

## 塊状帯状況推定モデルによる高炉内還元反応の考察

論文

田村 健二\*・林 洋一\*<sup>2</sup>・松井 正昭\*<sup>3</sup>  
 彼島 秀雄\*<sup>3</sup>・山本 崇夫\*<sup>2</sup>

 Consideration on the Reduction Reactions in a Blast Furnace on the Basis  
 of a Mathematical Model for Estimating the State of a Lumpy Zone

Kenji TAMURA, Yooichi HAYASHI, Masaaki MATSUI,  
 Hideo KANOSHIMA, and Takao YAMAMOTO

## Synopsis :

The thermal state and reduction conditions of ores in a lumpy zone have considerable effects on the shape of a cohesive zone and the thermal state in the lower part of a blast furnace. Therefore, a throat diameter probe and a shaft diameter probe were developed as new detection devices for surveying the state of the lumpy zone, and a mathematical model was also developed for estimating the state of the lumpy zone and the outside surface of a cohesive zone in a blast furnace.

The inductive model mentioned above was composed of five simultaneous ordinary differential equations concerning temperature and gas compositions, and these were solved numerically by making use of Runge-Kutta-Gill method. Simulations based on the model were carried out using actual operating data of Sakai No. 2 blast furnace, and it was confirmed that the accuracy of the model was fairly satisfactory in regard to the estimation of gas velocity and gas compositions. Furthermore, static characteristics of reduction reactions of ores by CO and H<sub>2</sub> gas and temperature distributions in the lumpy zone were discussed on the basis of estimation results.

## 1. 緒 言

東田第5高炉の解体調査を契機とするその後の多数の高炉解体調査<sup>1)2)</sup>によつて、融着帯の存在が確認され、塊状帯におけるガス流れや鉱石の還元反応、ひいては炉下部における装入物の降下状態や炉熱状態と、この融着帯形状が相互に密接な関係をもつことが明らかにされたことは、解体調査の重要な知見の一つであつた。しかしながら、解体調査ごとに炉内現象が異なる事実は、稼動中の高炉内状況を的確に検出する必要性を改めて認識させ、垂直ゾンデ<sup>3)4)</sup>や塊状帯観測システム<sup>5)</sup>などの検出端の開発と、より広範囲の高炉内状況を推定するための各種の高炉数学モデルの開発を促進する駆動力となつた。ところで、これらの数学モデルを大別すると、任意の高炉操業条件から高炉内のガス流れや温度状況および鉱石の還元状況などを演繹的に推定するモデル<sup>6)7)</sup>と、各種の検出端情報に基づいて、高炉内状況を帰納的に推定するモデル<sup>8)9)</sup>の2種類に分類できる。とくに後者の帰

納的モデルは、演算時間を比較的短くできることが特徴であり、プロセスコンピュータによるオンラインシミュレーションが可能である。そして、前者の演繹的モデルの精度を高めるためにも、信頼性の高い帰納的モデルの早期開発が必要である。そこで、融着帯外部形状を含めた高炉塊状帯状況を検出端データから帰納的に推定する数学モデルを開発したので、本論文では、モデルの構成とシミュレーション結果に基づく考察を報告する。

## 2. 塊状帯状況推定モデルと検出端の概要

## 2-1 塊状帯状況推定モデルの機能

本モデルは、塊状帯の炉径方向と炉高方向における下記のプロセス変数を推算できる機能をもっている。

- (1) 炉径方向の装入物の降下速度分布とガス流速分布
- (2) 炉径・炉高方向のガス組成分布、温度分布および鉱石の還元率分布
- (3) 融着帯の外部形状

昭和56年11月本会講演大会にて発表 昭和57年3月18日受付 (Received Mar. 18, 1982)

\* 新日本製鉄(株)生産技術研究所 (Process Technology R and D Laboratories, Nippon Steel Corp., 1-1-1 Edamitsu Yawatahigashi-ku Kitakyushu 805)

\*<sup>2</sup> 新日本製鉄(株)本社 (Head Office, Nippon Steel Corp.)

\*<sup>3</sup> 新日本製鉄(株)堺製鉄所 (Sakai Works, Nippon Steel Corp.)

## 2.2 塊状帯状況推定モデルの構成の基本的考え方

(1) 本モデルで使用する主要な検出端データは、後述の炉頂さし渡しゾンデ<sup>5)</sup>の温度分布およびシャフトさし渡しゾンデ<sup>6)</sup>の温度分布、ガス組成分布ならびに装入物の降下速度分布と鉱石・コークスの各層厚分布である。

(2) 本モデルでは、ガスと装入物はともにピストンフローと仮定し、前記の各検出端で測定される半径方向6点の測定値を用い、2.1節で述べた各プロセス変数の炉高方向分布を推算する。

(3) 層頂付近のガスと装入物の伝熱基礎式に基づいて、炉頂半径方向のガス流速分布を推算し、これから得られる炉頂ガスの容積流量が、高炉の総括物質収支より定まる容積流量と整合するようにガス流速分布を補正する。

(4) 装入物の降下速度分布を、装入物の装入質量流量と整合するように補正する。

(5) 塊状帯における反応としては、CO および H<sub>2</sub> による Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> の間接還元反応のみを考慮し、1界面反応モデルに基づく総括反応速度式により反応速度を推算する。

(6) 塊状帯における温度、ガス組成および還元率の各プロセス変数を推算するため、前記の反応を考慮したガスと装入物の伝熱基礎式および CO, CO<sub>2</sub>, H<sub>2</sub> ならびに被還元 O<sub>2</sub> の各物質収支式からなる連立常微分方程式を導き、これを Runge-Kutta-Gill 法で数値的に解く。

(7) 間接還元帯の熱収支から定まる炉頂ガス顕熱量

と整合するように炉頂ガス温度分布を補正し、境界条件とする。

(8) 層頂におけるガスと装入物の伝熱基礎式を解析的に解き、前記の炉頂ガス温度分布に対応する、層頂の装入物温度分布を推定し、これを境界条件とする。

(9) 以上概括した高炉塊状帯状況推定モデルの階層構造を Fig. 1 に示した。

## 2.3 塊状帯状況推定モデルで用いる検出端の概要

堺第2高炉(内容積 2797 m<sup>3</sup>)において新たに開発した検出端の概要を以下簡単に説明する<sup>5)</sup>。

(1) 炉頂さし渡しゾンデ(以下、TDP と略称する)

