

論 文

UDC 669.162.283 : 669.162.263.4

ガス流れ, 伝熱, 反応を考慮した高炉半径方向モデル*

羽田野 道 春**・栗 田 興 一***

A Mathematical Model of Blast Furnace Considering Radial Distribution of Gas Flow, Heat Transfer and Reactions

Michiharu HATANO and Koichi KURITA

Synopsis :

In consideration of the radial distribution of materials in the blast furnace, a new mathematical model of the blast furnace has been developed. This model consists of heat and mass balance equations at the existence of three phases (gas-solid-liquid) and the equation of motion for gas. Assuming streamline of solid and liquid, the characteristic method has been employed to solve these equations.

By the mathematical model, the following results have been obtained.

1. Calculated isothermal line (1400°C) is similar to that of quenched blast furnace.
2. The distributions of temperature, composition and mass velocity in the upper part of the shaft is strongly affected by the O/C distribution.
3. In the lower part of the blast furnace, the dead zone plays as a heat reserved zone and has the influence of the formation of the inverted V-shaped cohesive zone.

1. 緒 言

近年, 吹き止め高炉の解体調査¹⁾²⁾ が実施されるにおよび, 融着帯を始めとして, 炉内現象に関する半径方向分布の存在が明確に認識されるとともに, それらの高炉操業におよぼす影響が, 論議されつつある。

高炉内の半径方向分布に関するデータは, 古くからあるが, これを化学工学的手法により解析しようとする試みは, 1969 年, LAHIRI ら³⁾ によつて始められた。LAHIRI らのモデルは, 半径方向分布を取り扱うにあたり, 気-固反応領域のみに着目し, 層頂におけるガス温度, 成分および流量の分布を先験的に, 初期条件として与え, 層頂から, シャフト下部に向かつて計算を実行している。従つて, LAHIRI らのモデルによつて表現された半径方向分布は, 操業因子のみを入力して求めた結果ではなく, 層頂で先験的に分布を与えた結果にすぎないといえよう。

また, 桑原ら⁴⁾ は, LAHIRI らのモデルを発展させ, 層頂の分布を初期条件としてはいるが, さらに装入物分布とガス流量分布の関係を規定するとともに, ガス, 固

体のピストン流れを仮定することにより, 炉下部にも解析領域を拡げ, 高炉全体の炉内状態を推定している。

これと同様の手法は, 炉頂ゾンドの情報をもとに, 融着帯の半径方向分布を推定するモデルにも用いられている⁵⁾⁶⁾。

一方, 高炉内ガス流れの半径方向分布に関する解析は, ERGNN 式⁷⁾ を 2 次元に拡張することにより, 1970 年 RADESTOCK ら⁸⁾ によつて発表されて以来, 同様なモデルが多数報告されている^{9)~11)}。しかし, これらのガス流れモデルは, 炉内反応, 伝熱が考慮されていないため, 例えば, 融着層分布のガス流れにおよぼす影響を考察する場合, 融着層の分布を仮定しているのが現状である。

以上に述べたことから明らかなように, 高炉内現象の半径方向分布は, ガス流れ, 反応, 伝熱が相互に関連して生起するものであり, 高炉の全体像を明確にするためには, これら 3 つの要因をすべて考慮して, 同時に解析することが必要となつてくる。

これら 3 つの要因の同時解析にいたる, 過渡的な段階としては, 全ら¹²⁾ による半径方向の 3 分割モデルがあ

* 昭和 52 年 10 月本会講演大会にて発表 昭和 55 年 4 月 11 日受付 (Received Apr. 11, 1980)

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

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

る。このモデルは、高炉を同心円状に3つのゾーンに分割し、各ゾーンを相互に独立した断面均一反応器と考えることにより、炉内半径方向分布をマクロ的に捉えるモデルであり、操業条件のみを入力条件とする最初の試みである。

その後、1976年にいたりガス流れ、反応、伝熱を同時解析できるシャフト炉モデルが、八木ら¹³⁾によつて発表された。現状では、高炉全体を対象とするには至っていないが、熱伝導項、拡散項をも考慮した厳密なモデルであり、今後が期待されている。

著者らも、今回前記3つの要因を同時に解析できる高炉の半径方向統一モデルを開発した。本モデルは、運動量移動、質量保存、エネルギー保存の3つの基礎式をもとに、気-固-液3相間の流動、反応、伝熱を考慮したモデルで、数値解析法としては、特性曲線法を使用していることが、特徴である。

以下にモデルの概要と、炉内における状態変数の軸方向、半径方向分布に関するシミュレーション結果について報告する。

2. 統一半径方向モデルの概要

高炉内に存在する物質は、気-液-固の3相に大別されるが、これらの3相について、流動、反応、伝熱に関する、次の3つの基礎式を導入した。

(1) 運動方程式

後述するごとく、液相、固相については、流線を仮定し、ガス流れについては、2次元に拡張した ERGUN 式を採用した。

$$P_{,x} = -(\alpha_{xy}\rho_g|\mathbf{V}_g| + \beta_{xy}) \cdot \mathbf{V}_{gy} \dots\dots\dots (1)$$

ここで、 α_{xy} , β_{xy} は通気抵抗をあらわすテンソルである。

(2) 質量保存式

反応速度を考慮して、着目する各成分ごとに、物質収支をとる方法を適用した。

$$\frac{D}{Dt} (E_j C_i) + C_i \cdot \nabla \cdot \mathbf{V}_j - \mathcal{D}_i \nabla^2 \cdot C_i = R_i(C_1, \dots, C_n) \dots\dots\dots (2)$$

ここで、 i は着目成分を表し、 j は各々気相、固相、液相を表す。

また、本報告では定常状態を取り扱うので、

$$\frac{D}{Dt} \equiv q_r \frac{\partial}{\partial r} + q_z \frac{\partial}{\partial z}$$

と定義する。

(3) エネルギー保存則

反応熱、熱交換を考慮して、各相ごとに、熱収支をと

る方法を採用した。

$$\begin{aligned} & \frac{D}{Dt} (c_j \rho_j E_j T_j) + c_j \rho_j T_j \cdot \nabla \cdot \mathbf{V}_j - k_j \nabla^2 \cdot T_j \\ & = - \sum_k \frac{h_{kj}}{\delta} (T_j - T_k) + Q_j \dots\dots\dots (3) \end{aligned}$$

