

論 文

有限要素法と特性曲線法による高炉の
ガス流れと伝熱の同時解析

工 藤 純 一*・八 木 順一郎*2

A Mathematical Model of Blast Furnace in Terms of Finite Element
Method and Method of Characteristics

Jun-ichi KUDOH and Jun-ichiro YAGI

Synopsis :

An attempt was made on the simultaneous analysis of the gas flow and heat transfer in the blast furnace by a mathematical model which considered complex structure and nonuniform sink and source terms for both heat and mass. ERGUN'S equation was used for the equation of motion of gas and potential flow approximation was used for the equation of solid flow. Two dimensional distribution for the velocities of gas and solid was obtained numerically by applying the finite element method with quadratic elements. Fundamental equations of heat transfer on gas and solids were composed of the terms for convection, heat exchange and heat source. Numerical computation of the fundamental equations was carried out in accordance with the method of characteristics. In this analysis, sink and source terms regarding fusion of ore in the cohesive zone and combustion of coke in the raceway were incorporated in the mathematical model as well as radial distributions of particle size and void fraction. It was consequently found that the temperature distribution was affected principally by nonuniform gas flow and thermal flow ratio. Within the cohesive zone, strong consumption of heat by fusion of ore and decrease in the solids velocity appeared. These phenomena affected significantly the temperature distribution in the lower region of the blast furnace together with the generation of heat in the raceway region.

Key words : ironmaking ; computer simulation ; mathematical model ; finite element method ; quadratic element ; characteristics method ; blast furnace ; layered structure ; gas flow ; heat transfer.

1. 緒 言

高炉内の状況は、解体調査^{1)~8)}や直接内部測定¹⁹⁾あるいは模型実験²⁰⁾などにより明らかにされてきているが、高炉のように大規模で複雑なシステムにおいては、いずれの方法においても同時に進行する多数の現象について十分な測定データを得ることはかなり困難である。一方、数学的モデルによるシミュレーションが発達し、実際に稼動している高炉の内部状態を理論的に予測する試みが行われているが、このような複雑な系の解明には経済的にも、時間的にも数値シミュレーションは一つの有効な手段であるといえよう。

最近の高炉の解析法は2次元モデルが主流であり、流動、伝熱、反応等を考慮した総合的モデルに発展している。それらの数値解析法にはいくつかの方法がある。そ

の代表的なものとして、羽田野ら^{9)~10)}は高炉半径方向の不均一性を推定するモデルを開発した。この方法においては、炉内のガス流れについて流れ関数を用いた偏微分方程式が導き出され、差分方程式に展開されている。温度、濃度の解析には特性曲線法を用いて、Runge-Kutta-Gill法で数値積分する方法をとっている。この方法は解を比較的容易に求められるという点で優れているが、流れ関数を用いているため、湧き出し、吸い込みが炉の断面で均一であると仮定している。

桑原ら¹¹⁾は高炉内のガス流れ、固体流れ、化学反応、物質移動の同時進行を考慮してプロセス変数の2次元の分布を推算するための数学的モデルを作成した。この方法においても、炉内のガス流れについて流れ関数を用いた偏微分方程式を導き出し、差分方程式に展開して、SOR法で数値的に解いている。杉山¹²⁾は、装入物分布、

昭和61年10月本会講演大会にて一部発表 昭和62年3月19日受付 (Received Mar. 19, 1987)

* 東北大学選鉱製錬研究所 (現: (株)マックスブレイン) 工博 (Research Institute of Mineral Dressing and Metallurgy, Tohoku University, Now MAXBRAIN, Ltd.)

*2 東北大学選鉱製錬研究所 工博 ((Research Institute of Mineral Dressing and Metallurgy, Tohoku University, 2-1-1 Katahira Sendai 980)

ガス流れ、固体流れ、化学反応、伝熱、融着帯推定のモデルを組み合わせ、一つの総合的なモデルを作成している。このモデルにおいても、流動、伝熱、物質移動に関して、基礎方程式を差分化し SOR 法で解を求めている。しかし、これらの方法は複雑な層構造を考慮するのに困難を伴う。大野ら²¹⁾²²⁾は、有限要素法を用いて高炉内 3 次元ガス流れモデルを作成し、ガス流れの円周方向分布を検討した。八木ら²³⁾は、有限要素法を用いたガス流れと伝熱の同時解析を行って炉内の熱的分布を推定した。有限要素法は炉内構造を具体的にモデルの中に組み入れることができるので、層構造の変化に伴う不均一ガス流れを検討することが容易である。しかし、計算機上で大量の記憶容量を必要とする欠点がある。

本研究では、複雑な高炉の炉内構造の具体的な表現、炉内の局所的な位置における湧き出し、吸い込みの考慮、ならびに計算機の演算と記憶量の軽減を目的とした。ガス流れと固体流れの解析には有限要素法を採用した。一方、温度分布を推算するために伝熱方程式をその特性曲線である流線に沿って、Runge-Kutta-Gill 法により数値積分する方法を採用した。ガスと固体の流線は湧き出し、吸い込みを考慮しない場合には流れ関数を使ってもとめた。これに対して、湧き出し、吸い込みを考慮する場合については、流動に関する数値計算結果から各要素内における r 方向、 z 方向の質量速度から直接特性曲線を求める方法をつかつて、ガス流れと伝熱のシミュレーション計算を行い、炉内の流速、圧力および温度分布を推定した。

