nm^3/h)	497	520	-198	17	-373	-228	235 (0.8%)		
O/C (-)	3.215	3.820	3.845	3.930	3.940	3.910	3.883	3.867	0.4%
Descending rate (m/h)	3.11	3.28	3.45	3.60	3.74	3.86			

• $\text{Nm}^3/10^3 \text{Nm}^3\text{-blast}$

すれば誤差範囲とみなすことができる。

Table 2 は各ケースについての各分割領域の総和として得られる出鉄量、コークス消費量などの計算値の実績値からの偏差を示すが、いずれも1%程度の誤差である。同表には周辺と中心の装入物降下速度の比 U_w/U_c を示すが、各ケースごとにこの比は変化しており、MA の位置、O/C、複合送風条件などにより降下速度分布が変化することがわかる。また、ケース1と6は他の場合に比べ周辺での降下速度が相当大きい両ケースとも中心吹抜けに近い操業状態にあり、この結果は妥当なものと考えられる。

Fig. 2 にシャフト上部の炉壁際に設置した装入物層厚計により測定した炉壁部 O/C と炉壁部 O/C の計算値の関係を示す。層厚計により測定される O/C の変化は装置の機構上実質以上に变化するため両者の絶対値による比較は難しいが、両者の変化はよく対応しており本モデルの計算結果は高炉内の状態をよく反映していると考えられる。

4. 高炉内分布と操業との対応

4.1 シャフトガス分布と炉内温度分布

Fig. 3 に過中心流操業と判断される場合のシャ

Table 2 Deviation and difference between calculated results and operational data

Case	Production rate (%)	Coke Consumption (%)	Blast volume (%)	CO Mixed Nm^3	O/C (%)	U_w/U_c (%)
1	0.95	0.89	3.15	1.6	0.13	1.52
2	1.07	0.60	1.48	0.8	0.41	1.24
3	1.04	0.99	1.65	0.8	0.21	1.20
4	1.03	0.98	1.31	0.1	0.08	1.05
5	1.07	1.01	1.35	0.3	0.21	1.14
6	0.93	0.88	1.21	0.4	0.08	1.37
7	1.16	1.10	1.01	1.7	0.13	1.13
8	1.18	1.12	1.09	1.4	0.26	1.08
9	1.03	0.99	1.22	0.4	0.26	0.84
10	1.23	1.19	0.13	0.1	1.01	1.03
11	1.13	1.10	1.07	1.3	0.50	0.95
12	0.98	0.95	1.13	0.1	0.40	0.82
Average	1.06	1.02	1.31	0.8	0.31	1.11

Deviation : (Calculated value - Operational data) / Op. data $\times 100$

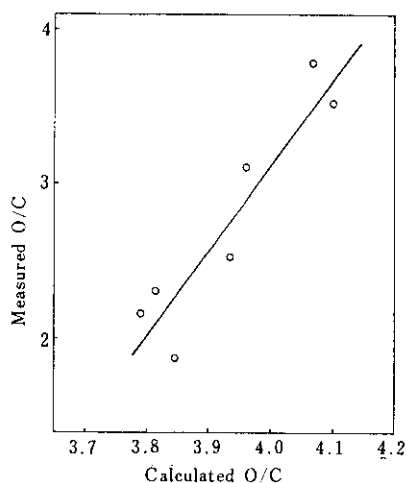


Fig. 2 Comparison of calculated and measured ore to coke ratio at wall side

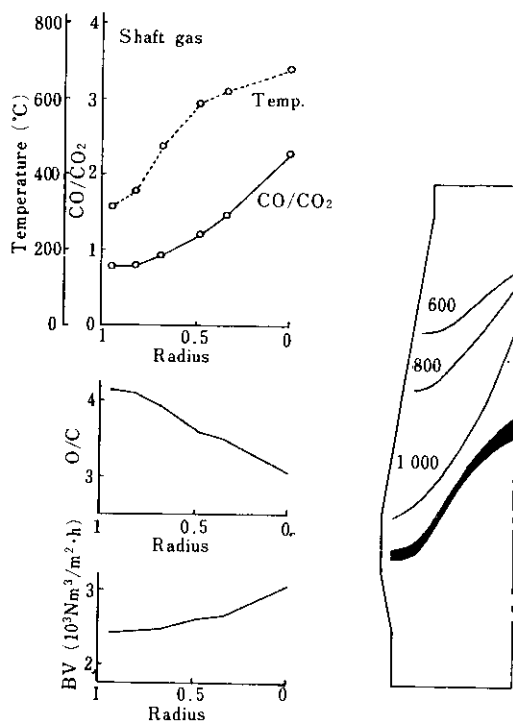


Fig. 3 Calculated temperature profile, radial distribution of O/C and blast volume and measured CO/CO_2 in the case of excessive central gas stream