ここで、添字 k は j 相以外の相を示す。例えば、 j が気相の場合は、 k は固相および液相を示す。

以上に述べた3つの基礎式を用いて、3相に関する、流動、反応、伝熱を解析する方法について、以下に述べる。

2.1 運動量移動

2.1.1 気体の運動

ガスの運動については、上述の ERGUN の圧力損失式と、質量保存式を連立させることにより求める。ここで質量保存式は、各相に関する成分の総和、すなわち $\sum_i \xi_i = 1$ を用いることにより、次のようになる。

$$\frac{D}{Dt} (E_j \rho_j) + \rho_j \nabla \cdot \mathbf{V}_j = \sum_i R_i M_i \dots\dots\dots (4)$$

ここで、(2)式における拡散項は後述する理由により、無視した。

(4)式は、定常を仮定すると、つぎの質量保存則になる。

$$\nabla \cdot (E_j \rho_j \mathbf{q}_j) = W \dots\dots\dots (5)$$

上式より、前報¹⁴⁾と同様に、流れの函数 Ψ を用い、軸方向、半径方向のガス流速を、次のように求めることができる。

$$\left. \begin{aligned} V_r &= (r^2 W / 2 - \Psi_{,z}) / (\rho_g r) \\ V_z &= \Psi_{,r} / (\rho_g r) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (6)$$

さらに、ガスの状態方程式、 $P = \rho_g \kappa T_g$ を代入し、 $(P^2)_{,rz} = (P^2)_{,zr}$ を用いると、 Ψ に関する楕円形の2階偏微分方程式が得られ、有限差分方程式による数値解析が可能となる。この Ψ の数値解析結果を用いると、(6)式から炉内のガス流速分布を、また、(1)式から圧力分布を計算することができる。

ここで、(1)式中の α_{xy} , β_{xy} は、解体調査で得られた軟化融着層の知見に従い、炉内半径方向のガス流れ、いわゆるクロスフローの発生を考慮して定めた通気異方性を示すテンソルである。

次に、このテンソルの決定方法について述べる。まず高炉内の装入物を鉱石層と、コークス層に大別し、各層内では、通気の等方性が成り立つと仮定すると、次式が成立する。

(1) 鉱石層について

$$\nabla \cdot P = -(\alpha_o \cdot \rho_g |\mathbf{V}_g| + \beta_o) \cdot \mathbf{V}_g \dots\dots\dots (7)$$

$$\text{ここで } \alpha_o = a_o \frac{1 - \varepsilon_o}{\varepsilon_o^3} \cdot \frac{1}{d_o},$$

$$\beta_o = b_o \frac{(1 - \varepsilon_o)^2}{\varepsilon_o^3} \frac{\mu}{d_o^2}$$

(2) コークス層について

$$\nabla \cdot P = -(\alpha_c \rho_g |\mathbf{V}_g| + \beta_c) \cdot \mathbf{V}_g \dots\dots\dots (8)$$

$$\text{ここで } \alpha_c = a_c \frac{1 - \varepsilon_c}{\varepsilon_c^3} \frac{1}{d_c},$$

$$\beta_c = b_c \frac{(1 - \varepsilon_c)^2}{\varepsilon_c^3} \frac{\mu}{d_c^2}$$

上述の、 α_o 、 β_o および α_c 、 β_c を用いて、層に垂直な方向の通気抵抗 $\alpha_{\perp}$ 、 $\beta_{\perp}$ および、平行な方向の通気抵抗 $\alpha_{\parallel}$ 、 $\beta_{\parallel}$ を、層に垂直な流れ $V_{\perp}$ もしくは、層に平行な流れ $V_{\parallel}$ を仮定することにより、以下の方法で求める。

(1) 層に垂直な方向の通気抵抗

鉱石層および、コークス層各々の圧力損失は、次のように表される。

$$\left. \begin{aligned} (P, \perp)_o &= -(\alpha_o \rho_g V_{\perp} + \beta_o) \cdot V_{\perp} \\ (P, \perp)_c &= -(\alpha_c \rho_g V_{\perp} + \beta_c) \cdot V_{\perp} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (9)$$

従つて、鉱石層の厚さを、 ΔX_o 、コークス層の厚さを ΔX_c とすると、両者を合わせた全圧力損失は、次式で与えられる。

$$\Delta X \cdot P, \perp = \Delta X_o \cdot (P, \perp)_o + \Delta X_c \cdot (P, \perp)_c \dots\dots\dots (10)$$

ここで

$$\Delta X = \Delta X_o + \Delta X_c \dots\dots\dots (11)$$

であるから、層に垂直な方向の通気抵抗 $\alpha_{\perp}$ 、 $\beta_{\perp}$ は、次のように表すことができる。

$$\left. \begin{aligned} \alpha_{\perp} &= (\Delta X_o \cdot \alpha_o + \Delta X_c \cdot \alpha_c) / \Delta X \\ \beta_{\perp} &= (\Delta X_o \cdot \beta_o + \Delta X_c \cdot \beta_c) / \Delta X \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (12)$$

(2) 層に平行な方向の通気抵抗

(1)と同様に、鉱石層および、コークス層の圧力損失は次のように与えられる。

$$\left. \begin{aligned} (P, \parallel)_o &= -\{\alpha_o \rho_g (V_{\parallel})_o + \beta_o\} \cdot (V_{\parallel})_o \\ (P, \parallel)_c &= -\{\alpha_c \rho_g (V_{\parallel})_c + \beta_c\} \cdot (V_{\parallel})_c \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (13)$$

さらに、各層の圧力損失が等しいという条件

$$(P, \parallel)_o = (P, \parallel)_c = -(\alpha_{\parallel} \rho_g V_{\parallel} + \beta_{\parallel}) \cdot V_{\parallel} \dots\dots (14)$$