2. 解 析 法

2.1 流動の解析

2.1.1 ガス流れ

高炉内のガスの流速分布および圧力分布を求める基礎方程式として、前報¹³⁾同様(1)式で表される ERGUN の式¹⁴⁾を多次元に拡張した(2)式¹⁵⁾を用いた。前報¹³⁾では湧き出し、吸い込みは数値計算には考慮していなかったが、本報ではそれらを考慮した数値計算を行つた。形式は以下に示すとおりであり、前報¹³⁾と同じである。

$$-\frac{\Delta P}{\Delta z} = 150.0 \frac{(1-\varepsilon_b)^2 \mu G}{(\phi d_p)^2 \varepsilon_b^3 \rho_g} + 1.75 \frac{(1-\varepsilon_b) G^2}{(\phi d_p) \varepsilon_b^3 \rho_g} \quad \dots (1)$$

$$-\text{grad } P = (f_1 + f_2 |G|) G \quad \dots (2)$$

(2)式を(3)式のように表現し、(4)式で与えられる連続の式と組み合わせると(5)式が得られる。

$$-\text{grad } P = G/a_0 \quad \dots (3)$$

ただし、 $a_0 = 1/(f_1 + f_2 |G|)$ である。

$$\text{div } G = Q_{gm} \quad \dots (4)$$

$$\text{div} \{a_0 \text{grad } P\} + Q_{gm} = 0 \quad \dots (5)$$

Q_{gm} はガスの湧き出しであり、前報¹³⁾の数値計算においては 0 としたが、本報ではレースウェイでのガスの湧き出しを考慮した。 Q_{gm} の値の求め方については後述する。

2.1.2 固体流れ

清水ら²⁵⁾、桑原ら¹¹⁾は高炉の半円周模型を使つて、シャフト角ならびに充填物の装入角を変化させて、装入物の降下挙動の実験を行つた。その結果、高炉のようにシャフト角が 90° 以下の場合には、シャフト部で壁の摩擦の影響が無視でき、粒子の渦がほとんどなかったもので、固体粒子はポテンシャル流れで近似できると報告している¹¹⁾。

シャフト下部からレースウェイにかけての領域については、佐藤ら¹⁶⁾が炉芯周辺の粒子の動きについて模型実験を行い、粒子は炉壁と炉芯の間をホッパー状に降下し、炉壁および炉芯近傍の粒子の速度はその中間より遅くなることを報告している。以上から、これら二つの領域を重ね合わせ、高炉の全領域にわたる粒子の流れを考慮すると、第 1 近似として固体粒子の運動はポテンシャル流れであると仮定できる。したがって、本報では(6)、(7)式で与えられる連続の式と運動方程式から、ガス流れと同様の方法で固体流れに関する基礎方程式として、(8)式を求めた。

$$\text{div } v_s = V_{sm} \quad \dots (6)$$

$$-\text{grad } \phi_s = v_s/a_s \quad \dots (7)$$

$$\text{div} \{a_s \text{grad } \phi_s\} + V_{sm} = 0 \quad \dots (8)$$

ここで、 a_s は比例係数である。ガス流れと固体流れの数値計算は有限要素法 2 次要素近似により行つた。

2.2 伝熱方程式

高炉内における熱的状態を推定するためには、ガスと固体の温度分布を同時にともめねばならない。高炉内においては熱伝導による熱移動量は対流熱伝導による熱移動量に比較して小さい¹⁰⁾ので、熱伝導項を無視し、ガスと固体に関する熱収支をとり、ベクトル形で表すと、定常状態で(9)、(10)式のようにになる。

$$\nabla (C_g G_g T_g) + A h_p (T_g - T_s) - Q_g = 0 \quad \dots (9)$$

$$\nabla (C_s G_s T_s) + A h_p (T_s - T_g) - Q_s = 0 \quad \dots (10)$$

ただし、 $A = 6(1-\varepsilon_b)/\phi d_p$ である。

いま、ガスに関する熱収支(9)式を 2 次元円柱座標系を用いて書き直すと(11)式になる。

$$\left(C_g + T_g \frac{dC_g}{dT_g} \right) \left(G_{gr} \frac{\partial T_g}{\partial r} + G_{gz} \frac{\partial T_g}{\partial z} \right) + A h_p (T_g - T_s) - Q_g = 0 \quad \dots (11)$$

同様に、固体の熱収支式から(12)式が得られる。

$$\left(C_s + T_s \frac{dC_s}{dT_s} \right) \left(G_{sr} \frac{\partial T_s}{\partial r} + G_{sz} \frac{\partial T_s}{\partial z} \right) + Ah_p(T_s - T_g) - Q_s = 0 \quad (12)$$

ガスの熱収支に注目すると(11)式は(13)式のように変形できる。

$$G_{sr} \frac{\partial T_g}{\partial r} + G_{sz} \frac{\partial T_g}{\partial z} = \frac{-Ah_p(T_g - T_s) + Q_g}{C_g + T_g(dC_g/dT_g)} \quad (13)$$