フトガス分布の測定値と O/C 分布、風量分布、温度分布の計算結果を示す。O/C は周辺から中心にかけて急激に減少し、風量は O/C と全く逆の

分布となっており O/C 分布が炉内ガス流分布に大きな影響をおよぼすことがわかる。また、炉内温度分布はシャフトガスサンプラーで測定される温度分布と対応したパターンを示し、周辺から中心に向って急激に大きくなる。この傾向は炉下部ほど顕著である。このような過中心流操業では炉壁部熱流比が過大となり、生鉱降りや中心吹抜けの危険性が高く、高ガス利用率は望めない。なお、Fig.3~5 に装入物温度が $1250^{\circ}\sim 1400^{\circ}\text{C}$ の範囲を軟化融着帯と仮定し黒塗りで示した。

Fig.4 に示したシャフトガス分布は通常操業で比較的良好に現れる分布で周辺流がやや強い場合である。温度分布は Fig.3 に比較すると周辺から中間部にかけての変化はゆるやかで中心部で急激に大きくなり、炉壁側で顕著な温度の立上りが存在する。また、O/C とガス流量分布は温度と同様な傾向を示す。したがって、通常操業では Fig.4 に示すように周辺から中間部にかけての O/C と風量の変化は小さいと考えられる。

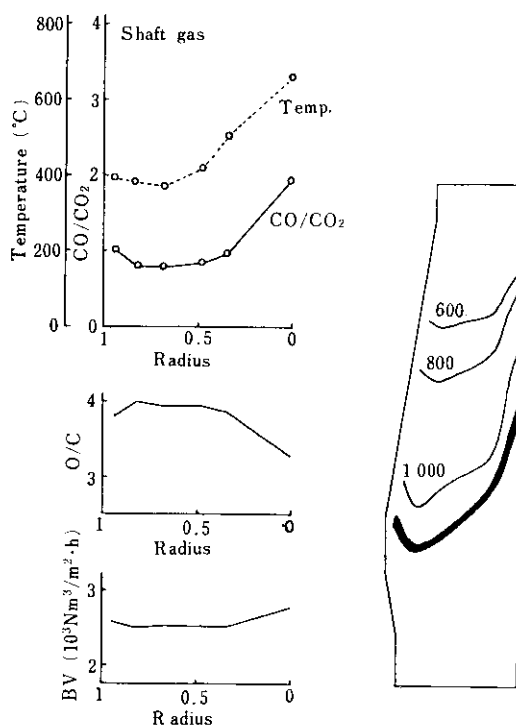


Fig. 4 Calculated temperature profile, radial distribution of O/C and blast volume and measured CO/CO_2 in the case of normal operation

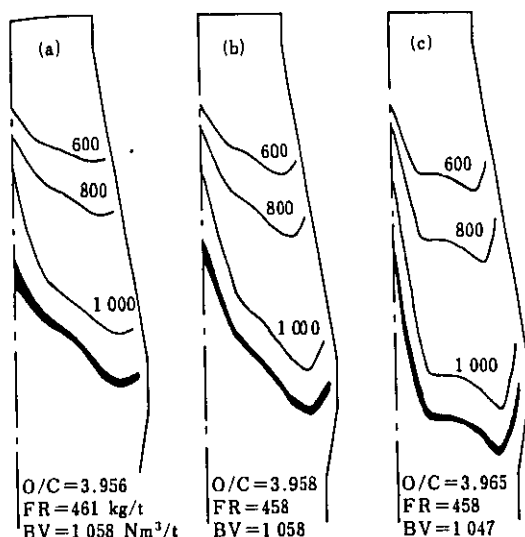


Fig. 5 Temperature profile in blast furnace with the change of fuel rate and blast volume

一方、炉壁レンガの磨耗が進行した炉命中期以降ステープの破損はシャフト下部に集中するが、通常操業では Fig. 4 にみられるように温度が 1000～1200℃ と比較的高く、溶融物の存在しない領域がシャフト下部に位置するためステープへの溶融物の付着がなくステープが直接高温に曝されるためと考えられる。

