

## 高炉非定常モデルによる火入れ操業の検討

論文

羽田野道春\*・栗田興一\*<sup>2</sup>・山岡秀行\*<sup>2</sup>・横井 毅\*<sup>3</sup>

## Investigation of Blow-in Operation through the Blast Furnace Dynamic Model

Michiharu HATANO, Kooichi KURITA, Hideyuki YAMAOKA, and Tsuyoshi YOKOI

## Synopsis :

A dynamic mathematical simulation model has been developed in order to study the dynamic behavior of a blast furnace. The model can predict the change of the internal state of the furnace by the numerical integration of a set of first order partial differential equations of the gas and solid state variables in the longitudinal direction. The numerical computation adopted in this model is the method of characteristics to change the partial differential equations to the ordinary differential equations. Ten kinds of chemical reactions including gaseous reduction of ore based on two-interfaces unreacted core model, the heat loss through the wall dependent on the heat capacity of the furnace body, and the heat exchange between gas and solid are considered in this model.

The blow-in operation of a blast furnace has been simulated by the model. The good agreement of the simulated results of the change in the temperature of the furnace refractories as well as the top gas temperature and composition has verified the usefulness of the application of the model to the planning of a blast furnace blow-in operation.

## 1. 緒 言

高炉は、炉内において、気固液 3 相が共存し、互いに反応、相変化、ならびに熱交換を行いながら移動する複雑な反応容器であるが、個々の炉内現象を、基礎実験、解体調査等の知見を基に、移動速度論的に整理し、組み合わせることにより、高炉を近似的にモデル化することが可能である。

これらのモデル化の試みは、古くから行われているが、分類すると定常モデルと非定常モデルに大別される。定常モデルについては、鞭ら<sup>1)</sup>を初めとする 1 次元モデル<sup>2)3)</sup>から、さらに八木ら<sup>4)</sup>の 2 次元モデル<sup>5)</sup>へと発展し、炉内現象に及ぼす各種操業因子の影響を明確に把握することが可能になりつつある。

一方、高炉の動的挙動を把握することを目的に、WARTMAN ら<sup>6)</sup>をはじめとする非定常モデル<sup>6)</sup>が開発され、操作因子の変更に対する高炉の応答特性も説明できる状況になっている。

これらのモデルは、いずれも、目的別に適用条件を限定することにより、種々の実炉計測とともに、高炉の操

業改善に対する有力な手段として活用されている。

著者らは、このような観点から、高炉の典型的な非定常操業である、火入れ、休風、吹き出し操業の諸元を適切に決定することを目的に、炉内装入物のみならず炉体の熱容量も考慮した 1 次元非定常モデルを開発した。

本報では、そのモデルの概要と、当社小倉第 2 高炉の火入れ操業において、れんがスポーリングを防止する送風諸元の設定に適用した例について報告する。

## 2. 高炉非定常モデルの概要

Fig. 1 に示すように、高炉をレースウェイ部、有効反応部、および湯溜り部に分割する構成とした。羽口から吹き込む熱風および燃料と、有効反応部から流入するコークスがレースウェイ部で不完全燃焼して高温ガスを生成する。他方、炉頂から装入する鉱石とコークスは、有効反応部をガスと向流で降下しつつ、加熱、還元、溶解作用を受け、溶銑とスラグを生成し、湯溜り部を経て出銑される。

## 2.1 レースウェイ部記述

羽口から吹き込む熱風と燃料の条件に応じてコークス

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)

\* 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.)

\*<sup>2</sup> 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., 16 Sunayama Hasakimachi Kashima-gun 314)

\*<sup>3</sup> 住友金属工業(株)小倉製鉄所 (Kokura Steel Works, Sumitomo Metal Industries, Ltd.)

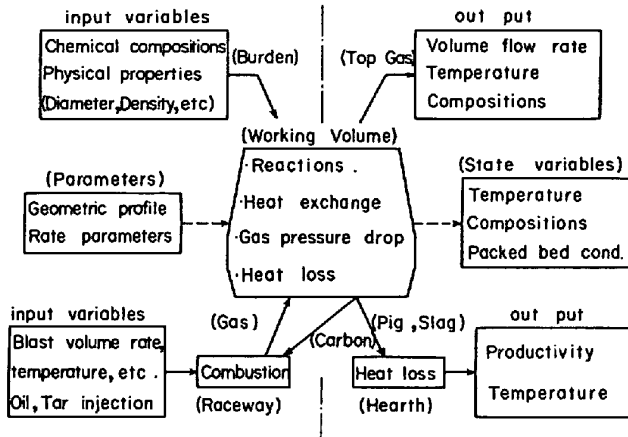


Fig. 1. Outline of the present blast furnace dynamic model.

の酸素による部分酸化，湿分の分解，燃料の分解反応が生起して CO, H<sub>2</sub>, N<sub>2</sub> を成分とする高温ガスが生成するものとした。生成するガスの量と成分，温度，およびコークス消費量は，この内部で熱と物質の蓄積はないものとして収支計算により算定する。

2.2 有効反応部記述

羽口から層頂までの炉内とそれを囲む炉体耐火物から構成される。炉体耐火物内は耐火物厚み方向と高さ方向の温度分布を考慮し，炉内は半径方向に分布はないものと仮定して，Table 1 に示すように，ガスと固体に分けて状態変数を設定した。また，輸送現象として以下に示すように 10 種の反応，ガス固体熱交換，並びに炉体耐火物への熱放散を考慮した。

2.2.1 輸送現象記述

1) 鉄酸化物のガス還元反応速度；R<sub>1</sub><sup>\*</sup>, R<sub>2</sub><sup>\*</sup>, R<sub>3</sub><sup>\*</sup>, R<sub>4</sub><sup>\*</sup> (kmol/m<sup>3</sup>·h)