ここで、(13)式を T_g の全微分形(14)式と連立させる。

$$dr \frac{\partial T_g}{\partial r} + dz \frac{\partial T_g}{\partial z} = dT_g \quad (14)$$

特性曲線は T_g の導関数が不定になる軌跡であるから、係数行列を 0 とおくことによつて得られる(15)式から求められる。

$$\begin{vmatrix} G_{sr} & G_{sz} \\ dr & dz \end{vmatrix} = 0 \quad (15)$$

(13)~(15)式から、つぎの二つの常微分方程式が得られる。

$$dT_g = \frac{-Ah_p(T_g - T_s) + Q_g}{\{C_g + T_g(dC_g/dT_g)\}G_{gr}} dr \quad (16)$$

$$dT_g = \frac{-Ah_p(T_g - T_s) + Q_g}{\{C_g + T_g(dC_g/dT_g)\}G_{gz}} dz \quad (17)$$

したがつて、(15)式で表される特性曲線に沿つて、(16)、(17)式を積分することにより、伝熱方程式(11)式の解が得られる。実際の計算では(16)、(17)式をそれぞれ自乗してから加算して平方根をとると(18)式になるので、(18)式を Runge-Kutta-Gill 法で数値積分した。

$$dT_g = \frac{-Ah_p(T_g - T_s) + Q_g}{\{C_g + T_g(dC_g/dT_g)\}G_g} \times (dr^2 + dz^2)^{1/2} \quad (18)$$

固体の熱収支についても同様に扱った。

2.3 伝熱方程式の数値計算法

有限要素法 2 次要素近似¹³⁾に従い、ガス流れを表す(3)~(5)式から高炉の全領域にわたつてガスの流速ベクトル G_{gr} , G_{gz} が求められた。ガスの特性曲線はこの流速ベクトルに基づき、 $\tan \theta_g = G_{gz}/G_{gr}$ を使い各要素ごとにガスの進行方向を定めることによつて求められる。この特性曲線はレースウェイの外周上の任意の座標を出発点として指定することにより連続的に層頂まで求めることができる。

固体の特性曲線も同様に求めて求められるが、固体は層頂から装入されるので、層頂の任意の座標を出発点として指定することにより、レースウェイの周囲まで逐次 $\tan \theta_s = v_{sz}/v_{sr}$ を求め、固体の特性曲線を求めた。

この方法は湧き出し、吸い込みがある場合の特性曲線を求めるのに使用したものであるが、比較のため、湧き

出し、吸い込みを考慮しない場合を想定した。この場合には、流れ関数 Ψ を定義して特性曲線を求める方法が簡単である。2次元円柱座標系では、ガスの連続の式は(19)式ようになる。

$$\frac{\partial(rG_{gr})}{\partial r} + \frac{\partial(rG_{gz})}{\partial z} = 0 \quad (19)$$

(19)式を満足する流れ関数 Ψ_g を(20)、(21)式で定義する。

$$\frac{\partial \Psi_g}{\partial r} = rG_{gz} \quad (20)$$

$$-\frac{\partial \Psi_g}{\partial z} = rG_{gr} \quad (21)$$

Ψ_g の等高線を求めると、それが流線であり、伝熱方程式の特性曲線となる。この Ψ_g の等高線の求め方は、高炉内の任意の断面を通過する全流量を F とすると、ある任意の位置における値 Ψ_{gn} は、(22)、(23)式から計算することができる。

$$\Psi_{gn} = \sum_{i=1}^n F_i / 2\pi \quad (22)$$

$$F = \sum_{i=1}^N F_i \quad (23)$$

ここで、 $i=1$ は高炉の中心における値であり、 $i=N$ は炉壁における値である。固体についても、ガスの場合と同様の手法で計算できる。

2.4 湧き出し量と吸い込み量の計算

A 高炉の場合を例にとると、ガスの湧き出し量は、Table 1 の操業データから、羽口での流入量は 5625 (Nm^3/min) = 93.75 (Nm^3/s) であり、空気の実相質量は 28.84 (kg/kmol) であるから、質量流量は 93.75 × 28.84/22.40 = 120.70 (kg/s) となる。モデル上のガスの流入面積は 18.60 (m^2) なので、これより質量速度は 6.49 ($\text{kg}/\text{m}^2\text{s}$) となる。一方、羽口で空気中の酸素とコークスが反応して CO を発生する反応を考えると反応式は、



であり、ガスの湧き出し量は $0.21 \times 18.6 \times 6.49 / 28.84 \times 2 \times 12.0 = 21.10$ ($\text{kg}(\text{C})/\text{s}$) となる。このガスの湧き出し量がレースウェイを構成している 9 要素から均

Table 1. Operating conditions of the blast furnaces.

		B.F(A)	B.F(B)
Top gas pressure	(kg/cm^2)	2.6	2.8
Blast volume	(Nm^3/min)	6572	5626
Blast temperature	(K)	1362	1545
Blast pressure	(kg/cm^2)	4.00	3.27
Sinter	(dry t/ch)	72.2	115.2
Coke	(dry t/ch)	31.3	27.7
Charge frequency	(ch/H)	129	120.5
Production rate of pig iron	(t/H)	8605	8620
Temperature of pig iron	(K)	1775	1792
Discharge ratio of slag	($\text{kg}/\text{t}(\text{pig})$)	310	300

Table 2. Estimation of heat requirement for fusion of ore in blast furnace (A).