TDP の構造と計測点の概要を Fig. 2 に示した。CA シース熱電対により連続的に测温し、赤外線分析計により、CO と CO<sub>2</sub> の濃度を4 h に1回の頻度で分析した。また、ピトー管熱線式流速計<sup>5)</sup>により、5 min に1回の頻度でガス流速を測定した。なお、TDP と装入物の層頂面をできるだけ平行に近づけるため、TDP の中心部をちようつがいて結合し、TDP を水平面に対して約 13° 下方に傾斜させた。

(2) シャフトさし渡しゾンデ(以下、SDP と略称する)

SDP の構造と計測点の概要を Fig. 3 に示した。SDP は、ストックラインから4.1m 下方の装入物充填層内に貫通して装着された多目的ゾンデである。CA シース熱電対で30 min に1回の頻度で测温し、ガス分析はTDP と同じ方法で行った。また、SDP に装着されているマ

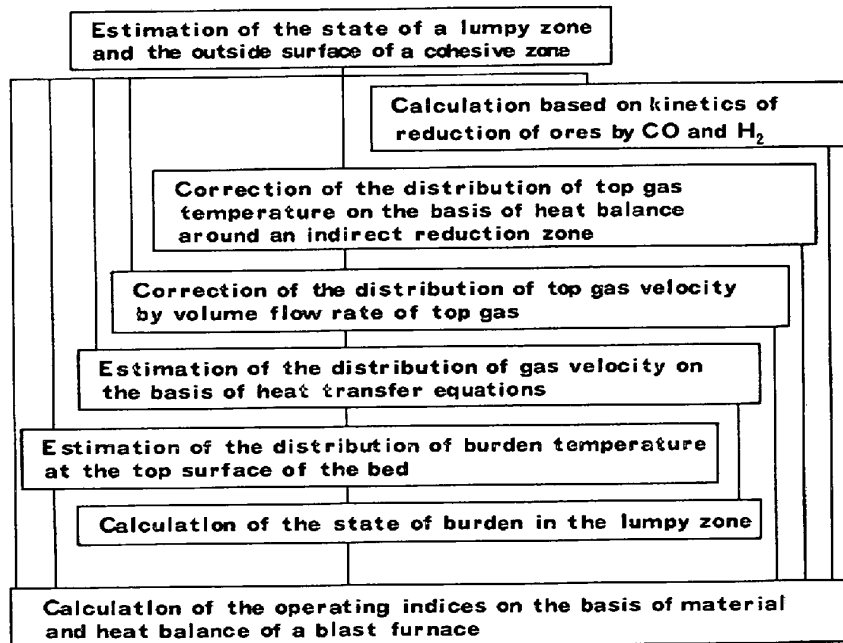


Fig. 1. Hierarchy of the mathematical model for estimating the state of a lumpy zone in a blast furnace.

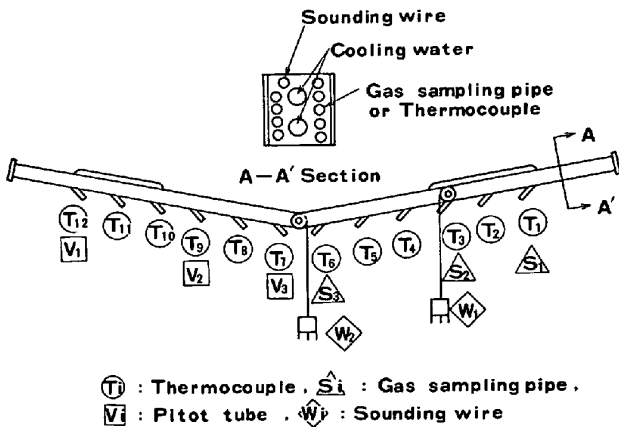


Fig. 2. Schematic structure of a throat diameter probe (TDP).

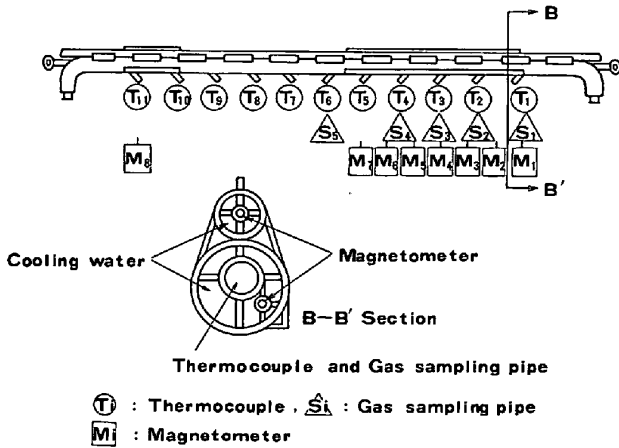


Fig. 3. Schematic structure of a shaft diameter probe (SDP).