粒内温度分布は考慮しない 2 界面未反応核モデルを用い，以下のように総括反応速度を導出した。

$$\left. \begin{aligned}
 R_{1,3}^* &= a_0 \left( \frac{1}{22.4 \cdot R} \right) \cdot \frac{T_0}{T_s} \cdot \frac{P}{P_0} \\
 &\times \frac{UP1 \cdot X_{22} - UP2 \cdot X_{12}}{X_{11} \cdot X_{22} - X_{12} \cdot X_{21}} \\
 R_{2,4}^* &= a_0 \left( \frac{1}{22.4 \cdot R} \right) \cdot \frac{T_0}{T_s} \cdot \frac{P}{P_0} \\
 &\times \frac{UP2 \cdot X_{11} - UP1 \cdot X_{21}}{X_{11} \cdot X_{22} - X_{12} \cdot X_{21}} \\
 X_{11} &= D_r^{-1} + D_i^{-1} + D_w^{-1} + R_h^{-1} \\
 X_{22} &= D_r^{-1} + D_i^{-1} + R_w^{-1} \\
 X_{12} &= X_{21} = D_r^{-1} + D_i^{-1}
 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (1)$$

ここで，UP 1, UP 2 は CO と H<sub>2</sub> による Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub>→FeO, FeO→Fe の還元反応のポテンシャル，D<sub>r</sub><sup>-1</sup>, D<sub>i</sub><sup>-1</sup>, D<sub>w</sub><sup>-1</sup> はおのおのガス境膜，Fe 相，FeO 相内でのガス

Table 1. State variables in the present blast furnace dynamic model.

Solid state (Y <sub>s</sub> )		Gas state (Y <sub>g</sub> )	
T <sub>s</sub> : Temperature (K)	V <sub>s</sub> : Descending velocity (m/h)	T <sub>g</sub> : Temperature (K)	V <sub>g</sub> : Mass flow rate (Nm/h)
rFe <sub>2</sub> O <sub>3</sub> : Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub> in ore (-)	W : Moisture in the burden (-)	P : Pressure (kg/cm <sup>2</sup> )	Y <sub>CO</sub> : CO in gas (-)
YFeO : FeO in ore (-)	rl : Liquid ratio (-)	Y <sub>CO<sub>2</sub></sub> : CO <sub>2</sub> in gas (-)	Y <sub>H<sub>2</sub></sub> : H <sub>2</sub> in gas (-)
YFe : Fe in ore (-)	Y <sub>g</sub> : Gangue in ore (-)	Y <sub>H<sub>2</sub>O</sub> : H <sub>2</sub> O in gas (-)	Y <sub>N<sub>2</sub></sub> : N <sub>2</sub> in gas (-)
Z <sub>C</sub> : Carbon in coke (-)	Z <sub>ash</sub> : Ash in coke (-)		
d <sub>o,c</sub> : Diameter of ore and coke (m)	ρ <sub>o,c</sub> : Density of ore and coke (kg/m <sup>3</sup> )		

拡散抵抗，R<sub>r</sub><sup>-1</sup>, R<sub>w</sub><sup>-1</sup> は CO または H<sub>2</sub> による Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub>→FeO, FeO→Fe の化学反応抵抗に相当するものであり，おのおの以下のように示すことができる。

$$UP1 = \frac{K_h \cdot \mathcal{Y}(\text{CO または H}_2) - \mathcal{Y}(\text{CO}_2 \text{ または H}_2\text{O})}{1 + K_h}$$

$$UP2 = \frac{K_w \cdot \mathcal{Y}(\text{CO または H}_2) - \mathcal{Y}(\text{CO}_2 \text{ または H}_2\text{O})}{1 + K_w}$$

$$D_r = \pi d_o^2 \cdot k_f, D_i = \frac{\pi d_o \cdot d_w}{d_o - d_w} \cdot D_{si}, D_w = \frac{\pi d_w d_h}{d_w - d_h} \cdot D_{sw}$$

$$R_h = \frac{\pi d_h^2 \cdot k_h}{1 + 1/K_h}, R_w = \frac{\pi d_w^2 \cdot k_w}{1 + 1/K_w}$$

ここで，k<sub>f</sub> はガス 境膜物質移動係数，D<sub>si</sub>, D<sub>sw</sub> は Fe 相と FeO 相の粒内拡散係数，k<sub>h</sub>, k<sub>w</sub> は CO または H<sub>2</sub> による Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub>→FeO, FeO→Fe の化学反応速度定数であり，それぞれ以下の式を用いた。

$$k_f = \frac{D_m}{d_o} (2 + 0.55 \cdot S_c^{1/3} \cdot R_o^{1/2}), D_{si} = \epsilon_i^2 \cdot D_e,$$

$$D_{sw} = \epsilon_w^2 \cdot D_e$$

$$k_{h\text{-CO}} = 10^4 \cdot \exp\left(\frac{-14000}{RT_s}\right), k_{w\text{-CO}} = 10^3 \cdot \exp\left(\frac{-14000}{RT_s}\right)$$

$$k_{h\text{-H}_2} = 10^7 \cdot \exp\left(\frac{-30000}{RT_s}\right), k_{w\text{-H}_2} = 10^6 \cdot \exp\left(\frac{-30000}{RT_s}\right)$$

ただし，d<sub>w</sub>, d<sub>i</sub> は FeO, Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> の反応界面径，ε<sub>i</sub>, ε<sub>w</sub> は Fe 相，FeO 相の気孔率を示し，反応前後で粒内の鉄原子の密度は一定と仮定してつぎのように算定した。

$$\epsilon_w = 0.8129 \cdot \epsilon_h + 0.1871, \epsilon_i = 0.5144 \epsilon_h + 0.4856$$

$$v_h = \frac{30.87 \cdot \mathcal{Y}_{Fe_2O_3}}{1 - \epsilon_h}, v_w = \frac{7.18 \cdot \mathcal{Y}_{FeO}}{1 - \epsilon_w},$$

$$v_i = \frac{7.97 \cdot \mathcal{Y}_{Fe}}{1 - \epsilon_i}$$

その他，a<sub>o</sub> は比表面積，D<sub>m</sub> はガスの分子拡散係数，

$D_e$  は有効拡散係数,  $K_h, K_w$  は反応の平衡定数であり  $Sc$  はシュミット数,  $Re$  はレイノルズ数を示す.