	Mass flow rate (kg/s)	Molecular weight (kg)	Molar flow rate (kmol/s)	Heat of fusion (kJ/kmol)	Heat required for fusion (kW)
Fe	94.23	55.85	1.6872	1.55×10^4	2.61×10^4
SiO ₂	10.56	60.09	0.1757	1.50×10^4	0.26×10^4
CaO	11.72	56.08	0.2090	8.20×10^4	1.66×10^4
Al ₂ O ₃	4.22	101.96	0.0414	10.8×10^4	0.45×10^4
MgO	2.00	40.32	0.0496	7.73×10^4	0.38×10^4
TiO ₂	0.56	79.90	0.0070	6.48×10^4	0.17×10^4
Total					5.33×10^4

一に湧き出しているとした。また同時にこの 21.10(kg(C)/s) がレースウェイでのコークスの吸い込み量でもある。この反応により発生する熱量は熱力学計算から 2.08×10^5 (kW) である。

固体の吸い込み量の計算については、融着帯で装入鉱石が全部融解するとして、操業データに基づき計算すると 160.7(kg/s) が得られた。融着帯における鉱石の融解熱は、鉱石が Fe, SiO₂, CaO, Al₂O₃, MgO, TiO₂ の組成を持っていると考え、各成分の融解熱の合計から求めた。Table 2 に示すように、鉱石の融解熱は 5.413×10^4 (kW) であり、融着帯を構成している全要素にこの熱量を均等に分割した。

同様に B 高炉について計算すると、レースウェイでのガスの湧き出し量とコークスの吸い込み量は共に、24.64(kg(C)/s) で、この時発生する熱量は 2.42×10^5 (kW) である。融着帯での固体の全吸い込み量は 160.2(kg/s) であり、吸い込まれる全熱量は 4.936×10^4 (kW) である。

2.5 境界条件

ガス流れに関する境界条件は前報¹³⁾に示したので省略する。固体流れの境界条件は層頂での装入物の降下速度を一定値として与え、鉱石は融着帯内で全部溶解し液体に変化するとした。一方、コークスはレースウェイ内で燃焼するが、実炉で溶銑中に入る炭素、ソリューション・ロス反応でガス化する炭素は本モデル中に考慮されていないので、この部分は羽口から排出されるという条件を与えた。

A 高炉、B 高炉共に層頂で固体の温度が 373 K であるとした。入口ガス温度は、融着帯レベルでの温度が妥当な値、すなわち、融着帯上端ラインの温度は焼結鉱が軟化開始する 1370 K 前後、融着帯下端ラインの温度は焼結鉱が熔融開始する 1670 K 前後²⁴⁾になるようにした。

湧き出し、吸い込みを考慮した場合は、入口ガス温度として実炉の送風温度を与えてレースウェイ内の温度分布を計算したところ、レースウェイ外周辺上で温度が高

くなりすぎる結果になった。そこで、レースウェイ内部のガス温度は上述の融着帯下端温度を与えることができる 2270 K であると仮定し、レースウェイ外周辺上の温度としてガス温度の出発点とした。

湧き出し、吸い込みを考慮しない場合は、羽口前でのコークスの燃焼による発熱、ならびに、熔融に伴う吸熱などの影響による温度変化は生じない。本モデルでは、融着帯以下の領域に炉芯を設定したが、液流れや炉壁からの熱損失を考慮していないので、定常状態では炉芯の温度は、レースウェイ外周辺上の温度と等しくなる。したがって、炉芯の温度も 2270 K にした。その他の境界条件としては、ガス流れと同様に、円周方向には均一であるとし、炉軸に対し軸対称であるとした。炉軸ならびに外表面に直交する熱の移動は生じないとしたが、これは、ガス流れで用いた有限要素法の自然境界条件に対応している。数値計算には高炉のプロフィールが必要である。A、B 高炉のプロフィールは文献¹³⁾²⁶⁾に示されている。

2.6 数値計算

数値計算は最初に固体流れおよびガス流れについて行う。ガス流れは 5 回繰り返し計算する。つぎに、この計算結果である v_s , G_g を用いて固体、ガスそれぞれの流線を計算する。得られた流線に沿って、Runge-Kutta-Gill 法で固体、ガスそれぞれの温度の計算を 5 回繰り返す。この方法を繰り返し実行し、全体の収束判定を行う。収束限界は全計算を通じて、 T_s, T_g, a_0 の繰り返し後の変化幅が相対誤差で 10^{-3} 以下になった時収束したと判断した。

3. 結 果

3.1 シミュレーションの条件

A、B 高炉ともに逆 V 型融着帯を持つと仮定した。伝熱の計算では、湧き出し、吸い込みを考慮した場合とそれらを考慮しない場合、さらに、半径方向の粒度分布がある場合と均一粒度の場合に注目した。シミュレーションは、主として、つぎの 4 ケースについて行われた。