グネットメーター (Magneto meter) は、鉱石とコークスの透磁率の差を利用して、鉱石とコークスの層境界を検出し、降下速度と層厚を求める計測器である<sup>5)</sup>。

### 3. 塊状帯状況推定モデルの構成

#### 3.1 塊状帯状況推定のための基礎式

層頂 (シャフト上端) からの距離が  $z$  の位置にある、外径  $D_{i,z}$ 、内径  $D_{j,z}$ 、層高  $dz$  の微小層リングの周りで熱収支と物質収支を行い、下記の基礎式を導いた (Fig. 4 参照)。

##### (1) ガス温度に関する基礎式

ガス温度  $T_j$  に関する基礎式は (1) 式で表される。

$$dT_j/dz = \{ \beta_j (T_j - t_j) - \epsilon \cdot (R_{CO,j}^* \cdot Q_{CO} + R_{H_2,j}^* \cdot Q_{H_2}) \} / (v_j \cdot c_{Tj}) \quad \dots (1)$$

ただし、

$$\beta_j = 6(1 - \epsilon) \cdot h_p / (\phi \cdot d_j) \quad \dots (2)$$

ここで、(3) 式および (4) 式で表される CO と H<sub>2</sub> による反応熱  $Q_{CO}$ 、 $Q_{H_2}$  (kcal/kmol(CO, H<sub>2</sub>)) を、還元

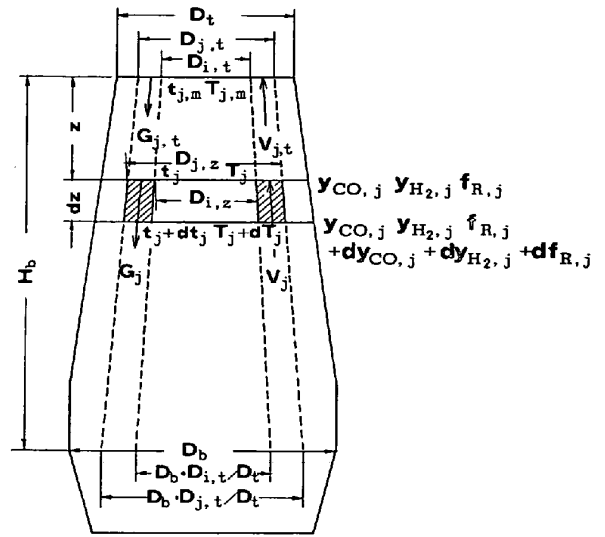
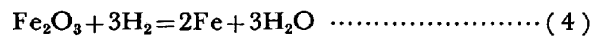
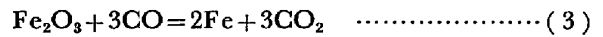


Fig. 4. Heat and material balances around an infinitesimal ring in a blast furnace.

率  $f_{R,j}$  (%) の範囲に応じて、それぞれ、(5) 式、(6) 式で与えた<sup>10)</sup>。



$$Q_{CO} = \begin{cases} 12640 : (f_{R,j} < 11.11) \\ -6260 : (11.11 \leq f_{R,j} < 33.33) \quad \dots (5) \\ 3340 : (33.33 \leq f_{R,j}) \end{cases}$$

$$Q_{H_2} = \begin{cases} 2800 : (f_{R,j} < 11.11) \\ -16100 : (11.11 \leq f_{R,j} < 33.33) \quad \dots (6) \\ -6500 : (33.33 \leq f_{R,j}) \end{cases}$$

ところで、(3)、(4) 式の反応に伴うガスの体積の増減はないので、 $v_j$  は断面積の関数として (7) 式で表される。

$$v_j = v_{j,t} / (1 + \delta \cdot z) \quad \dots (7)$$

ただし、

$$\delta = (D_b - D_t) / (D_t \cdot H_b) \quad \dots (8)$$

##### (2) 装入物温度に関する基礎式

装入物温度  $t_j$  の基礎式は (9) 式で表される。

$$dt_j/dz = \{ \beta_j \cdot (T_j - t_j) + (1 - \epsilon) \cdot (R_{CO,j}^* \cdot Q_{CO} + R_{H_2,j}^* \cdot Q_{H_2}) \} / (G_j \cdot c_{sj}) \quad \dots (9)$$

ただし、

$$G_j = G_{j,t} / (1 + \delta \cdot z) \quad \dots (10)$$

##### (3) ガス濃度に関する基礎式

CO 濃度  $y_{CO,j}$  および H<sub>2</sub> 濃度  $y_{H_2,j}$  の基礎式は、それぞれ、(11) 式および (12) 式で表される。

$$dy_{CO,j}/dz = 2240 R_{CO,j}^* \cdot (1 + \delta \cdot z)^2 / v_{j,t} \quad \dots (11)$$

$$dy_{H_2,j}/dz = 2240 R_{H_2,j}^* \cdot (1 + \delta \cdot z)^2 / v_{j,t} \quad \dots (12)$$

ところで、ガスの体積は不変だから (13) 式が成りたつので、CO<sub>2</sub> 濃度  $y_{CO_2,j}$  は (14) 式で与えられる。

$$y_{CO,j} + y_{CO_2,j} = CO_j^* + CO_2^* \quad \dots\dots\dots (13)$$

$$y_{CO_2,j} = CO_2^* + CO_j^* - y_{CO,j} \quad \dots\dots\dots (14)$$

(4) 還元率に関する基礎式

単位断面積あたりの鉱石中の被還元 O<sub>2</sub> の物質収支から、還元率  $f_{R,j}$  の基礎式として(15)式が得られる。

$$df_{R,j}/dz = 1600(1 + \delta \cdot z)^2 \cdot (R_{CO,j}^* + R_{CO_2,j}^*) / (m_{O_2} \cdot G_{tO,j}) \quad \dots\dots\dots (15)$$

3.2 炉頂半径方向のガス流速分布の推定

(1) 伝熱基礎式に基づく炉頂ガス流速分布  $u_{j,t}$  の推定

TDP と SDP 間を円筒とみなし、Fig. 5 に示した微小層体積の周りで、反応熱を無視したときのガスと装入物の熱収支を行うと、(16)、(17)式が得られる。

$$dT_j/dz = \beta_j \cdot (T_j - t_j) / (u_{j,t} \cdot c_{fj,t}) \quad \dots\dots\dots (16)$$

$$dt_j/dz = \beta_j \cdot (T_j - t_j) / (G_{j,t} \cdot c_{sj,t}) \quad \dots\dots\dots (17)$$