および、各層を流れるガス流量が保存される条件

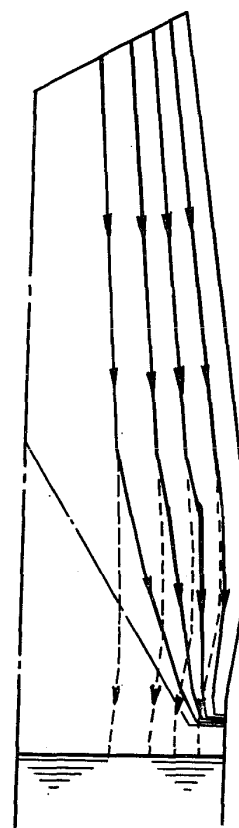
$$\Delta X \cdot V_{\parallel} = \Delta X_o \cdot (V_{\parallel})_o + \Delta X_c \cdot (V_{\parallel})_c \dots\dots\dots (15)$$

から、(14)式と(15)式を等置すると、恒等式となり、流速に関する1次および2次の係数比較より、 $\alpha_{\parallel}$ 、 $\beta_{\parallel}$ を次のように与えることができる。

$$\frac{\Delta X}{\sqrt{\alpha_{\parallel}}} = \frac{\Delta X_o}{\sqrt{\alpha_o}} + \frac{\Delta X_c}{\sqrt{\alpha_c}} \dots\dots\dots (16)$$

$$\frac{\Delta X}{\beta_{\parallel}} = \frac{\Delta X_o}{\beta_o} + \frac{\Delta X_c}{\beta_c} \dots\dots\dots (17)$$

以上のように、層状構造の影響と、通気抵抗の異方性という観点から整理することにより、装入物を連続体と



—→ streamline of coke consumed in the raceway.
---→ streamline of burden consumed by reactions.
.... boundary line between moving and stationary zones.

Fig. 1. Assumed streamline of solids.

して、取り扱うようにした。

2.1.2 固体の運動

固体については、理論的な運動方程式が、十分確立されていないので、ここでは、つぎの2つの仮定により、Fig. 1 のごとく、固体の流線を定めた。

(1) 羽口前で、燃焼消滅するコークスは、炉芯の荷下がり停滞域(頂角 60°)と炉壁で囲まれた領域を、レースウェイへ流れ込むものとする。なお、この領域内では、燃焼コークスの半径方向流速分布はないものとする。

(2) 直接還元、ソリューションロス反応、熔融などによつて消滅する鉱石、コークス、副原料については、炉体形状線(Fig. 1の破線)に沿うピストン流れにより降下するものと仮定する。

以上の仮定により、固体の流線は、これら2つの流速を合成したベクトルによつて決定される。

2.1.3 液体の運動

水を使用した実験によると、羽口近傍においては、ガス流れの水平方向成分により、炉芯側に液の流線が傾斜するという報告¹⁰⁾があるが、このような局所的な領域を除いては、上向きのガス流れに対し、液は鉛直方向に滴

下するものと考えられるので、本モデルでは、液に関しては、近似的に炉体形状線に沿うピストン流れで滴下するものと仮定した。

2.2 反応

(2)式に示した質量保存側は、つぎに示す理由により、拡散項を無視した形とした。すなわち、対流項、 $\frac{D}{Dt}(E_i C_i) = \mathbf{V}_j \cdot \nabla \cdot \mathbf{C}_i$ については、ガス流速が実炉で 1 m/s 程度および、 ∇C_i が 0.003 kmol/m⁴ 程度であることを考慮すると $\frac{D}{Dt}(E_j C_i) \approx 0.003 \text{ kmol}/(\text{m}^3 \cdot \text{s})$ であるのに比し、拡散項 $\mathcal{D} \nabla^2 C_i$ については、拡散係数 $\mathcal{D}$ が、H₂ の場合で、 $0.74 \times 10^{-4} \text{ m}^2/\text{s}$ であること、さらに $\nabla^2 C_i$ が 0.003 kmol/m⁵ 程度であることを考慮すると、 $\mathcal{D} \nabla^2 C_i = 0.002 \times 10^{-4} \text{ kmol}/(\text{m}^3 \cdot \text{s})$ となり、対流項は拡散項に比して、 10^{-4} 程度小さいことになる。従って、ガス流速が極端に小さい場合以外、拡散を考慮する必要のないことがわかる。このため、本モデルでは、1 次近似として拡散項を省いた形で解析した。

反応に関する基礎式は、質量保存則(2)式を用いることにより、次のように表される。

$$\frac{D}{Dt}(E_j \rho_j \xi_i) + \xi_i \rho_j \cdot \nabla \cdot \mathbf{V}_j = R_i M_i \quad \dots\dots\dots (18)$$

(4)式を、(18)式に代入することにより、各相ごとに、着目する各成分に関する質量保存則が次のごとく表される。

$$\frac{D}{Dt} \xi_i = \frac{R_i M_i - \xi_i \sum_j R_j M_j}{E_j \rho_j} \quad \dots\dots\dots (19)$$

上式は、 ξ_i に関する一階の偏微分方程式であるから、後述するごとく、各相毎に、その相の流線に沿って、これを積分する、いわゆる特性曲線法により、数値解を得ることができる。

2.3 伝熱

伝熱の基礎式は、厳密には、熱伝導も考慮する必要があるが、熱伝導による熱移動量は、ガスの 1000°C における熱伝導度 ($k_g = 1.9 \times 10^{-5} \text{ kcal}/(\text{m}^2 \cdot \text{s} \cdot ^\circ\text{C})$) および炉頂での平均的な値、 $\nabla^2 T_g \approx 200^\circ\text{C}/\text{m}^2$ を用いると、 $k_g \cdot \nabla^2 \cdot T_g \approx 4 \times 10^{-3} \text{ kcal}/(\text{m}^3 \cdot \text{s})$ であり、一方、運動量移動に伴つておこる熱移動量 $c_g \rho_g \mathbf{V}_g \cdot \nabla \cdot T_g$ は、 $\mathbf{V}_g = 1 \text{ m/s}$ 、 $c_g \rho_g = 0.0755 \text{ kcal}/\text{m}^3$ および、炉頂での平均的な、 $\nabla T_g \approx 160^\circ\text{C}/\text{m}$ を用いると、 $c_g \rho_g \mathbf{V}_g \cdot \nabla \cdot T_g \approx 12 \text{ kcal}/(\text{m}^3 \cdot \text{s})$ となり、運動量移動に伴つておこる熱移動量に比して、熱伝導項が、 10^{-3} 程度小さいことがわかる。以上の理由により、本モデルでは、第 1 近似として、熱伝導項を省略した次式を採用した。

$$\frac{D}{Dt}(c_j \rho_j E_j T_j) + c_j \rho_j T_j \cdot \nabla \cdot \mathbf{V}_j = - \sum_k \frac{h_{kj}}{\delta} (T_j - T_k) + Q_j \quad \dots\dots\dots (20)$$