ケース 1 : B 高炉で鉱石とコークスに半径方向粒度分布があり、湧き出し、吸い込みを考慮した場合。

ケース 2 : ケース 1 と同一条件で湧き出し、吸い込みを考慮しない場合。

ケース 3 : A 高炉で鉱石とコークスが均一粒度であり、湧き出し、吸い込みを考慮した場合。

ケース 4 : ケース 3 と同一条件で鉱石とコークスの半径方向粒度分布がある場合。

粒度分布ならびに空間率分布については、山田ら¹⁷⁾

が充填層の実験で求めた粒度と空間率の関係式を鉱石とコークスの平均粒度を用いて簡単化した式¹⁸⁾を採用した。A, B両高炉の半径方向粒度分布をこの式に与えて得られた空間率分布を Fig. 1 に示した。

3.2 B高炉に関する解析結果

ケース1はB高炉に対して、鉱石とコークスに半径方向粒度分布があり、湧き出し、吸い込みを考慮した場合である。このケースの数値計算に使用した炉内構造と得られたガスの流速ベクトルを Fig. 2 に示す。B高炉の特徴は Fig. 2 からわかるように、層頂での装入物分布のピークが炉壁から約 20% 内側になるような装入を行っていることであり、本解析においてもこの装入物面の形状を2本の直線で近似している。Fig. 2 に示したガスの流速ベクトルからわかるように、炉内のガス流れは、融着帯以下において、羽口から炉の中心部に集中的に流れ、融着帯で強制的に炉壁側に曲げられたのち層頂に達している。これは、前報¹³⁾で示したA高炉の場合と類

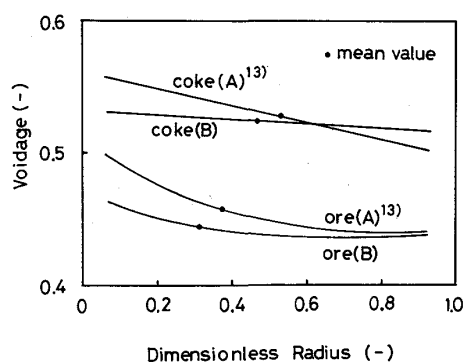


Fig. 1. Radial distribution of voidage.

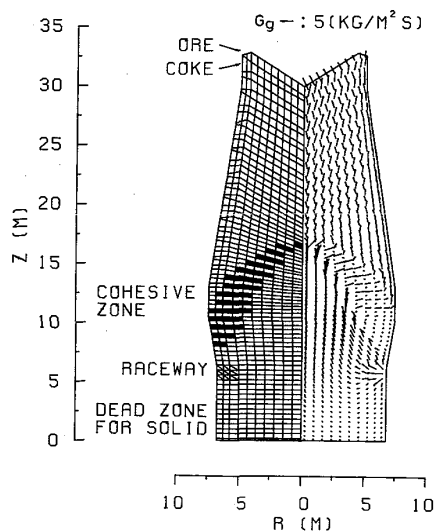


Fig. 2. Layered structure and computed gas flow vector (Case 1).

似している。このケースの等圧線と等質量速度線を Fig. 3 に示す。等圧線はシャフト部ではほぼ水平になっているが融着帯の位置では変化していることがわかる。しかし、等質量速度線を見ると、シャフト部で炉の中心部の流速が速く、炉壁側にいくにしたがつて遅くなるが再び炉壁近傍で速くなっている。これは中心部では鉱石、コークスとも粒径が大きく、外周部ではコークス層が厚く、鉱石層が薄くなっている。したがって、シャフト部におけるガスの不均一流れの主原因が層構造によるということがわかる。このことは、A高炉についても同様¹³⁾であつた。すなわち、炉内のガス流れは、粒度分布や層構造に支配されているが、半径方向の圧力分布

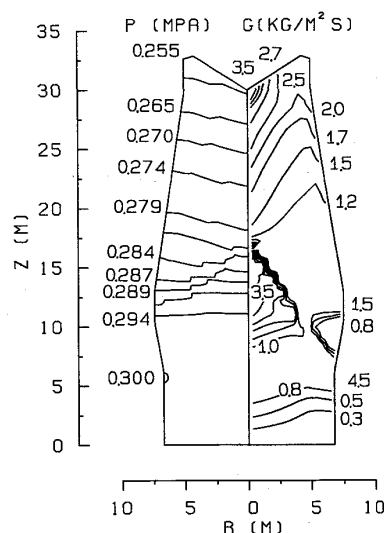


Fig. 3. Isobars and contour lines of averaged mass velocity of gas (Case 1).

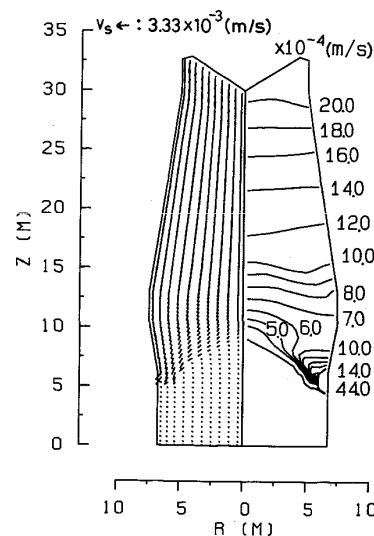


Fig. 4. Solid flow vector and contour lines of solid velocity (Case 1).