(16)式および(17)式の連立常微分方程式の解は、それぞれ、(18)式および(19)式で与えられる。

$$t_j = C_{2,j} \cdot \exp\{-\alpha_j \cdot (1 - \gamma_j) \cdot z\} + C_{1,j} / (1 - \gamma_j) \quad \dots\dots\dots (18)$$

$$T_j = \gamma_j \cdot t_j + C_{1,j} \quad \dots\dots\dots (19)$$

ここで、 $C_{1,j}$ 、 $C_{2,j}$  は積分定数、 $\gamma_j$  は熱流比であり((20)式で与えられる。なお、炉内では一般に  $\gamma_j \approx 1$  である。

$$\gamma_j = G_{j,t} \cdot c_{sj,t} / (u_{j,t} \cdot c_{fj,t}) \quad \dots\dots\dots (20)$$

$$\alpha_j = \beta_j / (G_{j,t} \cdot c_{sj,t}) \quad \dots\dots\dots (21)$$

(20)式を  $u_{j,t}$  について書き直すと(22)式が得られる。

$$u_{j,t} = G_{j,t} \cdot c_{sj,t} / (\gamma_j \cdot c_{fj,t}) \quad \dots\dots\dots (22)$$

そこで、(18)、(19)式中の未知変数である  $C_{1,j}$ 、 $C_{2,j}$  および  $\gamma_j$  を決定するため、下記の境界条件を設定する。

$$z=0 \text{ で、 } T_j = T_{j,m} \quad \dots\dots\dots (23)$$

$$z=0 \text{ で、 } t_j = t_{j,m} \quad \dots\dots\dots (24)$$

$$z=H_j \text{ で、 } t_j = t_{j,s} \quad \dots\dots\dots (25)$$

(23)~(25)式を(18)、(19)式へ代入して整理すると、熱流比  $\gamma_j$  に関する方程式(26)が得られる。

$$\exp\{-\alpha_j \cdot H_j \cdot (1 - \gamma_j)\} - \gamma_j \cdot \Psi_j + \Psi_j - 1 = 0 \quad \dots\dots\dots (26)$$

ただし、

$$\Psi_j = (t_{j,s} - t_{j,m}) / (T_{j,m} - t_{j,m}) \quad \dots\dots\dots (27)$$

(26)式を試行錯誤法(たとえば Newton-Raphson 法)で解き  $\gamma_j$  を求め、これを(22)式へ代行することにより、炉頂ガス流速分布  $u_{j,t}$  を推定できる。

(2) 炉頂ガス流量に基づく炉頂ガス流速分布の補正

炉頂ガス流速分布を炉口断面で積分して得られる炉頂ガスの容積流量は、高炉の総括物質収支から定まる容積流量  $V_j^*$  と整合しなければならない。そこで、炉頂ガス流速分布  $v_{j,t}$  を(28)式で補正し、これを(29)式へ代入して整理することにより、補正項  $\Delta u$  を(30)式が求めた。

$$v_{j,t} = u_{j,t} + \Delta u \quad \dots\dots\dots (28)$$

$$V_j^* = \int_0^{D_i/2} (2\pi r \cdot v_{j,t}) dr \quad \dots\dots\dots (29)$$

$$\Delta u = 4 \{ V_j^* - 2\pi \int_0^{D_i/2} (ru_{j,t}) dr \} / (\pi D_i^2) \quad \dots\dots\dots (30)$$

ちなみに、(30)式の右辺第2項の積分は、Gauss の数値積分法を適用して求めた。

3.3 層頂における装入物の質量速度分布の補正

SDP の  $j$  点における鉱石とコークスの質量速度  $G_{so,j}$ 、 $G_{sc,j}$  ( $\text{kg} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{h}^{-1}$ ) は、それぞれ(31)、(32)式で表される。

$$G_{so,j} = u_{s,j} \cdot \rho_0 \cdot l_{o,j} / (l_{o,j} + l_{c,j}) \quad \dots\dots\dots (31)$$

$$G_{sc,j} = u_{s,j} \cdot \rho_c \cdot l_{c,j} / (l_{o,j} + l_{c,j}) \quad \dots\dots\dots (32)$$

そこで、層頂における鉱石とコークスの質量速度  $G_{ti,j}$  ( $i=0$ ; 鉱石、 $i=C$ ; コークス)を(33)式で近似し、これを(34)式の質量保存式へ代入して補正項  $\Delta G_i$  を決定した。

$$G_{ti,j} = G_{si,j} + \Delta G_i \quad \dots\dots\dots (33)$$

$$W_j^* = \int_0^{D_i/2} (2\pi r G_{ti,j}) dr \quad \dots\dots\dots (34)$$

ここで、 $W_j^*$ : 鉱石とコークスの装入質量流量 ( $\text{kg/h}$ )

3.4 CO および H<sub>2</sub> による鉄鉱石の還元反応速度

鉱石をすべて Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> とみなし、計算の簡単化のため1界面反応モデルを採用すると、(3)式および(4)式の還元反応の総括反応速度式  $R_{i,j}^*$  ( $i: \text{CO}, \text{H}_2$ ) は(35)式で表される。

$$R_{i,j}^* = 273 \pi d_o^2 \cdot N_{o,j} \cdot P \cdot (y_{i,j} - y_{i,j}^*) / (2 \cdot 240 \phi \cdot t_j \cdot K_{ti,j}) \quad \dots\dots\dots (35)$$

ただし、

$$K_{ti,j} = d_o \{ (1 - f_{R,j} / 100)^{-1/3} - 1 \} / (2D_{s,i}) + \{ k_i (1 - f_{R,j} / 100)^{2/3} \cdot (1 + K_i^{-1}) \}^{-1} \quad \dots\dots\dots (36)$$

ここで、(35)式は、八木らの式<sup>11)</sup>のうち、粒子境界内の拡散抵抗を無視したものである。また、(35)、(36)式中の物性定数は、八木らの方法<sup>11)</sup>で推算した。

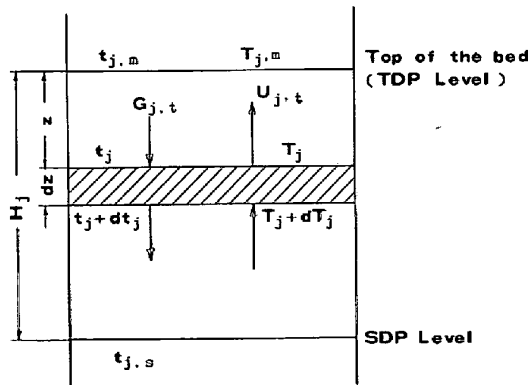


Fig. 5. Heat balance around an upper part of a blast furnace shaft.