熱に関する方程式も、反応と同様に、(4)式を、(20)式に代入することにより、各相について、次のように整理される。

$$\frac{D}{Dt}(c_j T_j) = \frac{1}{E_j \rho_j} \left\{ - \sum_k \frac{h_{kj}}{\delta} (T_j - T_k) + Q_j - c_j T_j \sum_i R_i M_i \right\} \quad \dots\dots\dots (21)$$

着目成分に関する保存則(19)式と同様、 $c_j T_j$ に関する一階の偏微分方程式となるので、各相の流速に沿って積分する方法により、炉内温度分布を計算することができる。

3. 入力条件

3.1 反応速度式

反応速度式としては、次の 9 個の反応を考慮した。

(1) 鉄鉱石の間接還元反応

鉄鉱石の CO および H₂ による間接還元反応は、全らの¹²⁾ 2 界面 ($\text{Fe}_2\text{O}_3 \rightarrow \text{FeO} \rightarrow \text{Fe}$) モデルを使用した。

従つて、反応速度式は 4 個になる。

(2) カーボンによる鉄鉱石の直接還元反応¹⁶⁾

(3) 石灰石の分解反応¹⁶⁾

(4) ソリューション・ロス反応¹⁶⁾

(5) カーボン水蒸気反応¹⁶⁾

(6) 水性ガス変換反応¹⁶⁾

なお、特性曲線法によれば、反応式の個数は容易に拡張可能である。

3.2 熱伝達係数

熱計算に使用する熱伝達係数としては、固-気間、固-液間、液-気間の 3 種の熱伝達係数が必要であるが、固-気間以外は、十分な実験式が与えられていない。本報告では、固-液間、液-気間について簡単な基礎式を作成した。

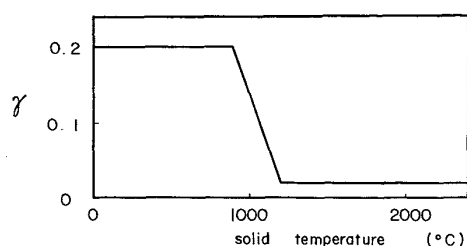
3.2.1 固-気間熱伝達係数

炉内の、固-気間熱伝達係数は、(22)式に示す RANZ の式から求められる熱伝達係数、 h_{gso} に対して、修正係数 γ を乗じ ((23)式)、解体調査¹¹⁾²⁾ や、炉内計測値と合致するように、 γ を Fig. 2 のごとく定めた。

$$Nu = 2.0 + 0.6 \cdot (Pr_g)^{1/3} \cdot (9 \cdot Re_g)^{1/2} \quad \dots\dots\dots (22)$$

$$h_{gs} = \gamma \cdot h_{gso}, \quad h_{gso} = Nu \cdot k_g / d \quad \dots\dots\dots (23)$$

実績と合致させるため、融着帯領域で、 γ をこのように低下させなければならない本質的な理由の究明は、今後の研究課題として残されているが、定性的には、融着



$h_{gs} = \gamma \cdot h_{gso}$
 h_{gso} : heat exchange coefficient derived from eq. (23)

Fig. 2. Temperature dependence of heat exchange coefficient between gas and solid.

した鉱石層の通気性が悪化し、ガス流れが、コークススリットに偏在するため、融着層では、固-気間熱伝達係数が低下するものと解釈される。

3.2.2 固-液間熱伝達係数

滴下液が固体表面を流下する間の、熱交換を取り扱うので、固体内の熱伝導と、液体内の伝熱に分けて考える。

まず、固体内の伝熱については、融体が粒子表面を流下する間の非定常熱伝導を¹⁷⁾、積分によつて平均化することにより、熱伝達係数 h_s を、次のように求めた。

$$h_s = 2 \left(\frac{k_s c_s \rho_s v_1}{\pi d \varepsilon_1} \right)^{1/2} \quad (24)$$

次に、液側の熱伝達係数は、強制対流熱伝達の式¹⁷⁾を用いて、(25)式を得た。

$$h_l = 0.664 \frac{k_l}{d} \cdot Pr_1^{1/3} \cdot Re_1^{1/2} \quad (25)$$

従つて、固-液間の総括熱伝達係数としては、両者を合わせて次式を採用することとした。

$$k_{sl} = \frac{1}{1/h_s + 1/h_l} \quad (26)$$

3.2.3 気-液間熱伝達係数

気体側の熱伝達係数として、液側と同様、強制対流熱伝達係数を用いることにより、気-液間の総括熱伝達係数 h_{gl} を次のように定めた。

$$h_{gl} = \frac{1}{1/h_g + 1/h_l} \quad (27)$$

以上の各総括熱伝達係数については、今後さらに実績または、実験結果をもとに、精度を向上させる必要があるが、一応、これらの総括熱伝達係数をもとに、実績出鉄温度に合致する液滞留率 ε_1 を求めた結果、 $\varepsilon_1 = 1 \times 10^{-4}$ 程度となつた。

3.3 羽口前の条件

本検討では、高炉の全体的な解析が目的であるので、稲谷らの実験結果¹⁸⁾に基づき、羽口から吹き込まれた、 O_2 、 H_2O 、重油は、羽口前で直ちに CO 、 H_2 に変換さ

れるものと仮定し、変換後のガス組成、温度、流量を入力値として採用した。

4. 解析方法

前述のように、反応、伝熱とも、一階の偏微分方程式で表されるため、特性曲線法を用いることにより簡単に数値解析できる。すなわち、定常解析の場合、特性曲線は次式で与えられる。

$$q_r \cdot dz = q_z \cdot dr \quad (28)$$

従つて、この条件を満たす線（特性曲線）上では、一階の偏微分方程式を、常微分化されるため、(28)式の流線に沿つて、反応、熱に関する常微分方程式を解けばよいことになる。

着目成分に関する質量保存則（反応）については、

$$\frac{d}{dr} (\xi_i) = \frac{-R_i M_i + \xi_i \sum_j R_j M_j}{E_j \rho_j q_{jr}} \quad (29)$$