2) 溶融 FeO の炭素による還元反応速度;  $R_5^*$  (kmol/m<sup>3</sup>·h)

溶融物中の FeO 濃度の 2 乗に比例するとした.

$$R_5 = a_c \cdot k_5 (y_{FeO} \cdot r_1)^2 \dots\dots\dots (2)$$

ここで  $k_5$  は化学反応速度定数であり次の値<sup>1)</sup> を用いた.

$$k_5 = 4.66 \times 10^6 \exp\left(\frac{-53\,300}{RT_s}\right)$$

3) ガスシフト反応;  $R_6^*$  (kmol/m<sup>3</sup>·h)

鉱石表面を反応サイトとして, ガスの平衡濃度からのずれに比例して生起するとした.

$$R_6^* = a_o \cdot K_6 \cdot \left(\frac{1}{22.4 \cdot R} \cdot \frac{T_o}{T_s} \cdot \frac{P}{P_o}\right)^2 (y_{CO} \cdot y_{H_2O} - y_{CO_2} \cdot y_{H_2} / K_6) \dots\dots\dots (3)$$

ここで,  $a_o$  は鉱石の比表面積,  $K_6$  は平衡定数,  $k_6$  は化学反応速度定数でありつぎの値<sup>2)</sup> を採用した.

$$k_6 = 3 \times 10^6 \exp\left(\frac{-27\,900}{RT_s}\right)$$

4) コークス中炭素のガス化反応;  $R_7^*, R_8^*$  (kmol/m<sup>3</sup>·h)

羽田野<sup>9)</sup> の式を採用した.

$$R_{(7 \text{ または } 8)}^* = \frac{k_{(7 \text{ または } 8)}^1}{1 + y_{(H_2 \text{ または } CO)} / y_{(H_2O \text{ または } CO_2)} \cdot k_{(7 \text{ または } 8)}^2} \times (1 + 0.273 \cdot \ln \cdot \frac{V_g}{2.598}) \cdot \frac{\ln(1-\omega)}{\ln(1-\omega_0)} \cdot \frac{\rho_c \cdot y_c}{12} \dots\dots\dots (4)$$

ここで,  $V_g$  はガス流速,  $\omega, \omega_0$  はコークスの反応性指数とその標準値であり,  $k_{(7,8)}^1, k_{(7,8)}^2$  は反応速度係数である.  $CO_2$  による反応の反応速度係数はつぎの値を用いる.

$$k_7^1 = \exp(252d_c + 4.42 - (227\,000d_c + 15\,950)/T_s)$$

$$k_8^2 = \exp(-652d_c + 16.93 - (17\,870 - 648\,000d_c)/T_s)$$

5) 装入物中水分の蒸発速度;  $R_9^*$  (kg/m<sup>3</sup>·h)

100°C において, 固体に供給される熱が水分蒸発に使用された後も固体の温度は 100°C のままに保たれるものとして蒸発速度を定めた.

$$R_9^* = \frac{\text{固体に供給される熱量}}{100^\circ\text{C 蒸気のエントタルピ}} \dots\dots\dots (5)$$

6) 半還元鉱石の溶解速度;  $R_{10}^*$  (kg/m<sup>3</sup>·h)

半還元鉱石の融点を 1400°C として, 融点に達した時点で固相に供給される熱により半還元鉱石が溶解した

後も, 固体の温度は融点に保たれるものとして溶解速度を定めた.

$$R_{10}^* = \frac{\text{固体に供給される熱量}}{\text{融点における半還元鉱石のエントタルピ}} \dots\dots\dots (6)$$

7) ガス固体間熱交換係数  $ah_{gs}$  (kcal/m<sup>3</sup>·h·°C) 館ら<sup>2)</sup> の式を採用した.

$$ah_{gs} = 38.7 \cdot \frac{\rho_g \cdot V_g \cdot c_g}{Re_g^{0.4}} \cdot \alpha$$

ここで,  $c_g$  はガス比熱,  $Re$  はレイノルズ数である. また, 炉下部では液の滞留時間が著しく短く, ガスとコークスの伝熱に比較してガスと液の伝熱は無視できると仮定して修正係数  $\alpha$  を導入した. この値は, 鉱石類が全量溶解した時点では約 0.3 となる.

$$\alpha = \frac{\text{コークスの熱容量}}{\text{コークス} \cdot \text{並びに融体の熱容量}}$$

8) 炉体熱放散  $q_{loss}$  (kcal/m<sup>2</sup>·h·°C)

炉壁耐火物内の非定常熱伝導を考慮して次式で求める.

$$\left. \begin{aligned} q_{loss} &= -k_b \frac{\partial T_b}{\partial r} \Big|_{r=0} \\ \frac{\partial}{\partial \theta} T_b &= -\frac{k_b}{c_b \rho_b} \cdot \frac{\partial^2}{\partial r^2} T_b \\ &\quad - \Delta H_{evp} \cdot R_{evp} / c_b \cdot \rho_b \\ T_b(r=0, z, \theta) &= T_s(z, \theta) \\ T_b(r=r_b, z, \theta) &= T_w \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (7)$$

ここで,  $T_b$  は耐火物内温度,  $k_b, c_b, \rho_b$  は耐火物の熱伝導度, 比熱, 密度,  $r$  は耐火物の炉内面を基点とした炉外方向への位置,  $r_b$  は耐火物厚み,  $T_w$  は耐火物の外面温度,  $\Delta H_{evp}$  は水分蒸発潜熱,  $R_{evp}$  は蒸発速度を, さらに  $z$  は炉高方向位置,  $\theta$  は時刻を示す.

2.2.2 有効反応部内の状態記述

炉高方向の微小区間における物質と熱の収支をとれば有効反応部内状態は, 以下のように偏微分方程式で記述できる.