### 3.5 基礎式の解法

(1), (9), (11), (12)式および(15)式の5元連立常微分方程式を Runge-Kutta-Gill 法に基づいて数値計算で解いた。

### 3.6 融着帯外部形状の推定法

炉内における融着層の生成開始温度は、鉱石の軟化開始温度である  $950\sim 1100^{\circ}\text{C}$  と一般には考えられているが、洞岡4高炉の解体調査によれば、融着帯外面近傍における温度上昇は急激であり、融着帯外面近傍の温度が  $1200^{\circ}\text{C}$  を越える場合もありうることを報告されている<sup>1)</sup>。

融着帯近傍で、このような急激な温度変化が生ずる理由は以下のように推論できる。すなわち、融着帯内面より融着帯のコークススリット内に流入する炉内ガス温度は、少なくとも鉱石の融点以上の温度、たとえば  $1500^{\circ}\text{C}$  以上の高温になつていと推察される。ところで、融着層内には未還元 FeO が残存しているため、CO による FeO の間接還元反応によつて生成した  $\text{CO}_2$  が、ソーレションロス反応によりただちに CO に変換される反応、いわゆる FeO の直接還元反応が、融着帯内で活発に行われていると想定される。しかも、この直接還元反応は大きな吸熱反応であるため、融着帯内面近傍で  $1500^{\circ}\text{C}$  以上の高温であつても、融着帯内の温度は急激に低下し、外面近傍では約  $1000^{\circ}\text{C}$  まで低下し、ソーレションロス反応がほとんど行われなくなる融着帯外面近傍より、ガス中の  $\text{CO}_2$  が出現しはじめることと推察される。ちなみに、融着帯外面近傍の温度は、融着帯内で行われる直接還元反応の反応速度や反応量、あるいはソーレションロス反応の開始温度で決定されると考えられるので、たとえば、直接還元率が大きい高炉操業条件下では、融着帯内での直接還元反応量も多く、これが、融着帯内での温度低下量の増大(過冷却)を招き、融着帯外面近傍の温度を  $1000^{\circ}\text{C}$  未満の低温にすることもありうることを推察される。

融着帯外面近傍での急激な温度変化と、融着帯外面近傍の温度がかならずしも一定とならない原因は上記の理由によるものと推論されるので、本モデルでは、温度と無関係に、ガス中の  $\text{CO}_2$  濃度が0%となる位置をもつて、融着帯外部形状とみなすことにした。

## 4. 考 察

### 4.1 炉頂ガス流速分布と検出端情報との関係

(28)式に基づく炉頂ガス流速の推定値と TDP に装着したピトー管熱線式流速計による実測値との比較を Fig. 6 に示した。半径方向の各測定位置での絶対値にはやや

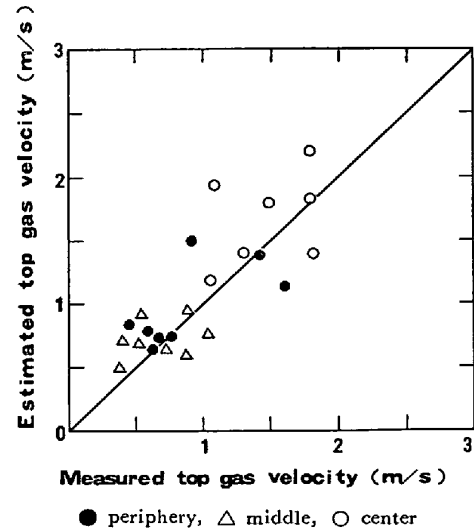


Fig. 6. Comparison of estimated top gas velocity with measured one.

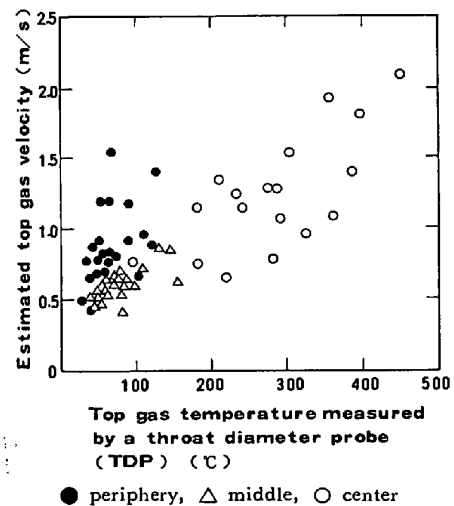


Fig. 7. Relationship between top gas velocity and top gas temperature.

Table 1. Typical operating conditions of Sakai No. 2 blast furnace (Inner volume :  $2797\text{m}^3$ ).

Number of case	I	II	III
Productivity ( $\text{t}\cdot\text{d}^{-1}\cdot\text{m}^{-3}$ )	1.24	1.36	1.27
Fuel rate (kg/t)	513	477	443
Oil rate (kg/t)	0	0	28
Sinter ratio (%)	70.1	64.8	77.6
Pellet ratio (%)	19.1	34.6	18.6
CO utilization rate $\eta_{\text{CO}}$ (%)	47.5	51.6	53.5
Si content in pig iron (%)	0.62	0.63	0.63
Permeability $\Delta P/V$ ( $\text{Pa}\cdot\text{s}\cdot\text{m}^{-3}$ )	0.546	0.574	0.444
Slip (times/d)	2.0	12.4	3.3

ばらつきがあるが、傾向的には両者はよく一致している。つぎに、炉頂ガス流速の推定値と TDP の测温値との関係を Fig. 7 に示した。Fig. 7 によれば、両者には正相関の関係が認められるが、とくに炉壁近傍で、温度がわずかに上昇しただけでも、ガス流速がかなり増加