または、

$$\frac{d}{dz} (\xi_i) = \frac{-R_i M_i + \xi_i \sum_j R_j M_j}{E_j \rho_j q_{jz}} \quad (30)$$

また、エネルギー保存則（熱）については、

$$\frac{d}{dr} (c_j T_j) = \frac{-\sum_k h_{kj} / \delta (T_j - T_k) + Q_j - c_j T_j \sum_i R_i M_i}{E_j \rho_j q_{jr}} \quad (31)$$

または、

$$\frac{d}{dz} (c_j T_j) = \frac{-\sum_k h_{kj} / \delta (T_j - T_k) + Q_j - c_j T_j \sum_i R_i M_i}{E_j \rho_j q_{jz}} \quad (32)$$

となる。

ここで(29)～(32)式の分母は質量流量を示している。

4.1 温度分布計算方法

計算時間を短縮するため、本モデルでは、メッシュ幅を 1m としたが、このメッシュ幅で計算上の誤差を最小限にし、収束性をよくするため、熱に関しては、次のように解析解を用いた。すなわち、(31)式、(32)式の一般形は、次式で与えられているので、これをメッシュ間 $x = 0$ から $x = \Delta x$ で積分する。

$$\rho V \frac{d}{dx} (cT) = -h(T - T') + Q \quad (33)$$

ここで、ガス側の計算の場合、 h 、 T' は次式を意味する。

$$h = h_{gs} + h_{gl}, \quad T' = (h_{gs} T_s + h_{gl} T_l) / h \quad (34)$$

T' は x に関して、線型であると仮定すると、 T' は次式で与えられる。

$$T'(x) = T'_{x=0} + (T'_{x=\Delta x} - T'_{x=0}) \cdot x / \Delta x \quad \dots (35)$$

さらに、 c を Δx 区間で一定とすると、(33)式の解は次のように表される。

$$T_{x=\Delta x} = Q/h + T'_{x=\Delta x} - bc\rho v/h \\ + (T_{x=0} - Q/h - T'_{x=0} + bc\rho v/h) \cdot e^{-h\Delta x/(c\rho v)} \quad \dots (36)$$

$$\text{ここで } b = \frac{T'_{x=\Delta x} - T'_{x=0}}{\Delta x}$$

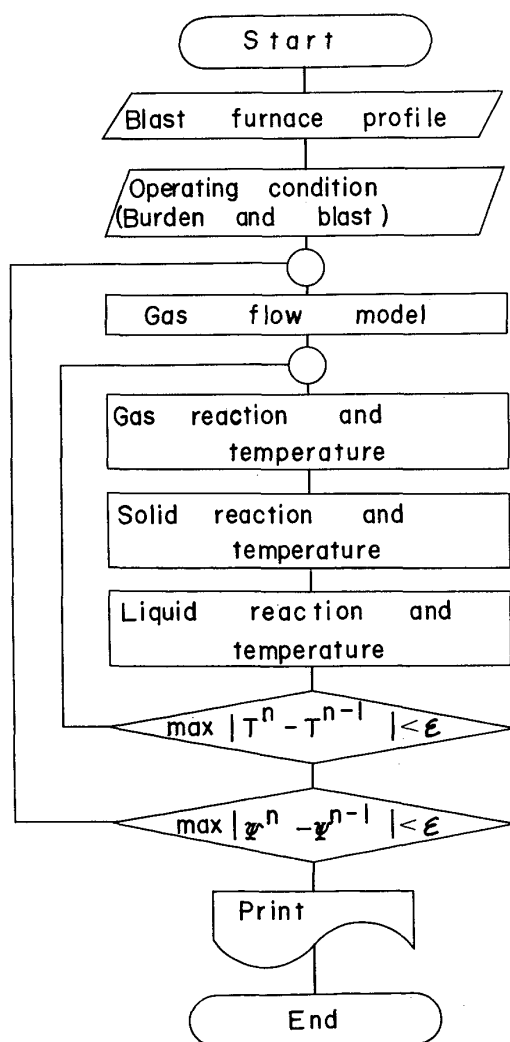
上式を採用することにより、メッシュを大きくしても良好な収束性を得ることができた。

4.2 反応量分布計算方法

各成分の反応量分布については、(29)式、(30)式を修正オイラー法を用いて、各相毎に、その相の流線に沿って積分を行うことにより求めた。

4.3 計算フローチャート

本モデルの計算フローチャートを Fig. 3 に示す。入



T ; temperature of gas, solid and liquid.
 ψ ; flow function of gas.

Fig. 3. Flow chart of calculation.

Table 1. Blast furnace profile and operating conditions.

Blast furnace profile		Operating conditions	
Diameter of throat	9.8m	Blast volume	5174 Nm ³ /min
Diameter of belly	14.4m	Blast temperature	1100°C
Diameter of hearth	13.4m	Humidity	5.1 g/Nm ³
Height of tuyere	5.2m	Oil-injection	160 kg/min
Liquid level	3.7m	Top pressure	2.63 kg/cm ²
Length of throat	0 m	Ore by coke	3.8
Length of shaft	16.5m	Coke	34 t/charge
Length of belly	3.0m	Fe in ore	0.579
Length of bosh	3.4m	C in coke	0.916
Length of hearth	5.8m		

力としては、炉体形状、および、操業条件（送風量、送風温度、湿分、O/C 等）を与える。本報告で与えた入力 を Table 1 に示す。

初めに、仮定した炉内温度、粒度分布に基づいて、ガス流れモデルにより、気相の流線、圧力を求め、次に、気相の流線に沿って、気相の反応、熱計算を羽口から、層頂まで進める。固相については、流線を仮定し、逆に層頂から炉下部に向かって解く。これにより、溶融滴下量が求められるので、滴下層より下部について、液相の、反応、熱計算を、滴下帯から液面まで進める。

以上の手順を、気相、固相、液相との間で繰り返し、さらに得られた、気相、固相の温度、組成分布をもとに、ガス流れモデルで、気相の流線に補正を加えながら、所定の誤差温度、誤差組成内に収束するまで、繰り返し計算を行う。

5. シミュレーション結果

4 節で述べた入力条件と計算手順に基づいて、炉内の気-液-固体の温度分布、組成分布、および、反応速度分布を求めることができるが、本節では、シミュレーション結果について述べる。