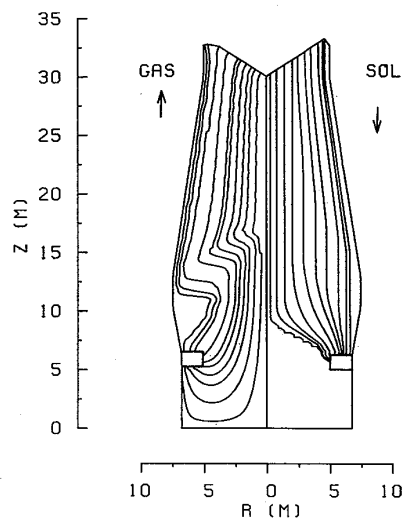


Fig. 5. Stream lines of gas and solid (Case 1).

はほぼ一定になる。この結果は、炉内のガス流れの重要な特徴を表している。

このケースの固体の等速度線を Fig. 4 に示した。Fig. 4 によると、層頂付近では炉壁側で速く降下するが、シャフト部での等速度線はほぼ水平になっているので、中心側も炉壁側もほぼ同じ速度で降下することがわかる。シャフト下部からレースウェイにかけて装入物は再び炉壁側で速く降下する。これは、コークスが炉芯の上面に沿ってレースウェイに流れ込むので滴下帯からレースウェイにかけて降下速度が速くなるためであると考えられる。このケースに関するガスと固体の流れを Fig. 5 に示した。ガスの流れは、湧き出し、吸い込みを考慮しているので、レースウェイの周囲に 10 か所流れ線の出発点を指定し、各要素ごとの流速値から流れの方向を求めたものである。これをみると、レースウェイの下側を出発点に指定した 4 か所の位置からの流れは、いずれも最初、炉底に向かって進むが、途中から方向を変えて層頂へ向かって流れる。融着帯の上端と下端の位置でこれらガスの流れは急激に変化しているが、これは他の位置を出発点とした流れでも同様である。全体としてみると、融着帯の位置と形状が流れ群からわかる。これに対して固体の流れは、層頂で 10 か所指定された出発点から、レースウェイに向かって流れている。固体の流れは固体の速度ベクトルに基づいて計算されているので、層頂からシャフト下部にかけて、ほぼストレートに降下し、シャフト下部からレースウェイに至る領域においては、炉芯内で固体が静止しているという条件を与えているので中心側では炉芯に沿って、また、炉壁側では側壁に沿ってレースウェイに向かって流れる。

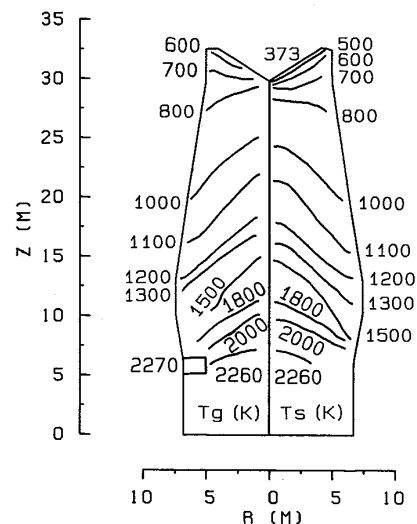


Fig. 6. Isothermal lines of gas and solid (Case 1).

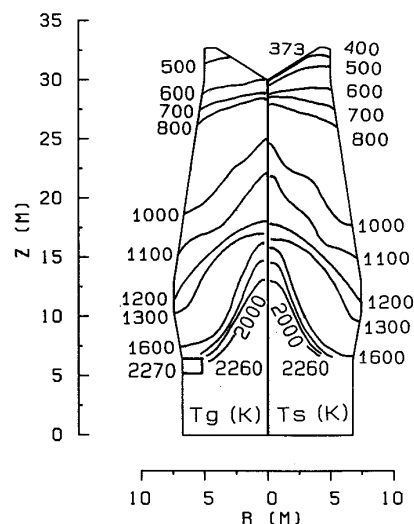


Fig. 7. Isothermal lines of gas and solid (Case 2).

上述のガスと固体の流れに沿って、Runge-Kutta-Gill 法で伝熱方程式を数値積分し、得られたガスと固体の温度分布を Fig. 6 に示した。

ガス、固体の温度はいずれも炉中心側が高く、炉壁側にいくに従って低くなっている。融着帯以下における領域の軸方向温度変化は小さくなっていた。このことについては後述する。

つぎに、比較のため、このケースと同一条件で湧き出し、吸い込みを考慮しないケース 2 について述べる。

ケース 2 は湧き出し、吸い込みを考慮していないので、流れ関数を使用する方法で流れを引くことができ、定性的には Fig. 5 と同様の結果が得られた。この結果に基づき温度分布を計算したのが Fig. 7 である。Fig. 7 において、ガスと固体の温度が炉軸に関してほぼ対称な温