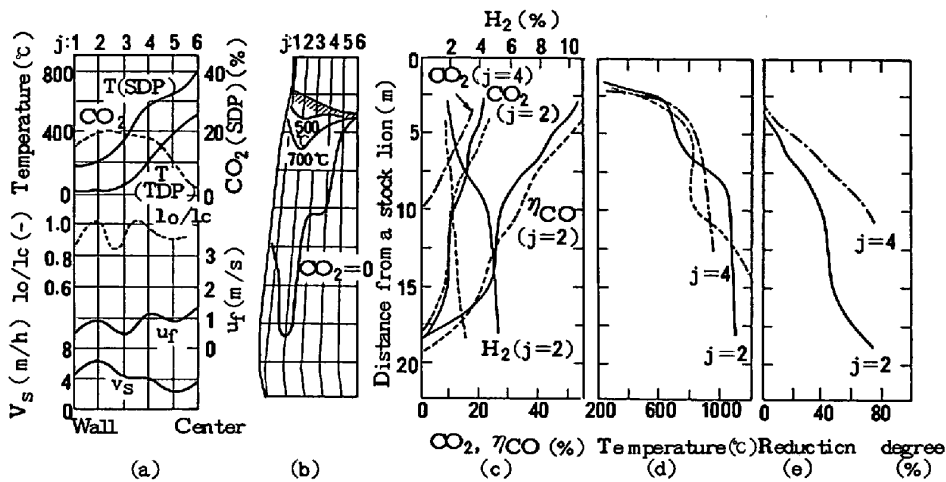


Fig. 8. Comparison of the estimated results and the measured ones on the longitudinal distributions of temperature and gas compositions under operating conditions of case 1: broken line (----) in (c) and (d) : measured results near (j=2)

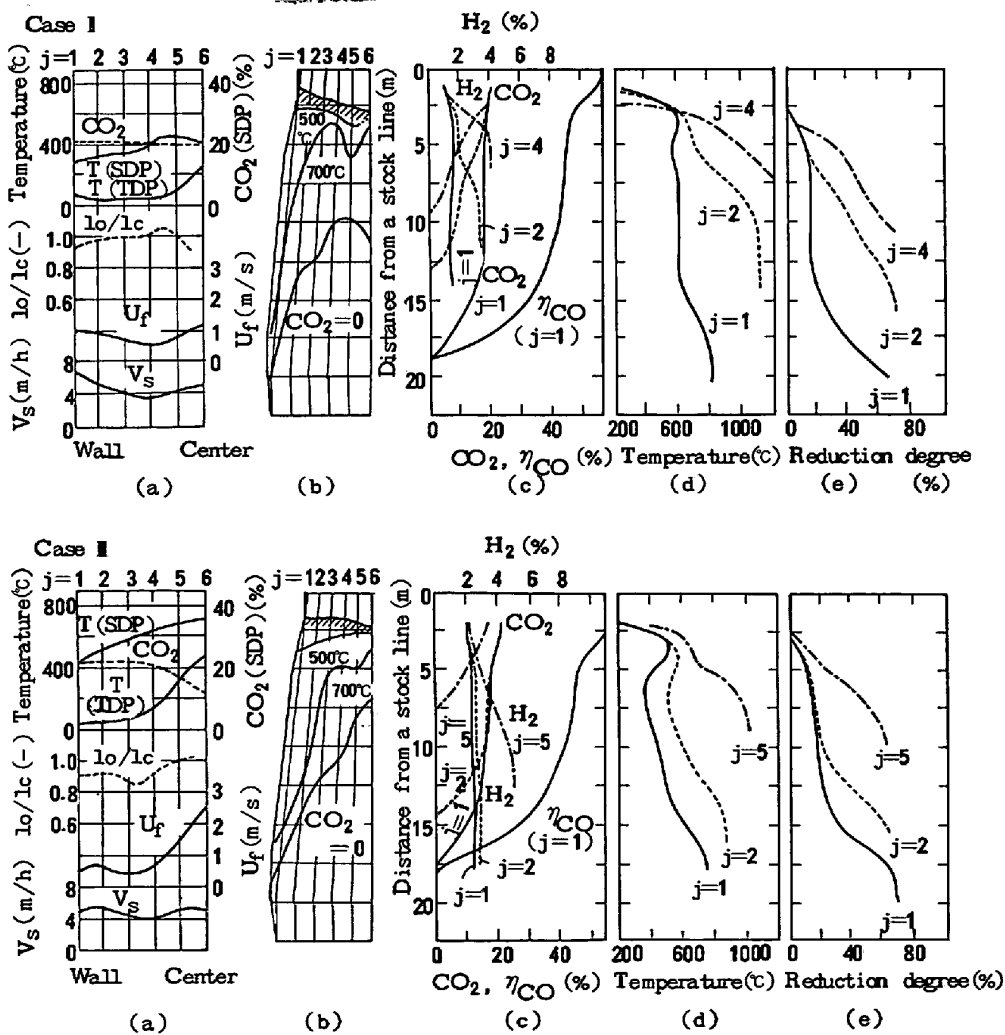


Fig. 9. Estimated results on the outside surface of a cohesive zone ( $CO_2=0\%$ ) and the corresponding state of a lumpy zone in a blast furnace under operating conditions of case II (upper) and case III (lower).