4.2 燃料比と炉内温度分布

Fig. 5 に燃料比と送風原単位が異なる場合の温度分布を示す。同図(a), (b)は O/C と送風原単位に差が無く燃料比が異なる場合で燃料比の低い(b)の方が等温度位置は炉下部側にある。(b), (c)では O/C が高く送風原単位の低い(c)の方が等温度位置は低い。このように燃料比や送風原単位の低下は融着帯を低下させる。この計算結果は O/C の増加とともに理論燃焼温度を上昇させる操業の意味を定性的に説明している。すなわち、送風条件一定での O/C の増加は熱流比を上昇させ、融着帯レベルも低下させるため滴下帯での溶融物滞留時間を減少させる。その結果、滴下帯におけるガスや停帯コークスからの溶融物への伝熱量が減少し溶銑温度は低下する。したがって溶銑温度を一定に維持するには理論燃焼温度を上昇させて伝熱量の減少を補償しなければならないことを意

味する。

4.3 炉頂ガス温度と熱流比

Fig. 6 に各分割領域の計算熱流比 (W_s/W_g) と各領域の炉頂ガス温度 T_g との関係を示す。熱保存帯での装入物とガス温度との比を a 、熱保存帯でのガス温度を T_r とすれば炉頂と熱保存帯間の熱収支から次式が得られる。

$$T_g = T_r \cdot (1 - a \cdot W_s/W_g) \quad \dots\dots\dots (24)$$

高炉では装入物性状や操業条件を大幅に変更しないかぎり、 T_r や a は余り変化しないので炉頂ガス温度は熱流比により一義的に決定される。Fig. 6 で中心を除く領域の熱流比は 0.85～0.97 の範囲にあり炉頂温度との関係は次式で表わされる。

$$T_g = 958(1 - 0.94 \cdot W_s/W_g) \quad \dots\dots\dots (25)$$

両式を比較すると $T_r = 958^\circ\text{C}$ 、 $a = 0.94$ となり妥当な値である。また、両式の関係から通常操業での炉頂半径方向温度分布の管理は熱流比分布の管理と等価であることが分かる。

一方、懸垂型温度計による測定結果¹⁾では中心部にも明確な熱保存帯が存在するにも関わらず中心部での熱流比と炉頂温度の関係が(25)式の関係から大きくずれているが、これは炉頂部での層頂形状の影響を受けガスの流線が中心側に集中するためと考えられる。

4.4 熱損失と炉壁部融着帯位置

Fig. 7 に羽口レベルから炉壁部融着帯までの距離と熱損失の関係を示す。ステープ抜熱量は Fig. 7 (a) に示されるように融着帯位置の低下とともに減少し、熱収支から計算される熱損失も同様の傾向を示す (Fig. 7(b))。両図の傾きから熱損失は融着帯位置 1m 当り約 5000kcal/t の変化となる。

4.5 炉下部高温領域の炉熱への影響

Fig. 8 に Si の実績分配比と平衡分配比の百分率として樋谷ら⁴⁾が提案した炉熱指数 R_{Si} と滴下帯の大きさ (融着帯と羽口レベル間の炉内容積) の関係を示す。Fig. 5 (c) のように融着帯形状が W 型の場合を除くと逆 V 型の場合には炉熱指数 R_{Si} は滴下帯の体積にはほぼ比例して大きくなる。これは田口ら⁵⁾の炉熱が平均的融着帯高さに依存するとの指摘と一致する。なお、溶銑温度と滴下帯の