度分布を示していたことは、ケース 1 と同様である。炉軸方向の温度分布については、ケース 1 と同様であり、ガスと固体の温度はいずれも炉の中心側が高く、炉壁側にいくに従って低くなっている。融着帯の上端ラインの位置における温度は 1200 K から 1300 K であり、融着帯の下端ラインの位置における温度は約 1600 K であった。

ケース 1 の湧き出し、吸い込みのある場合 (Fig. 6) と比較すると、融着帯内および以下の領域での温度分布が異なっていることがわかる。ケース 1 の方が、融着帯内で吸熱があるため温度変化が大きくなっている。融着帯からレースウェイ周囲にかけての領域では、ガスの流量はレースウェイでコークスの燃焼反応により増加しているので、レースウェイを出たところでは、ガスの流量は湧き出し、吸い込みを考慮しない場合 (ケース 2) とほぼ同じになっている。しかし、ケース 1 の場合は、融着帯で鉱石が溶解するので、固体の流量が少なくなっている。ケース 2 の場合は、固体の流量は変化しないので、融着帯以下の領域における固体の降下速度は湧き出し、吸い込みを考慮した場合の方が遅くなる。したがって、軸方向の温度変化が小さくなったと考えられる。

3.3 A 高炉に関する解析結果

A 高炉について検討すると、ケース 3 は均一粒度を仮定し、湧き出し、吸い込みを考慮した場合であるが、このケースのガス流れは前報¹³⁾とほぼ同様である。ガスと固体の流れはそれぞれ 10 本ずつ求めた。この場合の温度分布を Fig. 8 に示した。B 高炉のケース 1 と比較すると、ガスと固体の温度パターンはほぼ炉軸対称であることや中心側の温度が高く、炉壁側の温度が低いということは類似しているが、炉軸方向の温度勾配がやや緩やかである。この理由は、湧き出し、吸い込みを考慮したことは同じであるが、粒度分布が均一であることや羽口からのガスの流入量が異なるためである。これらの相違がガス流れや局所的な熱流比に影響し、温度分布に差異をもたらしたと考えられる。

つぎに、ケース 3 と同一条件で粒度分布があるケース 4 について検討する。ケース 4 の温度分布 (Fig. 9) とケース 3 の温度分布 (Fig. 8) を比較すると、シャフト部における 1000 K と 1100 K の等温線は、それぞれ炉壁付近ではほぼ同じ位置にあるが、中心側の位置はケース 4 の方がやや高くなっている。これは、このケース 4 においては、Fig. 1 に示したように炉の中心側の空間率が炉壁側に比べて大きかったため、ガス流れは強い中心流になっており、そのため、炉の中心側では熱流比が小さくなり、温度の上昇速度が速かったと考えられる。

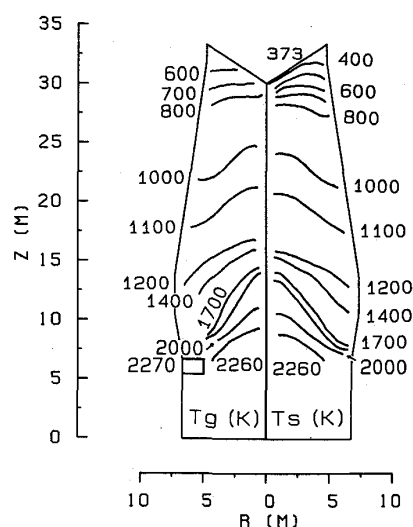


Fig. 8. Isothermal lines of gas and solid (Case 3).

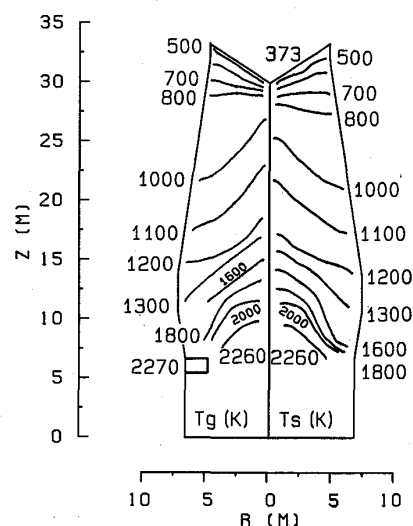


Fig. 9. Isothermal lines of gas and solid (Case 4).

4. 結 論

有限要素法 2 次要素近似を使用して高炉の複雑な層構造を考慮したガス流と固体流れの解析を行った。この結果をもとにし、温度分布を推算するため伝熱方程式の数値解析法として、特性曲線法を適用し、上述のガス流れの解析と熱移動の同時解析を行った。

その結果、炉内でのガスと固体の温度は中心側が高く、炉壁側が低くなっていた。この炉内の温度分布がガス流れの不均一性と熱流比に強く支配されていることが明らかになった。

コークスの燃焼反応による固体の消失と発熱、鉱石の融解による固体と熱の吸い込みを考慮した場合と考慮し

ない場合と比較すると、融着帯以下の領域でガスと固体の熱交換速度に差が現れたので、湧き出し、吸い込みが温度分布に影響を及ぼすことがわかった。

本研究は流動と伝熱の効果的な同時解析法を開発することを主目的にしたので実高炉内でおこる重要な現象である融体の流れ、化学反応等が現段階では考慮されていない。しかし、本研究で開発した方法は、炉内の局所的な位置における現象を適切にモデルに取り入れて計算することを可能にしたので、将来、鉱石の還元反応やソリューション・ロス反応など化学反応の速度論を含む物質収支式をも組み入れることが可能である。