1) 鉱石密度;  $\rho_o$  (kg/m<sup>3</sup>)

$$\frac{\partial}{\partial \theta} \rho_o + V_s \frac{\partial}{\partial z} \rho_o = \sum_n \sum_k m_{h,n} \cdot R_k + \rho_o \cdot \sum_k (v_{ok} + v_{ck}) \cdot R_k \dots\dots\dots (8)$$

コークス密度;  $\rho_c$  (kg/m<sup>3</sup>)

$$\frac{\partial}{\partial \theta} \rho_c + V_s \frac{\partial}{\partial z} \rho_c = \sum_{n'k} m_{h,n'} \cdot R_k + \rho_c \cdot \sum_k (v_{ok} + v_{ck}) \cdot R_k \dots\dots\dots (9)$$

2) 鉱石成分;  $y_i = y_{FeO_2}, y_{FeO}, y_{Fe}, y_{gang}$  (-)

$$\frac{\partial}{\partial \theta} y_i + V_s \frac{\partial}{\partial z} y_i = \frac{1}{\rho_o}$$

$$\left\{ \sum_k m_{ki} \cdot R_k - \gamma_1 \sum_n \sum_k m_{k \cdot n} \cdot R_k \right\} \dots\dots\dots (10)$$

3) コークス成分;  $\gamma_j = \gamma_c, \gamma_{ash}(-)$

$$\frac{\partial}{\partial \theta} \gamma_j + V_s \frac{\partial}{\partial z} \gamma_j = \frac{1}{\rho_c} \left\{ \sum_k m_{kj} \cdot R_k - \gamma_j \sum_{n'} \sum_k m_{k \cdot n'} \cdot R_k \right\} \dots\dots\dots (11)$$

4) 鉱石類液相比率;  $r_1(-)$

$$\frac{\partial}{\partial \theta} r_1 + V_s \frac{\partial}{\partial z} r_1 = \frac{1}{\rho_o} \left\{ R_{10} - r_1 \sum_n \sum_k m_{k \cdot n} R_k \right\} \dots\dots\dots (12)$$

5) 固体温度;  $T_s(K)$

$$\frac{\partial}{\partial \theta} T_s + V_s \frac{\partial}{\partial z} T_s = \frac{1}{\rho_o \sum_n \gamma_n (dT_s c_{sn} / dT_s) + \rho_c \sum_{n'} \gamma_{n'} (dT_s c_{sn'} / dT_s)} \left\{ ah_{gs}(T_g - T_s) - \frac{4}{D} q_{loss} + \sum_k \Delta H_k \cdot R_k - T_s \left( \sum_n c_{sn} \sum_k m_{k \cdot n} \cdot R_k + \sum_{n'} c_{sn'} \sum_k m_{kn'} \cdot R_k \right) \right\} \dots\dots (13)$$

6) 荷下り速度;  $V_s(m/min)$

$$\frac{\partial}{\partial z} V_s = - \frac{V_s}{A} \frac{d}{dz} A - \sum_k (v_{ok} + v_{ck}) R_k \dots (14)$$

7) ガス密度;  $\rho_g(Nm^3/m^3)$

$$\frac{\partial}{\partial \theta} \rho_g + V'_s \frac{\partial}{\partial z} \rho_g = \sum_1 \sum_k m_{k \cdot 1} \cdot R_k \dots\dots\dots (15)$$

8) ガス成分;  $\gamma_i = \gamma_{CO}, \gamma_{CO_2}, \gamma_{H_2}, \gamma_{H_2O}, \gamma_{N_2}(-)$

$$\frac{\partial}{\partial \theta} \gamma_i + V'_s \frac{\partial}{\partial z} \gamma_i = \frac{1}{\rho_g} \left\{ \sum_k m_{ki} \cdot R_k - \gamma_i \sum_1 \sum_k m_{k \cdot 1} \cdot R_k \right\} \dots\dots\dots (16)$$

9) ガス温度;  $T_g(K)$

$$\frac{\partial}{\partial \theta} T_g + V'_s \frac{\partial}{\partial z} T_g = \frac{1}{\rho_g \sum_1 \gamma_1 (dT_g c_{g1} / dT_g)} \left\{ ah_{gs}(T_s - T_g) - T_g \sum_1 c_{g1} \sum_k m_{k \cdot 1} R_k \right\} \dots\dots\dots (17)$$

ガスの圧力, 流速, 温度の間にはつぎの状態方程式が成立するので, 圧力か流速のいずれかを記述すればよい。

$$P \cdot V'_s = \frac{\rho_g}{m} R \cdot T_g,$$

$$m = (28\gamma_{CO} + 44\gamma_{CO_2} + 2\gamma_{H_2} + 18\gamma_{H_2O} + 28\gamma_{N_2}) / 22.4$$

ここでは Ergun 式を用いて圧力に対して次式を用いた。

10) ガス圧力;  $P(kg/m^2)$

$$\frac{\partial}{\partial z} P = \left( 1.75 + 150 \frac{1-\epsilon}{Re} \right) \frac{(1-\epsilon) \cdot V'_s{}^2 \cdot \rho_g}{g_c \cdot \epsilon^3 \cdot d_p} \dots (18)$$

ここで,  $m_{k \cdot n}$  は化学量論係数,  $v_{ok}, v_{ck}$  は反応による鉱石, コークスの粒子体積収縮率,  $c_{sn}, c_{sn'}, c_{g1}$  は

鉱石, コークス, ガスの成分毎比熱,  $A$  および  $D$  は炉断面積と炉径,  $\epsilon$  は空隙率,  $d_p$  は粒子径を示す。

以上の, 有効反応部内状態変数記述式において, ガス状態に関する 15)~17) 式ではガス流速が著しく大きいことから左辺の第一項は第二項に比べて無視できる。他方, 固体状態に関する 8)~13) 式は, 荷下り速度で規定される特性曲線上で常微分化される。したがって, 有効反応部内状態記述式はつぎの2種類の微分方程式群に分類できる。

ガス状態, および固体荷下り速度に対して

$$\frac{\partial}{\partial z} \cdot X_g = f_g \dots\dots\dots (19)$$

固体状態に対して

$$\frac{d}{d\theta} \cdot X_s = f_s, \quad \frac{dz}{d\theta} = V_s \dots\dots\dots (20)$$