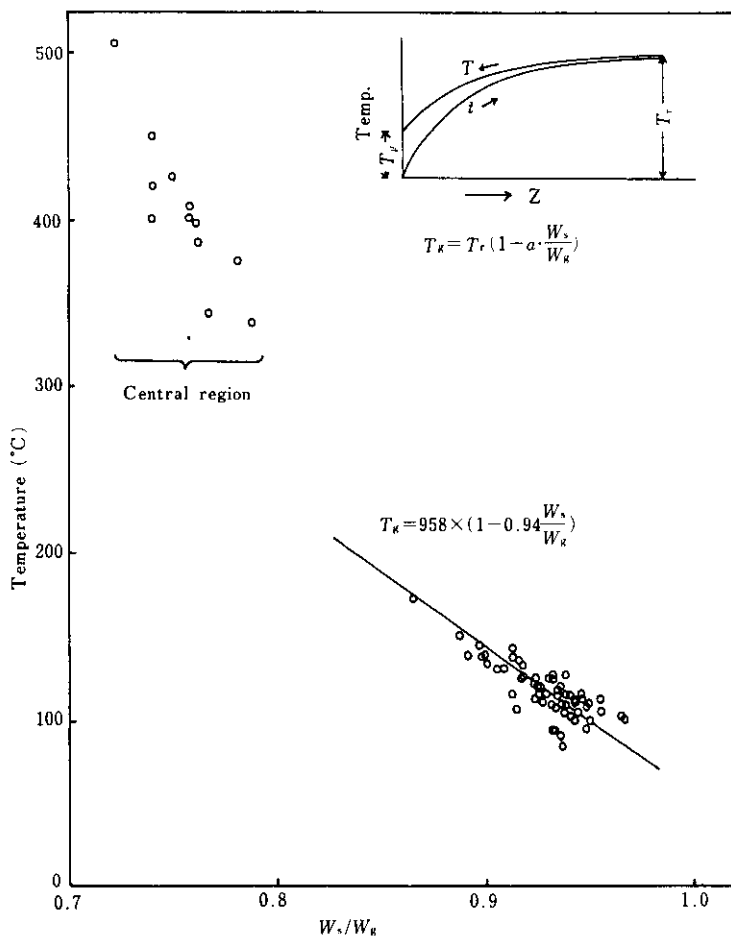


Fig. 6 Relation between top gas temperature and heat capacity of burden and gas

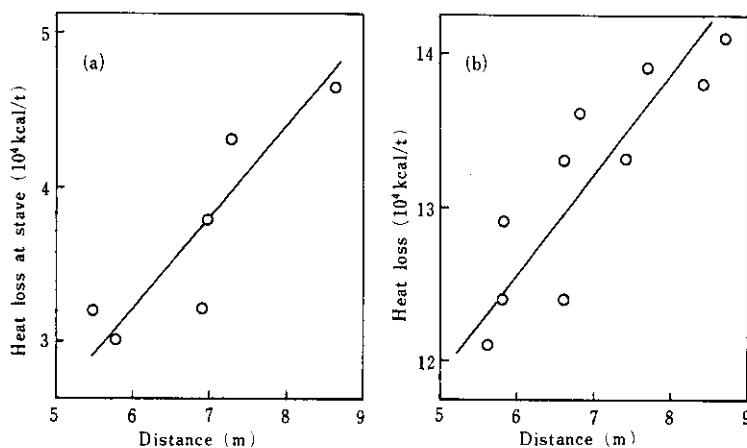


Fig. 7 Relation between heat loss and distance from tuyer level to softening zone at wall side

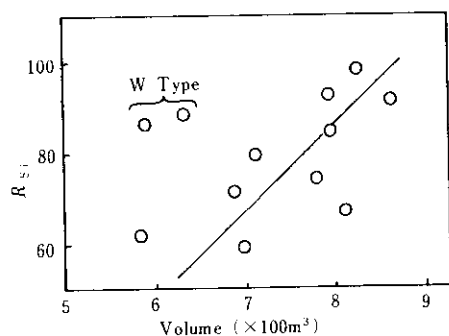


Fig. 8 Relation between thermal state index, R_{Si} , and furnace volume below softening zone

大きさとの間には明確な関係は認められなかったが、これは操業上溶銑温度を一定に維持するように送風温度や重油吹込量などの複合送風条件を調整したためと考えられる。

4-6 装入物降下速度分布の炉況への影響

Fig. 9 に通気抵抗指数と周辺と中心の降下速度の比 U_w/U_c の関係を示すが U_w/U_c が大きくなると通気抵抗は減少する。高炉内の温度分布は(21)式からも明らかなように装入物の熱容量流量、すなわち装入物の降下速度に依存しており、周辺側の降下速度が大きくなると融着帯形状は鋭い逆V型となり、従来から言われているようにコークススリット数が増す結果、通気抵抗が減少するものと考えられる。現象的には中心を抜くように操業すると通気が良くなることと一致する。