5.1 気相の流線および圧力分布

本モデルで得られた気相の流線および圧力分布を Fig. 4 に示す。2.1.1 で述べた通気異方性の導入により、等圧線は、必ずしも流線と直交していないが、この傾向は融着帯の炉芯寄り部分で、とくに顕著である。

また、等圧線が融着帯以下で密な分布をしているのは、実炉の炉壁静圧分布と合致するように、1000°C 以上の融着帯で空隙率を 0.1、および滴下帯において、0.3 と低下させたためであり、この温度帯で、流線は、炉芯から炉壁へ向かう流れを示した。

5.2 荷下がり速度分布

Fig. 5 に荷下がり速度分布を示した。図中の実線およ

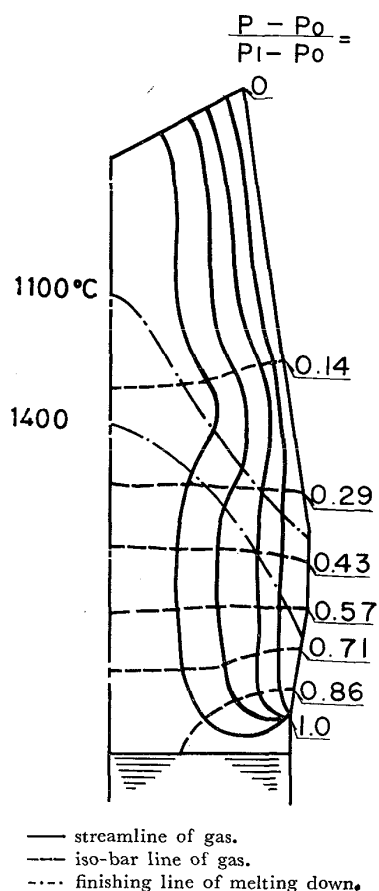


Fig. 4. Streamline and iso-bar line of gas.

び破線は、各部分における荷下がり速度を、それぞれ、質量速度、および、体積速度で表したものである。

ここで、体積速度は、層頂における装入物の空隙率分布を与えることにより、質量速度から算出することができる。

Fig. 5 から、つぎのことがわかる。

(1) 層頂近傍における荷下がり質量速度は、層頂の O/C 分布に強く依存しており、ほぼ対応した分布を示している。

(2) 空隙率を O/C にほぼ比例した形で与えることにより、体積速度分布は、質量速度分布よりも、より偏差の少ないフラットな形状となった。そのことは、全体として解体調査で判明した、シャフト部における層状構造の維持という事実と定性的に対応している。

5.3 滴下帯における液流量分布

Fig. 6 に、融着層以下の液流量分布を示す。Fig. 6 から液流量分布は、荷下がりの質量速度に比例した分布となつていことがわかる。

5.4 ガスおよび固体の温度分布

ガスおよび固体の炉内温度分布を、Fig. 7 に示す。これより、つぎのことがわかる。

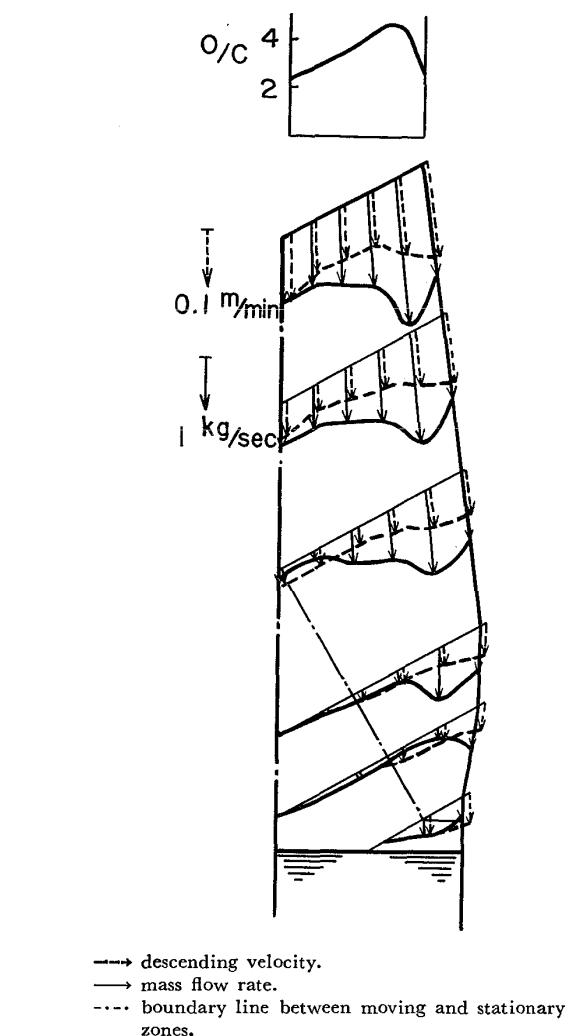


Fig. 5. Descending velocity and mass flow rate of solid in the blast furnace.

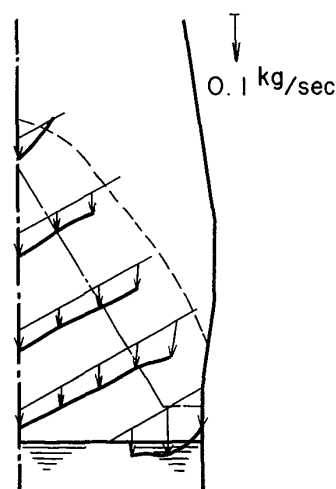


Fig. 6. Mass flow rate of liquid in the blast furnace.

(1) 層頂における温度分布は、ほぼ実炉と一致した傾向を示している。

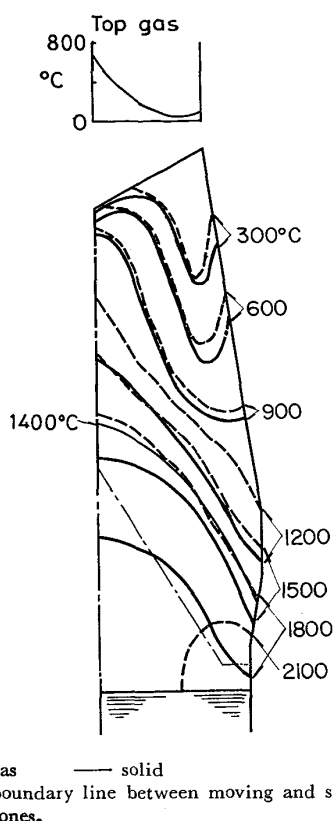


Fig. 7. Temperature distribution of gas and solid in the blast furnace.