ただし,  $X_g, X_s$  はガスならびに固体の状態変数を, また,  $f_g, f_s$  はガスならびに固体の状態記述式 8)~18) の右辺を示す。

2.3 湯溜り部記述

コークスが充満し, その間隙に溶銑とスラグが一定量滞留する湯溜り内部とそれを囲む側壁および炉底の耐火物から構成されるとした。さらに, 湯溜り内部を均一混合槽で, 熱放散のみが生起するとして次式で記述した。

$$\frac{d}{d\theta} W_p = W_p^{in} - W_p^{out} \begin{cases} W_p \geq W_p^{max}; & W_p^{out} = W_p^{in} \\ W_p < W_p^{max}; & W_p^{out} = 0 \end{cases} \dots\dots\dots (21)$$

$$\frac{d}{d\theta} W_s = W_s^{in} - W_s^{out} \begin{cases} W_s \geq W_s^{max}; & W_s^{out} = W_s^{in} \\ W_s < W_s^{max}; & W_s^{out} = 0 \end{cases} \dots\dots\dots (22)$$

$$\frac{d}{d\theta} T_p = \frac{(W_p^{in} c_p + W_s^{in} c_s) T_p^{in} - (W_p^{out} c_p + W_s^{out} c_s) T_p - A_B q_B}{W_p c_p + W_s c_s} \dots\dots\dots (23)$$

ここで,  $W_p, W_s, W_c, T_p$  は湯溜り内の 蓄銑, 蓄滓, コークス量および温度,  $W_p^{max}, W_s^{max}$  は蓄銑滓限界量,  $W_p^{out}, W_s^{out}$  は出銑口からの溶銑滓排出量を示し,  $W_p^{in}, W_s^{in}, T_p^{in}$  は有効反応部から流入する 溶銑滓量と温度を示す。

炉底と側壁の耐火物は, その内部の温度分布を考慮して, 前記 7) 式の記述を用いた。

$$\frac{\partial}{\partial \theta} T_B = - \frac{k_B}{c_B \rho_B} \cdot \frac{\partial^2}{\partial r^2} T_B$$

$$T_B(r=0, \theta) = T_p, \quad T_B(r=r_B, \theta) = T_w$$

また, 湯溜り内部から耐火物へのヒートロス は次式で与える。

$$q_B = -k_B \frac{\partial}{\partial r} T_B |_{r=0}$$

ここで、 $T_B$  は耐火物内温度、 $k_B$ 、 $c_B$ 、 $\rho_B$  はそれぞれ熱伝導度、比熱、密度、 $r_B$  は耐火物厚みである。

2.4 計算処理方法

有効反応部と湯溜り部状態記述式を以下のように差分化して計算を行う。

有効反応部

$$\text{ガス } X_g(m, n-1) = X_g(m, n) - \Delta z_n \cdot f_g(m, n) \dots \dots \dots (24)$$

$$\text{固体 } X_s(m, n) = X_s(m-1, n-1) + \Delta \theta \cdot f_s(m-1, n-1) \dots \dots \dots (25)$$

$$\text{座標 } \Delta z_n (\equiv z_n - z_{n-1}) = V_s(n-1) \Delta \theta \dots \dots \dots (26)$$

湯溜り部

$$X_H(m) = X_H(m-1) + \Delta \theta \cdot f_H(m-1) \dots \dots \dots (27)$$

ここで、 $m$  は時間メッシュを、 $n$  は位置メッシュを示す。また、有効反応部の位置微小量  $\Delta z_n$  は、一回装入分の鉱石とコークス体積に対応する層厚とし、時刻微小量  $\Delta \theta$  は羽口レベルに対応する微小区間内に存在するコークスを送風中の酸素で消費するに要する時間とする。

有効反応部計算法の概念を Fig. 2 に、全体の計算処理フローを Fig. 3 に示す。

有効反応部と湯溜り部の任意の状態を初期値とし、送風条件を用いてレースウェイ部の計算を行い、得られる羽口レベルのガス状態と装入条件から得られる層頂の固体状態を境界値として有効反応部計算を行い、その結果、得られる溶鉄滓の条件を用いて湯溜り部計算を行う。

他方、有効反応部ならびに湯溜り部内の耐火物温度分布の推移は、7)式をつぎのように差分化して計算する。

$$T_b(m, n) = \frac{T_b(m-1, n+1) + (X-2) T_b(m-1, n) + T_b(m-1, n-1)}{X}$$

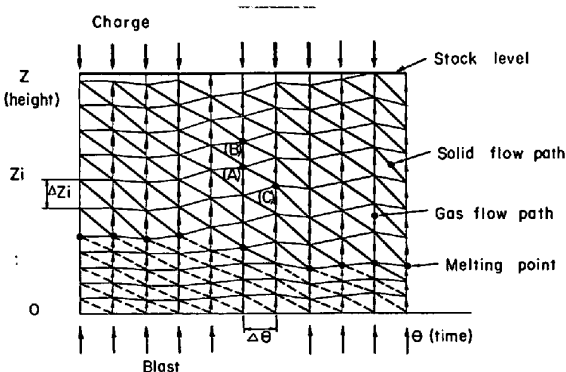


Fig. 2. Schematic diagram of the integration of the differential equations for gas and solid state variables in the present dynamic model.