記 号

C : 平均比熱 (J/kg K)
 d_p : 装入物の粒度 (m)
 G : 質量速度 ($\text{kg/m}^2 \text{s}$)
 h_p : 粒子・流体間伝熱係数 ($\text{W/m}^2 \text{K}$)
 m : 質量 (kg)
 P : 圧力 (Pa)
 Q : 熱の湧き出し (W/m^3)
 r : 半径方向距離 (m)
 T : 温度 (K)
 v_s : 固体の線速度 (m/s)
 V_{sm} : 固体の体積湧き出し ($\text{m}^3/\text{m}^3 \text{s}$)
 z : 軸方向距離 (m)
 ε_b : 空間率 (—)
 μ : ガスの粘度 (kg/m s)
 ρ : 密度 (kg/m^3)
 ϕ : 形状係数 (—)
 ψ_s : 固体流れの速度ポテンシャル
 Ψ : 流れ関数
 添え字
 g : ガス, r : r 成分, s : 固体, z : z 成分

文 献

- 1) 神原健二郎, 萩原友郎, 重見彰利, 近藤眞一, 金山有治, 若林敬一, 平本信義: 鉄と鋼, **62** (1976), p. 75
- 2) 下村泰人, 西川 潔, 有野俊介, 片山 力, 肥田行博, 磯山 正: 鉄と鋼, **62** (1976), p. 87

- 3) 佐々木稔, 斧 勝也, 鈴木 明, 奥野嘉雄, 吉沢謙一, 中村 隆: 鉄と鋼, **62** (1976), p. 99
- 4) 佐々木寛太郎, 羽田野道春, 渡辺雅男, 下田輝久, 横谷勝弘, 伊東孝夫, 横井 毅: 鉄と鋼, **62** (1976), p. 120
- 5) 安藤 遼, 福島 勤, 岸本純幸: 鉄と鋼, **57** (1976), S 665
- 6) 橋爪繁幸, 高橋洋光, 中川敏彦, 富田貞雄, 佐藤政明, 盛岡恭昭, 小坂橋寿光: 鉄と鋼, **64** (1978), S 108
- 7) 吉村研三, 佐藤 忠, 富貴原璋, 嶋崎重信, 成田貴一, 前川昌大: 鉄と鋼, **64** (1978), S 551
- 8) 館 充, 桑野芳一, 鈴木吉哉, 張東植, 呉 平夫, 松崎幹康: 鉄と鋼, **62** (1976), p. 35
- 9) 羽田野道春, 栗田興一, 岡根幸司: 鉄と鋼, **63** (1977), p. 217
- 10) 羽田野道春, 栗田興一: 鉄と鋼, **66** (1980), p. 1898
- 11) M. KUWABARA, K. ISOBE, K. MIO, K. NAKANISHI and I. MUCHI: The Joint Symposium of the Iron and Steel Institute of Japan and the Australasian Institute of Mining and Metallurgy, Tokyo, Japan (1983年10月), p. 193
- 12) 杉山 喬: 第94・95回西山記念技術講座 (日本鉄鋼協会編) (1983), p. 131
- 13) 工藤純一, 八木順一郎: 鉄と鋼, **72** (1986), p. 2032
- 14) S. ERGUN: Chem. Eng. Prog., **87** (1952), p. 48
- 15) J. RADESTOCK and R. JESCHAR: Stahl Eisen, **90** (1970), p. 1249
- 16) 佐藤裕二, 杉山 喬, 中村正和, 原 行明: 鉄と鋼, **66** (1980), S 634
- 17) 山田孝雄, 佐藤政明, 宮崎伸吉, 嶋村鏑郎, 田口整司: 川崎製鉄技報, **6** (1974), p. 16
- 18) J. YAGI, K. TAKEDA and Y. OMORI: Trans. Iron Steel Inst. Jpn., **22** (1982), p. 884
- 19) 和栗真次郎, 森下紀夫, 樋口宗之, 芦村敏克, 宮辺 裕, 平田達朗: 鉄と鋼, **71** (1985), S 889
- 20) 西尾浩明, 有山達郎: 鉄と鋼, **65** (1979), A1
- 21) 大野陽太郎, 近藤国弘: 鉄と鋼, **69** (1983), S 859
- 22) 大野陽太郎, 近藤国弘: 鉄と鋼, **69** (1983), S 860
- 23) 八木順一郎, 武田幹治, 大森康男: 鉄と鋼, **66** (1980), p. 1888
- 24) 福島 勤, 大野陽太郎, 山田 裕, 近藤国弘, 炭竈隆志, 岸本純幸: 鉄と鋼, **69** (1983), S 5
- 25) 清水正賢, 山口荒太, 稲葉晉一, 成田貴一: 鉄と鋼, **68** (1982), p. 936
- 26) 工藤純一: 2次元数値的モデルによる高炉の流動および伝熱現象の解析, 東北大学工学博士学位論文 (1987年3月)