することを示唆している点に注目する必要がある。

#### 4.2 塊状帯における CO と H<sub>2</sub> による還元反応

Fig. 8 および Fig. 9 は、堺第2高炉における3種類の操業条件下における塊状帯状況の推定結果を示したものである。そして、各ケースの主要な操業条件と指標を Table 1 に示した。ここで、Fig. 8 の(c)および(d)に示した破線は、フレキシブル型の垂直ゾンデを用いて測定した、炉壁近傍 ( $j=2$ ) の炉高方向における CO<sub>2</sub>, H<sub>2</sub>,  $\eta_{CO}$  および温度の実測値である。なお、垂直ゾンデの装着方法は入田らと同様の方法<sup>4)</sup>で行った。Fig. 8(c)に示すように、 $j=2$ における CO<sub>2</sub> と  $\eta_{CO}$  の推定値は実測値とほぼ同じ分布を示しており、モデルの精度が比較的高いことを示している。さて、Fig. 8 の場合には、CO 還元 ( $\eta_{CO}$ ) が停滞する領域は、還元率が 40% 以上の FeO から Fe への還元過程であるのに対して、Fig. 9 の場合には、温度が低いため、還元率が 20% 以下の Fe<sub>3</sub>O<sub>4</sub> から FeO への還元過程で停滞している。つぎに、Fig. 8(c)の場合の H<sub>2</sub> 濃度の変化をみると、実測値は炉高方向であまり変化せず、シャフト下端でも約 3% である。これに対して、本モデルによる推定では、約 850°C 以上の温度領域 (シャフト中段) で H<sub>2</sub> 還元反応が活発化し、H<sub>2</sub> 収支から定まる最大濃度 (約 5%) から炉頂ガス中の H<sub>2</sub> 濃度 (2%) まで急激に減少している。一方、Fig. 9 の炉壁近傍 ( $j=1$ ) の場合は、Fig. 8 の実測値と同様に、推定値が炉高方向で不変である。このことから、塊状帯の温度が約 850°C 以下の領域では H<sub>2</sub> 還元反応がほとんど行われていないと推察される。塊状帯状況を垂直ゾンデで測定した板谷らも、炉高方向の H<sub>2</sub> 濃度分布について、本モデルの推定値と類似の2ケースの現象を報告している<sup>3)</sup>。

#### 4.3 塊状帯における温度分布と還元率の関係

Fig. 9 に示したように、オールコークス操業だけでなく、重油吹き込み時も、低燃料比操業条件下では、炉壁近傍で低温熱保存帯が出現する可能性がある。この低温熱保存帯が出現する理由を以下簡単に考察する。層頂付近でのガスと装入物の熱交換により、装入物は急激に昇温し、ガスとの温度差がなくなると熱保存帯が生成する。このときの到達最高温度は、炉頂の方からみると、炉頂でのガスと装入物の温度差と熱流比で決定される。したがって、一般には、炉中心部のようにガス温度が高いところでは 800°C 以上の高温になり、炉壁近傍から中間領域ではガス温度が低いため、たかだか 700°C ぐらいまでしか昇温しないと推察される。換言すれば、炉壁近傍から中間領域のように、一般に熱流比が大きい領域では、炉頂ガス温度が低くなるため、炉頂でのガスと装

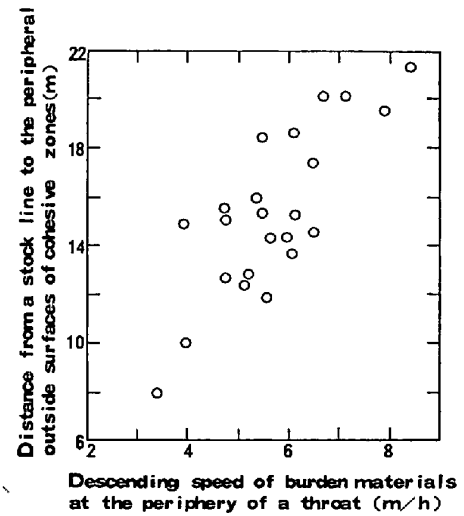


Fig. 10. Relationship between the position of a cohesive zone and the descending speed of burdens at the periphery of a blast furnace.

入物の温度差も小さくなり、熱流比と温度差の両者の相乗効果によって、低温熱保存帯が生成しやすいと思われる。そこで、低温熱保存帯ができた場合を想定すると、その領域の還元率が 11% までの Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> から Fe<sub>3</sub>O<sub>4</sub> への還元過程では、(5)式に示したようになりに大きな発熱量のため、(1)式および(9)式からも容易に推察されるように、 $z$ の増大とともにガス温度  $T_j$  は低下し、逆に装入物温度  $t_j$  が増大する。したがって、層頂から 5 m 付近では、 $T_j < t_j$  となつて、装入物からガスへの伝熱が行われるため、下方へ降下するほど温度が低下する現象が一時的に生ずる可能性がある。しかし、中心部のように昇温速度が大きいと、11% まで還元される時間が短いので、上記のような温度の逆転現象は起こらないと推察される。つぎに、還元率が 11~33% の Fe<sub>3</sub>O<sub>4</sub> から FeO への吸熱反応過程では、常に  $t_j < T_j$  となるため、下方へいくほど温度は上昇し、この吸熱反応が終了すると両者の温度差がなくなつて、高温熱保存帯が出現する。

#### 4.4 融着帯外部形状と装入物の降下速度分布の関係

Fig. 8 および Fig. 9 の(e)に示したように、融着帯外部の還元率は、解体調査結果<sup>2)</sup>に近い、50~70% の範囲の値となつている。つぎに、重要な高炉操業管理指標と考えている融着帯の根上端の位置は、Fig. 10 に示したように、装入物の降下速度と比較的高い相関をもつことが判明した。

## 5. 結 論

高炉塊状帯上部における検出端データを用いて、塊状

帯状況と融着帯外部形状を推定する数学モデルを開発し、シミュレーションを行って下記の結果を得た。

(1) 炉頂半径方向のガス流速分布および炉壁近傍における炉高方向の  $\text{CO}_2$  濃度分布の推定値と実測値は比較的良く一致し、モデルの信頼性が確かめられた。

(2) 約  $850^\circ\text{C}$  以下の低温領域では、 $\text{H}_2$  による還元反応がほとんど進行しない可能性があり、そのような条件では、塊状帯における  $\text{H}_2$  還元への寄与は小さいと推察された。

(3) 炉壁近傍の低温熱保存帯の生成要因は、 $\text{Fe}_3\text{O}_4$  から  $\text{FeO}$  への  $\text{CO}$  による吸熱反応によるものと推察された。また、層頂から約 5 m 下方の炉壁近傍では、 $\text{Fe}_2\text{O}_3$  から  $\text{Fe}_3\text{O}_4$  への  $\text{CO}$  還元によつて、ガスと装入物の温度が逆転し、一時的に温度が低下する現象が起り得ると推論された。