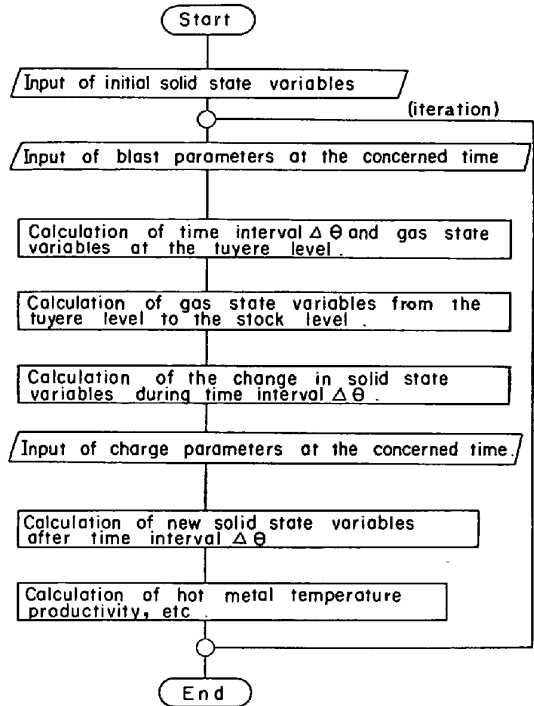


Fig. 3. Flow chart of the calculation procedure in the present dynamic model.

$$X = \frac{\Delta r_b^2 \cdot \rho_b \cdot c_b}{k_b \cdot \Delta \theta}$$

3. 火入れ操作への適用

昭和56年3月に実施された小倉2高炉火入れ操作は、短期改修を目的とした乾燥工程短縮のため、炉体れんが内に水分が残存したままの、いわゆるセミ乾燥火入れを実施することになった。そのため、れんが残存水分が操業中に蒸発してれんが損傷の問題を引き起こす懸念が持たれた。そこで、前述の高炉非定常モデルによる検討を実施し、操業計画に適用した。

3.1 操業計画の検討

れんが残存水分の火入れ操作に及ぼす影響を検討した結果、Fig. 4に示すように炉内昇温に及ぼす影響はほとんどないが、れんが内で水分乾燥が炉内側から鉄皮側へと進行する結果、れんが内温度勾配が強くなり、れんが損傷を生じやすいことが判明したので、Fig. 5に示すように従来と比較して約50%増風ピッチの遅い送風計画を作成した。

3.2 火入れ操業実績と予測の比較

火入れ操作は計画通り完了したが、その際実施した炉体れんが内面温度計測結果と高炉非定常モデル予測を対比してFig. 6に示す。炉頂ガス温度成分の推移はほとんど一致している一方で、炉体れんが温度の昇温実績と予測の間にはかなりの差が生じていることが判明した。

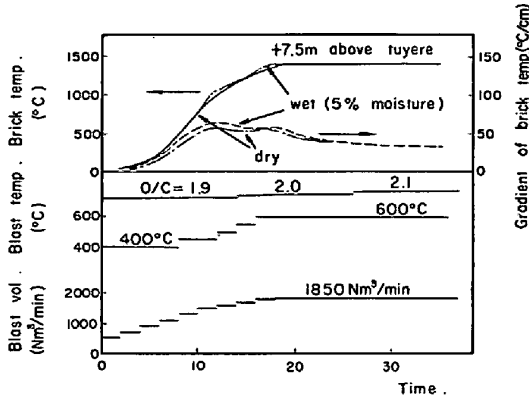


Fig. 4. Comparison of the change in the brick temperature between dry and wet bricks.

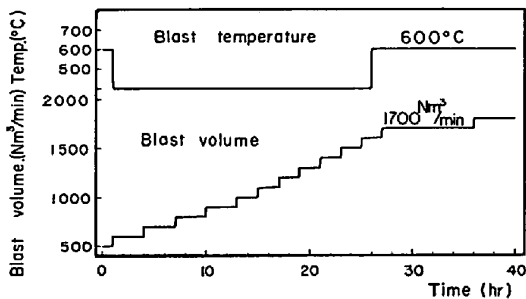


Fig. 5. Schedule of the blow-in operation for Kokura No. 2 blast furnace based on the present dynamic model.

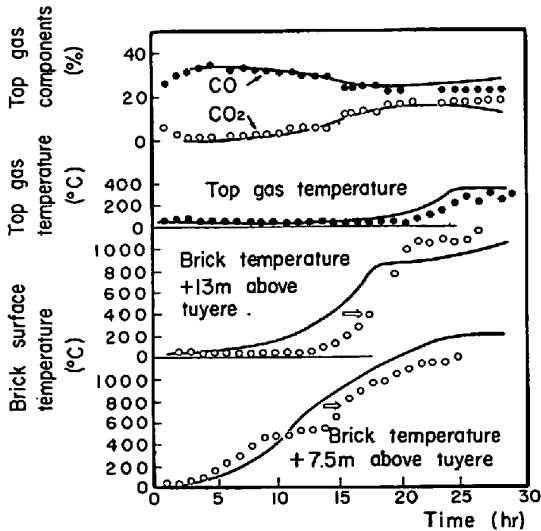


Fig. 6. Results of Kokura No. 2 blast furnace blow-in operation. (— Predicted, • • Measured.)

その他の操業実績と予測の対比を Table 2 に示したが、ここではとくに装入回数実績が予測よりも4回多かった点が注目される。

3.3 誤差原因の分析

れんがの昇温過程の予測は、れんがスポーリング割れ発生防止の面で重要と考えられるので、予測誤差原因に

Table 2. Comparison of the blow-in operation of Kokura No. 2 blast furnace.

	Actual results	Predicted by the model
Formation of cohesive zone	18 h*) after lighting	16 h after lighting
First tapping	31.5 h after lighting	27.5 h after lighting
Increase in brick surface temperature	max. 200°C/h	max. 130°C/h
Charging	12 charges for first 14 h	8 charges for initial 14 h

\*) Estimated through the wall pressure measured during the blow-in operation.