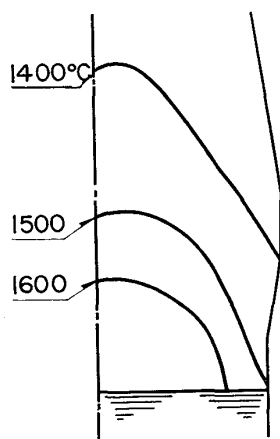


Fig. 8. Temperature distribution of liquid in the blast furnace.

(2) シャフト上部の温度分布は、層頂の O/C 分布の影響を受け、荷下がり質量速度の大きい部分で、温度上昇が小さくなるパターンを示す。

(3) 1400°C 等温線は、いわゆる、逆V型の形状を示しており、解体調査で明らかになった融着層の形状と、ほぼ一致した傾向を示している。

(4) この融着帯の形状を決定する因子としては、O/C の分布および、それと関連する荷下がり速度の分布が、あげられるが、その他に、次に述べる因子を考慮

する必要がある。すなわち、炉心の荷下がり停滞域では、固体の移動がほとんどなく、高温に保持されるため、炉芯は一種の保熱帯として作用する。従つて、この領域から流出する、ガスも高温であり、これにより、鉱石の熔融が促進されたため、融着帯の形状は、炉芯形状の影響を大きく受け、逆V型になる傾向を示すものと推定される。

5.5 滴下液の温度分布

Fig. 8 に滴下液の温度分布を示す。図から明らかなように、滴下液の温度は炉芯側が、炉壁側より高い分布となつている。この理由は、炉芯側の滴下距離が長いこと、および、前述したように、炉芯が高温を保持していることによるものと考えられる。

5.6 Fe_2O_3 , FeO , Fe の組成分布

Fig. 9 に Fe_2O_3 と Fe の分布を、また、Fig. 10 に FeO の分布を示す。シャフト上部における、 Fe_2O_3 の分布は、O/C 分布の影響を受け、W型を呈しているが、シャフト部では、Fig. 7 の温度分布からも明らかなように、炉壁側固体温度が相対的に低下するため、還元の進行が遅くなり、 FeO , Fe の分布は、逆V型になつたものと解釈される。

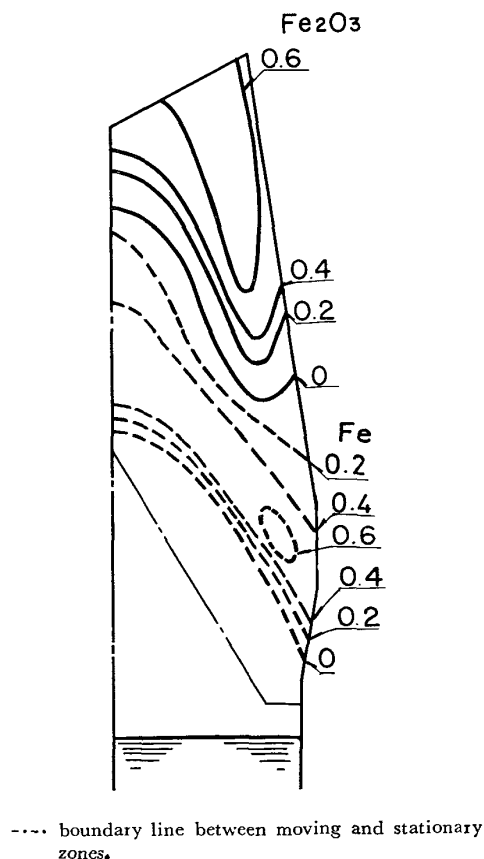
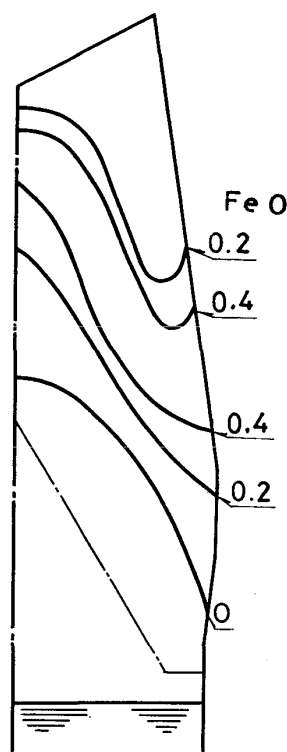
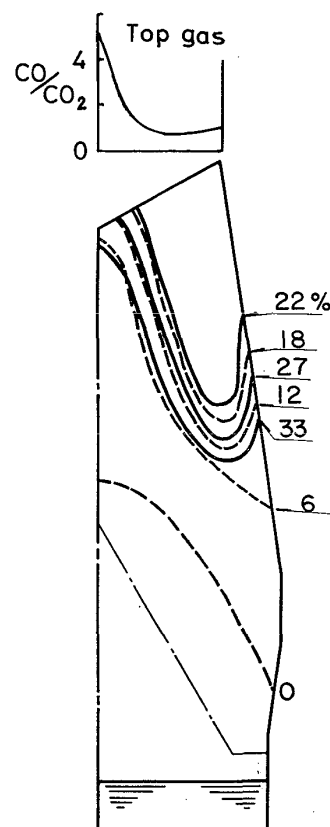


Fig. 9. Mass fraction of Fe_2O_3 and Fe in the blast furnace.



---- boundary line between moving and stationary zones.

Fig. 10. Mass fraction of FeO in the blast furnace.



— CO — CO₂
Average CO/CO₂ of top gas=1.02.

Fig. 11. Mol fraction of CO, CO₂ gas in the blast furnace.

5.7 ガスの組成分布

CO, CO₂ ガスの炉内分布を, Fig. 11 に示す. ガスの組成分布も, 層頂の O/C 分布の影響を強く受け, O/C の多い炉中間部で, CO, CO₂ 分率の高くなる傾向を示した. また, 層頂における, CO/CO₂ の分布も, ほぼ実炉と一致した傾向を示していることがわかる.