(4) ガス中の  $\text{CO}_2$  濃度が 0% となる位置で、融着帯外部形状を推定する方法を提案した。そしてシミュレーションの結果、融着帯外部近傍の還元率が、解体調査結果の範囲 (50~70%) に入ることが判明した。

(5) 炉壁近傍における装入物の降下速度と融着帯の根の上端の位置が高度の相関をもつことが判明した。

### 記 号

- $\text{CO}_j^*$ ,  $\text{CO}_{2j}^*$ : SDP の j 点における  $\text{CO}$ ,  $\text{CO}_2$  濃度 (vol%)
- $c_{f,j}$ ,  $c_{f,j,t}$ : z と層頂におけるガスの平均比熱 ( $\text{kcal}\cdot\text{Nm}^{-3}\cdot\text{K}^{-1}$ )
- $c_{s,j}$ ,  $c_{s,j,t}$ : z と層頂における装入物の平均比熱 ( $\text{kcal}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$ )
- $D_b$ ,  $D_t$ : 炉腹径および炉口径 (m)
- $D_{s,i}$ : 還元鉄相内のガス i ( $\text{CO}$ ,  $\text{H}_2$ ) の拡散係数 ( $\text{m}^2\cdot\text{h}^{-1}$ )
- $d_j$ ,  $d_0$ : j 点の装入物平均粒径, 鉱石の平均粒径 (m)
- $f_{R,j}$ : j 点の還元率 (%)
- $G_j$ ,  $G_{j,t}$ : z および層頂の装入物の質量速度 ( $\text{kg}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{h}^{-1}$ )
- $G_{to,j}$ : 層頂における鉱石の質量速度 ( $\text{kg}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{h}^{-1}$ )
- $H_b$ : シャフト上端と朝顔上端との距離 (m)
- $H_j$ : j 点の層頂と SPD 間の距離 (m)
- $h_p$ : 粒子・流体間の伝熱係数 ( $35\text{kcal}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{h}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$ )
- j: 半径方向の分割点を示す添字 (j=1(炉壁)~j=6(中心))
- $K_i$ : 平衡定数 (-)
- $k_i$ : ガス i ( $\text{CO}$ ,  $\text{H}_2$ ) による反応速度定数 ( $\text{m}\cdot\text{h}^{-1}$ )

- $l_{o,j}$ ,  $l_{c,j}$ : SDP の j 点における鉱石とコークス層厚 (m)
- $m_{O_2}$ : 鉱石中の被還元酸素の重量分率 ( $\text{kg O}_2/\text{kg ore}$ )
- $N_{O,j}$ : j 点の層単体積中の鉱石粒子数 ( $\text{m}^{-3}$ )
- P: ガスの圧力 (atm)
- $Q_{\text{CO}}$ ,  $Q_{\text{H}_2}$ :  $\text{CO}$ ,  $\text{H}_2$  による還元反応熱 ( $\text{kcal}/\text{kmol}$  ( $\text{CO}$ ,  $\text{H}_2$ ))
- $R_{\text{CO},j}^*$ ,  $R_{\text{H}_2,j}^*$ : j 点の  $\text{CO}$ ,  $\text{H}_2$  による反応速度 ( $\text{kmol}\cdot\text{m}^{-3}\cdot\text{h}^{-1}$ )
- r: 炉口部の半径方向距離 (m)
- $T_j$ ,  $T_{jm}$ : z, 層頂の j 点におけるガス温度 (K)
- $t_j$ ,  $t_{j,m}$ ,  $t_{j,s}$ : z, 層頂, SDP の j 点の装入物温度 (K)
- $u_{j,t}$ : 層頂 j 点のガスの空塔速度の計算値 ( $\text{Nm}/\text{h}$ )
- $u_{s,j}$ : SDP の j 点の装入物降下速度の測定値 ( $\text{m}/\text{h}$ )
- $V_j^*$ : 物質収支から定まる炉頂ガスの容積流量 ( $\text{Nm}^3/\text{h}$ )
- $v_j$ ,  $v_{j,t}$ : z および層頂のガスの空塔速度の補正值 ( $\text{m}/\text{h}$ )
- $y_{i,j}$ ,  $y_{i,j}^*$ : j 点のガス i ( $\text{CO}$ ,  $\text{CO}_2$ ,  $\text{H}_2$ ) の濃度, 平衡濃度 (%)
- z: 層頂からの炉高方向距離 (m)
- $\epsilon$ : 層空間率 (0.45)
- $\xi$ :  $\text{CO}$ ,  $\text{H}_2$  による反応熱のガス側受熱分率 ( $0 < \xi < 1.0$ )
- $\rho_o$ ,  $\rho_c$ : 鉱石とコークスのかさ密度 ( $\text{kg}/\text{m}^3$ )
- $\phi$ : 形状係数 (1.0)

### 文 献

- 1) 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), p. 535
- 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. 547
- 3) 板谷 宏, 福武 剛, 岡部俠児, 長井 保: 鉄と鋼, 62 (1976), p. 472
- 4) 入田俊幸, 磯山 正, 長谷川順三, 奥野嘉雄, 三国 修: 鉄と鋼, 67 (1981), S775
- 5) 山本崇夫, 正久徳治, 彼島秀雄, 林 洋一, 田村健二: 鉄と鋼, 67 (1981), A117
- 6) 八木順一郎, 武田幹治, 大森康男: 鉄と鋼, 66 (1980), p. 1888
- 7) 羽田野道春, 栗田興一: 鉄と鋼, 66 (1980), p. 1898
- 8) A. K. LAHIRI and V. SESHADRI: JISI, Mar. (1969), p. 293
- 9) 桑原 守, 靱 巖: 鉄と鋼, 61 (1975), p. 787
- 10) 日本学術振興会, 日本鉄鋼協会: 鉄鋼熱計算用数値 (1966), p. 38 [日刊工業新聞社]
- 11) 八木順一郎, 佐々木恵一, 靱 巖: 鉄と鋼, 54 (1968), p. 1019