ついて検討した結果、以下の2点が主要因と判明した。

1) 火入れ初期において、羽口レベル下に填充されている枕木がコークスとともに送風により燃焼消滅するが、本モデルではコークスのみが燃焼消滅すると考えていた。この結果、枕木とコークスの密度差に起因する荷下り誤差が生じるが、この誤差は14hで枕木が消滅すると考えたとき、装入回数誤差実績4回に相当する。したがって、火入れ操業シミュレーションでは、枕木消滅を考慮した荷下りを取りこむ必要がある。

2) 炉内温度上昇過程の実績で、炉下部の昇温が速い一方で、炉上部の昇温が遅いことは、ガス固体熱交換速度の実績が予測よりも大きいことを示す。本モデル採用の熱交換係数は約1200 kcal/m<sup>2</sup>・h・°Cの値を与えているが、実績の炉内昇温を説明するためには、その約1.5倍の値が必要である。

以上の2点を修正した上で火入れ操業実績を再計算した結果、Fig. 7に示すように計算と実績はほぼ一致した。

3.4 適正火入れ操業の検討

本非定常モデルにより火入れ過程の炉内昇温を検討した結果、Fig. 8に示すように、炉内昇温は大きくは3

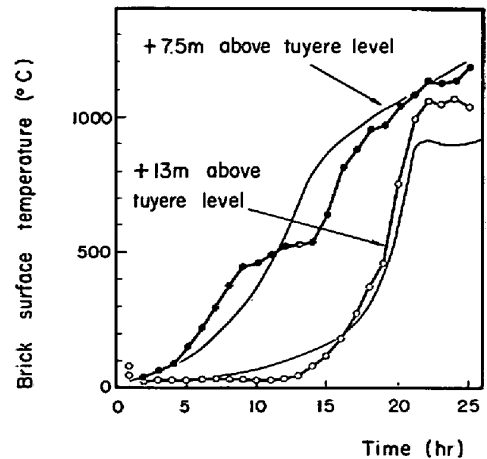


Fig. 7. Transition of the brick surface temperature during the blow-in operation calculated by the present dynamic model for the actual operation.

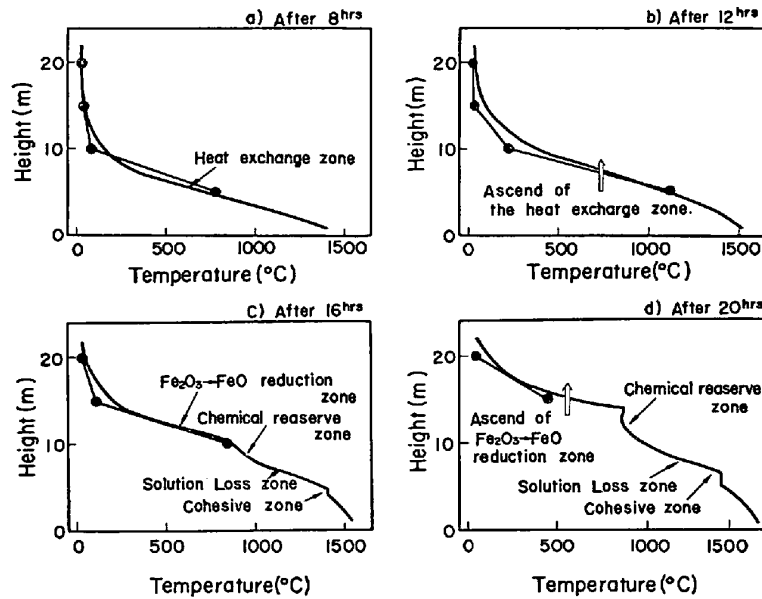


Fig. 8. Transition of the heat profile during the blow-in operation. (— calculated by the present model. -●- measured during the operation.)

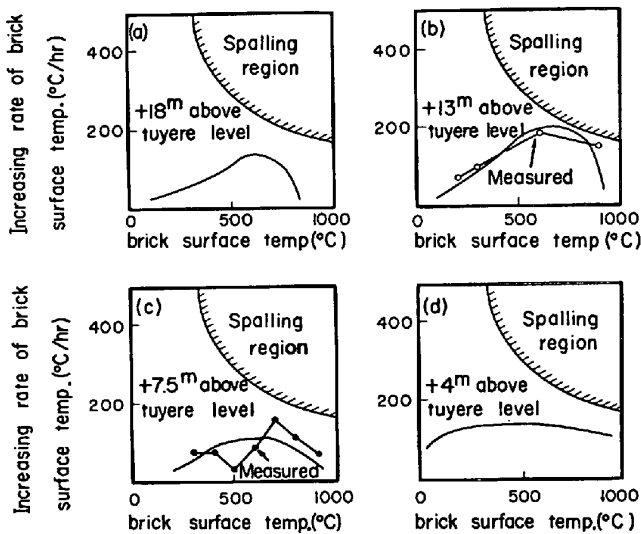


Fig. 9. Change in the brick surface temperature from the viewpoint of spalling calculated by the present dynamic model.

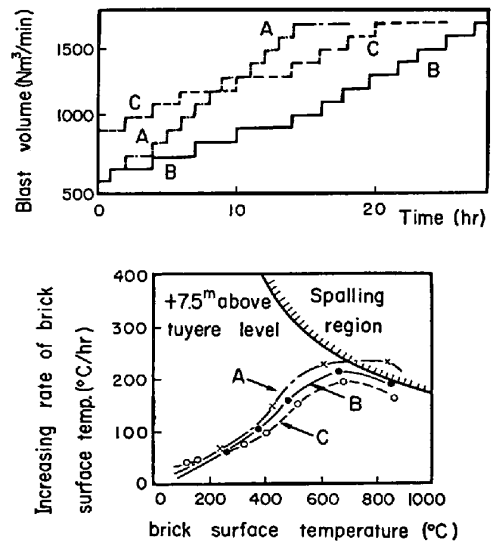


Fig. 10. Effect of the increase in the blast volume on the transition of brick surface temperature from the view point of spalling calculated by the present dynamic model.