6. 結 言

高炉内の半径方向分布を考慮し, 気-固-液 3 相間の流動, 反応, 伝熱を同時に解析し得る高炉の数学的モデルを開発し, 特性曲線法に基づく数値解析を行うことにより, シミュレーションを実施した結果, 次の結論を得た.

(1) 本モデルから得られた層頂のガス温度, 組成分布, シャフト部荷下がり速度分布, 1400°C 等温線 (融着層下限温度) などは, 実炉の計測や, 解体高炉の調査結果と, ほぼ一致した傾向を示しており, 本モデルの妥当性を確認することができた.

(2) シャフト上部における, ガス, 固体の温度, 組成分布, および, 移動速度分布は, 層頂における O/C の分布に強く依存しており, ムーバブル・アーマーなどによる O/C 分布調整が有効であることを示唆してい

る.

(3) 炉下部では, 保熱帯として作用する荷下がり停滞域の影響が強く, 融着帯が逆 V 型の形状を示す主要な原因の 1 つになつているものと推定される.

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)中央技術研究所前所長小田尚輝博士, 所長西岡邦夫博士, 波崎研究センタ所長白岩俊夫博士, および有益なる助言をいただきました赤松經一研究所次長に深甚の謝意を表する次第であります.

記 号

c_j : i 相の熱容量	[kcal·m/kg·s·°C]
C_i : i 成分のモル濃度	[kmol/m ³]
d : 充填物粒径	[m]
$\mathcal{D}_i$: i 成分の拡散係数	[m ² /s]
E_j : $E_g = \epsilon(1 - \epsilon_1)$, $E_s = (1 - \epsilon)$, $E_1 = \epsilon\epsilon_1$	[—]
h_{kj} : k 相- j 相間の熱伝達係数	[kcal/m ² ·s·°C]
k_j : j 相の熱伝導度	[kcal/m·s·°C]
M_i : i 成分のモル質量	[kg·s ² /kmol·m]
Nu : ヌッセルト数	[= hd/k]
P : 静圧	[kg/m ²]
Pr_j : j 相のプラントル数	[= $\mu_j c_{jg}/k_j$]
q_{jy} : j 相における y 方向の粒子間実質流速	[m/s]

Q_j : j 相の反応熱	[kcal/m ³ ·s]
Re_j : j 相のレイノルズ数	[$=v_j\rho_j d/\mu_j$]
R_i : i 成分の反応速度	[kmol/s·m ³]
T, T' : 温度	[°C]
V_j, V_j : j 相の空塔換算流速	[m/s]
V_{jy} : j 相での y 方向の空塔換算流速	[m/s]
$V_{\perp}, V_{\parallel}$: 層に垂直な方向, 平行な方向の空塔換算流速	[m/s]
ΔX : 層厚さ	[m]
α_{xy}, β_{xy} : y 方向にガスが流れた時の, x 方向への充填層通気抵抗 [α_{xy} : 1/m, β_{xy} : kg·s/m ⁴]	
α_o, β_o : o 層の通気抵抗係数 [α_o : 1/m, β_o : kg·s/m ⁴]	
δ : 代表長さ [$=d/6E_j$]	[m]
ε : 充填層の空隙率	[—]
ε_l : 液滞留率 [液の体積/空隙体積]	[—]
ε_o : o 層の空隙率	[—]
μ_j : j 相の粘性係数	[kg·s/m ²]
ξ_i : i 成分の質量分率	[—]
κ : ガス定数	[m ² /s ² ·°C]
ρ_j : j 相の密度	[kg·s ² /m ⁴]
Ψ : 流れの函数	

添 字

- i, j : 各々成分, 相を表す.
- g, s, l : 各々気相, 固相, 液相を表す.
- o, c : 各々鉱石層, コークス層を表す.
- x, y, r, z : 座標
- $\perp, \parallel$: 層に垂直な方向, 平行な方向を表す.
- $,_x$: x に関する偏微分を表す.
- $,_{rz}$: r および z に関する 2 階偏微分を表す.

文 献

- 1) 佐々木寛太郎, 羽田野道春, 渡辺雅雄, 下田輝久, 横谷勝弘, 伊東孝夫, 横井 毅: 鉄と鋼, 62 (1976) 5, p. 580
- 2) 神原健二郎, 萩原友郎, 重見彰利, 近藤真一, 金

- 山有治, 若林敬一, 平本信義: 鉄と鋼, 62 (1976) 5, p. 535
- 3) A. K. LAHIRI and V. SESHADRI: JISI, March (1969), p. 293
- 4) 桑原 守, 鞭 巖: 鉄と鋼, 61 (1975) 6, p. 787
- 5) 重見彰利, 鈴木 明, 肥田行博, 山口一良: 鉄と鋼, 64 (1978) 4, S47
- 6) 羽田野道春, 沖 宏治, 山岡秀行, 山県千里, 村上陽一: 鉄と鋼, 65 (1979) 4, S47
- 7) S. ERGUN: Chem. Eng. Prog., 48 (1952) 2, p. 89
- 8) J. RADESTOCK and R. JESCHAR: Stahl u. Eisen, 90 (1970) 22, p. 1249
- 9) 羽田野道春, 栗田興一: 鉄と鋼, 62 (1976) 8, p. 953
- 10) V. STANEK and J. SZEKELY: Canad. J. Chem. Eng., 50 (1972), p. 9
- 11) 桑原 守, 鞭 巖: 鉄と鋼, 62 (1976) 5, p. 463
- 12) 全 明, 館 充: 鉄と鋼, 61 (1975) 7, p. 948
- 13) J. YAGI and J. SZEKELY: Trans. ISIJ, 17 (1977), p. 576
- 14) 羽田野道春, 栗田興一, 岡根幸司: 鉄と鋼, 63 (1977) 2, p. 217
- 15) J. SZEKELY and Y. KAJIWARA: Met. Trans., 10B (1979) Sept., p. 447
- 16) 鞭 巖, 森山 昭: 冶金反応工学, (1972), p. 232 [養賢堂]
- 17) W. H. GIEDT: 基礎伝熱工学 (横掘 進, 久我修共訳), (1957), p. 146, p. 281 [丸善]
- 18) T. INATANI, T. FUKUTAKE, and K. OKABE: Der Hochofenprozess, (1973), p. 114 [Verlag Stahleisen M. B. H.]