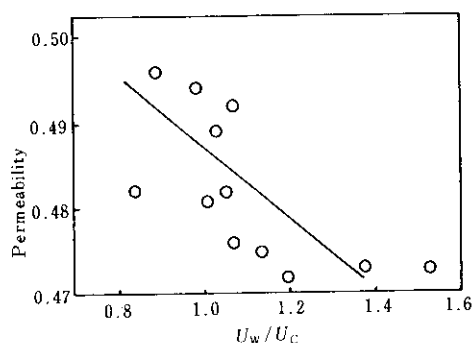


Fig. 9 Relation between permeability and descending rate of burden

Fig. 10 にスリップ指数と U_w/U_c の関係を示すがスリップ指数は U_w/U_c の増加とともに減少する傾向にある。これはレースウェイへのコークスホッパーが周辺にあり、ここへのコークスの安定供給が確保されるためと考えられる。また、 U_w/U_c の低下にともなうスリップ指数の増加は炉頂部での中心側への装入物の流れ込みが発生するためであろう。

Fig. 11 は燃料比と U_w/U_c の関係を示す。 U_w/U_c の減少とともに燃料比は低下するのは半径方向でガス温度、利用率ともに余裕のある中間部から中心部にかけての鉱石量をMAや装入スケジュールの変更により相対的に増したためガス利用率が向上し、中心側の装入物降下速度が相対的に大きくなったためと考えられる。このようにMAなどで中間部から中心部にかけての O/C を増加させると燃料比は低下するものの中心側での降下速度が大きくなるため中心側での融着帯位置が低下し、Fig. 9, 10

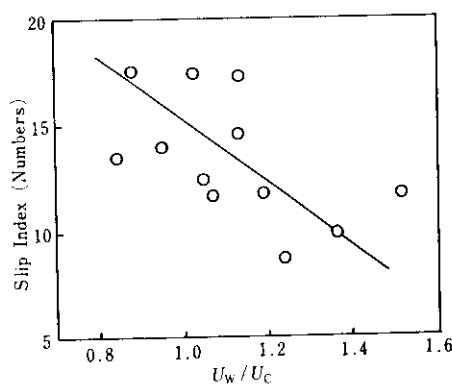


Fig. 10 Effect of descending rate of burden on slip index

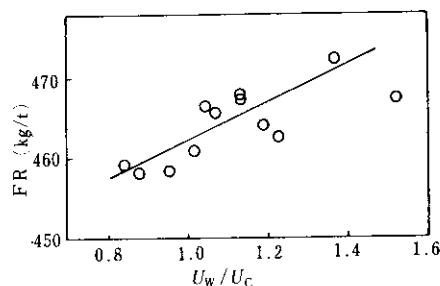


Fig. 11 Effect of descending rate of burden on fuel rate

に示したように通気抵抗の上昇や装入物の流れ込みが起り易くなると考えられる。

以上のように高炉内の温度分布、装入物降下速度分布などは炉況に大きな影響をおよぼし、炉況や燃料比の改善には MA などによる分布調整が有効なことが示唆される。

5. 結 言

操業中高炉の炉内状態を把握するために、高炉の操業条件、シャフトガスサンプラーの測定値などから高炉内の温度分布、半径方向の装入物降下速度分布、O/C 分布などを推定する多重同心円モデルを開発し、推定結果と高炉操業との対応を検

討した。その結果は、本モデルは高炉の操業状態をよく表わし、以下のことが明らかとなった。

- (1) 装入物降下速度分布は炉況に大きな影響をおよぼし、中心側での降下速度の大きい方が燃料比は低下するが通気抵抗やスリップは増大する傾向にある。
- (2) 炉口部半径方向の温度は熱流比分布と等価と考えられる。
- (3) 熱損失は炉壁際の融着帯位置の低下とともに減少する。
- (4) 炉下部高温域の大きさは炉熱に大きな影響を与える。
- (5) 高炉内の等温度位置は燃料比、送風原単位の減少とともに炉下部側に移行する。

参 考 文 献

- 1) 片山, 槌谷, 岡部, 田口, 奥村, 田村: 鉄と鋼, 66 (1980) 11, S 682
- 2) 岡部, 浜田, 渡辺: 鉄と鋼, 55 (1969) 9, 764
- 3) 板谷, 福武, 岡部, 長井: 鉄と鋼, 62 (1976) 5, 472
- 4) 槌谷, 田口, 高田, 岡部: 鉄と鋼, 63 (1977) 12, 1791
- 5) 田口, 槌谷, 高田, 岡部: 鉄と鋼, 64 (1978) 6, 691