段階に分けられる。

第1段階：高温ボッシュガスと固体の熱交換により装入物が急激に昇温する熱交換帯 (Fig. 8 中(a)) が形成され、時間と共に上昇 (Fig. 8 中(b)) して行く。

第2段階：填充鉱石が存在する所まで熱交換帯が上昇し、鉱石が加熱され 500°C 以上になると CO ガスによる  $Fe_2O_3 \rightarrow FeO$  還元反応が急速に生起し、その発熱のため装入物昇度勾配が激化する。(Fig. 8 中(c))

第3段階：CO ガスによる  $Fe_2O_3 \rightarrow FeO$  還元帯がさらに時間と共に上昇して行く一方で、化学保存帯、ソリュ

ーションロス帯が形成され温度分布が定常化する。(Fig. 8 中(d))

以上のような炉内昇温の経時変化は、炉内高さ方向の各レベルでの温度変化と対応するので、耐火物炉内面昇温速度が速く最もスポーリング割れの発生しやすい部位は、熱交換帯が上昇して填充鉱石を加熱し、CO ガスによる  $Fe_2O_3 \rightarrow FeO$  還元が急速に生起した部位に相当する。

耐火レンガのスポーリング割れは、加藤ら<sup>7)</sup>の熱応力

解析によれば、耐火れんが加熱面におけるれんが昇温速度とれんが温度により判別できるが、この結果を、小倉2高炉火入れ操業に適用し、Fig. 9の結果を得た。

最もスポーリング割れ発生しやすい部位はシャフト中段と判定される。

他方、スポーリング割れ発生抑制策としては、熱交換帯が填充鉱石を加熱しCOガスによる $Fe_2O_3 \rightarrow FeO$ 還元が生起しはじめるときの送风量レベルを低くする対策が考えられるが、具体的にはFig. 10に示すように、初期の送风量は高くし、増風ピッチを緩慢にする送風方法(Fig. 10中Cに相当)が効果的である。

#### 4. 結 言

炉体れんがの熱容量を考慮した高炉一次元非定常モデルを開発し、れんがスポーリング割れを防止する適正火入れ操業計画を作成し実施するとともに、火入れ操業に際して実施した炉内温度計測結果をもとに修正検討を行い以下の結果を得た。

1) 火入れ過程での枕木消滅による荷下りの影響およびガス-固体間の伝熱修正を考慮することにより、一次元非定常モデルを用いて火入れ操業をシミュレートすることができた。

2) 火入れ過程でレンガスポーリングの最も発生しやすい部位は、炉下部の高温領域が上方に移動し、鉱石が存在する部位に達する位置であり、通常シャフト中段部に相当する。

3) この部位の昇温速度を緩和しスポーリングを回避するためには、増風ピッチを遅くする方法が有効である。

以上、本高炉非定常モデルを用いれば、スポーリング防止を考慮した火入れ操業計画への適用が可能であり、今後の火入れ操業にも有効に活用する方針である。

#### 記 号

$a_o, a_c$ : 鉱石, コークスの充填層比表面積 ( $m^2/m^3$ )

$c_{gl}, c_{sn}, c_p, c_s, c_c, c_{b,B}$ : ガス, 固相, 溶鉄, 溶滓, コークス, 炉体と炉底の耐火物の比熱 ( $kcal/kg \cdot ^\circ C$ )

$d_b, d_c$ : 鉱石, コークスの粒子径 (m)

$d_h, d_w$ :  $Fe_2O_3 \rightarrow FeO, FeO \rightarrow Fe$ の反応界面径 (m)

$D$ : 高炉断面積 (m)

$D_e, D_m$ : ガス有効拡散係数, 分子拡散係数 ( $m^2/h$ )

$\Delta H_{1-8}$ : 化学反応熱 ( $kcal/kmol$ )

$\Delta H_{9,10}$ : 水分蒸発熱, 鉱石溶解熱 ( $kcal/kg$ )

$k_f$ : ガス境膜物質移動係数 (m/h)

$k_{b,B}$ : 炉体と炉底の耐火物熱伝導度 ( $kcal/m \cdot h \cdot ^\circ C$ )

$k_h, k_w, k_5, k_6, k_7^{1/2}, k_8^{1/2}$ : 化学反応速度定数

$K_h, K_w, K_6$ : 化学反応の平衡定数

$m_{k,n}$ : 化学量論係数 ( $kg/kmol$ )

$r, r_{b,B}$ : 耐火物位置座標, 炉体, 炉底耐火物厚み (m)

$T_p^{1,n}, T_p$ : 湯溜りへ流入する溶鉄, 滓, 出鉄の温度 ( $^\circ C$ )

$v_h, v_w, v_i$ :  $Fe_2O_3$ 相,  $FeO$ 相,  $Fe$ 相体積 ( $m^3$ )

$W_p, W_s, W_c$ : 湯溜滞留の溶鉄, 溶滓, コークス量 (kg)

$W_p^{1,n}, W_s^{1,n}$ : 湯溜りへ流入する溶鉄, 滓の量 ( $kg/h$ )

$W_p^{out}, W_s^{out}$ : 出鉄, 出滓の量 ( $kg/h$ )

$z$ : 高炉の高さ方向位置 (m)

$\epsilon$ : 鉱石, コークスの充填層空隙率 (-)

$\epsilon_h, \epsilon_w, \epsilon_i$ :  $Fe_2O_3$ 相,  $FeO$ 相,  $Fe$ 相内気孔率 (-)

$\rho_g, \rho_s, \rho_{b,B}$ : ガス, 固相, 炉体, 炉底耐火物の密度 ( $kg/m^3$ )

$\theta$ : 時間 (h)

#### 文 献

- 1) I. MUCHI and J. YAGI: Trans. ISIJ, 10 (1970), p. 392
- 2) 全明, 館充: 鉄と鋼, 61 (1975), p. 935
- 3) 山口一良, 須賀田正泰, 研野雄二: 鉄と鋼, 65 (1979), p. 1544
- 4) 八木順一郎, 武田幹治, 大森康男: 鉄と鋼, 66 (1980), p. 1888
- 5) 羽田野道春, 栗田興一: 鉄と鋼, 66 (1980), p. 1898
- 6) R. WARTMAN: Stahl u. Eisen, 95 (1975), p. 442
- 7) 加藤一郎, 森田喜保, 樋上文範: 鉄と鋼, 65 (1979), S 605
- 8) G. A. FLIERMAN and H. ODERKERK: ISI Meeting (1973) Awsterdaw, 40
- 9) M. HATANO, T. MIYAZAKI, and Y. IWANAGA: Trans. ISIJ, 20 (1980), p. 292