
高炉の動特性検討のための数式モデル

A Dynamic One-Dimensional Simulation Model of Blast Furnace Process

久保 秀穂(Hideho Kubo) 西山 哲司(Tetsuji Nishiyama) 田口 整司(Seiji Taguchi)

要旨：

高炉の動特性を検討する目的で、非定常高炉モデルを作成した。本モデルの特色は、位置と時間に関する偏微分方程式群を、特性曲線法によって、常微分化して数値積分することにより、時間的にも、高さでも、連続した解を得られることである。又、本モデルの検証のために、高炉のダイナミックスの最も顕著な場合として、千葉第3高炉の減尺空炉吹卸そ操業、千葉第5高炉の火入れ操業をとり上げ、モデルによる予測と、実績とを比較した結果、十分な妥当性を確認した。

Synopsis：

A dynamic one-dimensional simulation model of the blast furnace process was developed for purpose of clarifying the transient behavior of the furnace. For the simplification of the model, some assumptions were made as follows: (1) Indirect reduction, solution-loss reaction, and melting of metal and slag are taken into account. (2) The reaction rate of solution-loss is applied in the temperature range between 950°C and 1250°C, and is equal to the rate of indirect reduction above 1250°C. (3) The melting rate is exclusively controlled by the rate of heat transfer. A set of partial differential equations formulated by applying mass and heat balances to the finite sections of the furnace were converted into ordinary differential equations by means of the characteristics method, and integrated by Runge-Kutta-Gill method. As the most dynamic case of the furnace operation, empty-blowing-out operation of Chiba No.3 BF and blowing-in operation of Chiba No.5 BF were simulated. The predictions were in good agreement with actual results.

(c)JFE Steel Corporation, 2003

本文は次のページから閲覧できます。

高炉の動特性検討のための数式モデル

A Dynamic One-Dimensional Simulation Model of Blast Furnace Process

久保 秀穂*
Hideho Kubo

西山 哲司**
Tetsuji Nishiyama

田口 整司***
Seiji Taguchi

Synopsis:

A dynamic one-dimensional simulation model of the blast furnace process was developed for the purpose of clarifying the transient behavior of the furnace.

For the simplification of the model, some assumptions were made as follows:

- (1) Indirect reduction, solution-loss reaction, and melting of metal and slag are taken into account.
- (2) The reaction rate of solution-loss is applied in the temperature range between 950°C and 1250°C, and is equal to the rate of indirect reduction above 1250°C.
- (3) The melting rate is exclusively controlled by the rate of heat transfer.

A set of partial differential equations formulated by applying mass and heat balances to the finite sections of the furnace were converted into ordinary differential equations by means of the characteristics method, and integrated by Runge-Kutta-Gill method.

As the most dynamic case of the furnace operation, empty-blowing-out operation of Chiba No. 3 BF and blowing-in operation of Chiba No. 5 BF were simulated. The predictions were in good agreement with actual results.

1. 緒 言

これまでに報告されてきた、高炉の数式モデルは、大別して、静特性を扱ったものと、動特性を扱ったものとに区分出来る。このうち静特性に関するものは、更に、平衡論に基づいた収支モデル^{1,2)}と、速度論に基づいた収支モデル³⁻⁷⁾とに区分出来る。

まず、平衡論に基づくものでは、高炉をいくつかの領域に分割し、その中では化学的平衡が達成されていると仮定して、各分割帯の廻りで、熱収支、物質収支をとっている。

次に、速度論に基づくものでは、反応速度を考慮し、微分収支によって形成される微分方程式でモデル化し、温度、還元率などのプロセス変数の高さ軸方向分布について、詳細に検討している。

一方、動特性に関するものは、現状ではまだ少なく、1968年にFielden⁸⁾らが、高炉を高さ方向にスライスされた槽の集合体とし、時間と位置について集中化した、連立差分方程式群を解いたのがその緒である。しかし、槽列モデルでは、高さ方向の解の分布の厳密性に問題があると思われる。更に、堀尾⁹⁾らは、羽口と融着帯の間について偏微分方程式群を連立させて解き、高炉操業要因変化に伴う、融着帯変動を解折している。近年、羽田野¹⁰⁾らは、高炉の全領域についての非定常モデルを開発したと報告している。

高炉内現象を数学的に記述したモデルのうち、実炉の操業結果をもとに、その時の炉内状況の解折を目的とする、いわば、Feed Back型モデルとしては、静特性に関するモデルが充分有効であり、これまでも、数多くの報告が提出されている。中でも、桑原⁷⁾らによる高炉の半径方向の分布を

* 千葉製鉄所エネルギー部エネルギー技術室
*** 技術研究所第1研究部製鉄研究室主任研究員(課長)
(昭和56年12月2日原稿受付)

** 千葉製鉄所エネルギー部エネルギー技術室主査(課長補)

考慮した融着帯の解折は注目を集め、あい次いで類似の報告がなされている。

しかし、操業アクションの結果の推定——特に炉内変数の時間的変化の検討——を目的とする、言わば、Feed Forward型モデルとしては、動特性に関するものによらなくてはならない。

筆者らは、高炉のシミュレーターを開発する目的で、その第一歩として、羽口から、炉頂までの全領域で、時間と位置に関する炉内変数の偏微分方程式群を連立して解く、非定常モデルを作成した。これを用いて、高炉の動特性の最も顕著な場合として、減尺吹き出し操業、火入れ操業を選択し、予測と、実績を比較した結果、ほぼ妥当な一致をみたので報告する。

2. モデルの概略

モデル簡略化のため以下の様な仮定を採用した。

- (1) 炉内反応としては、間接還元反応、ソリュージョンロス反応、メタル、スラブの溶融をそれぞれ反応速度式で考慮する。
- (2) 直接還元反応は、溶融とともに即刻完了する(なお、4.6%のカーボンが浸炭する)
- (3) ソリュージョンロス反応の反応速度式は950°Cから1250°Cの固体温度領域で採用し、1250°C以上の温度領域では、間接還元反応速度と等しい。(即ち、1250°C以上ではCO₂は存在しない。)
- (4) 装入物の降下速度は、炉内での反応に伴う物質移動と、溶融に起因する体積減少による。
- (5) 炉頂での装入物の供給は、原料の降下速度に応じて行われる。
- (6) 鉱石とコークスは完全混合されている。

Fig. 1にモデルの概略図を示した。モデルのインプット条件は、高炉操業因子と同様に、送風条件として、送風量、送風湿分、送風温度、送風圧力であり、装入物条件として、O/C、T・Fe、スラ

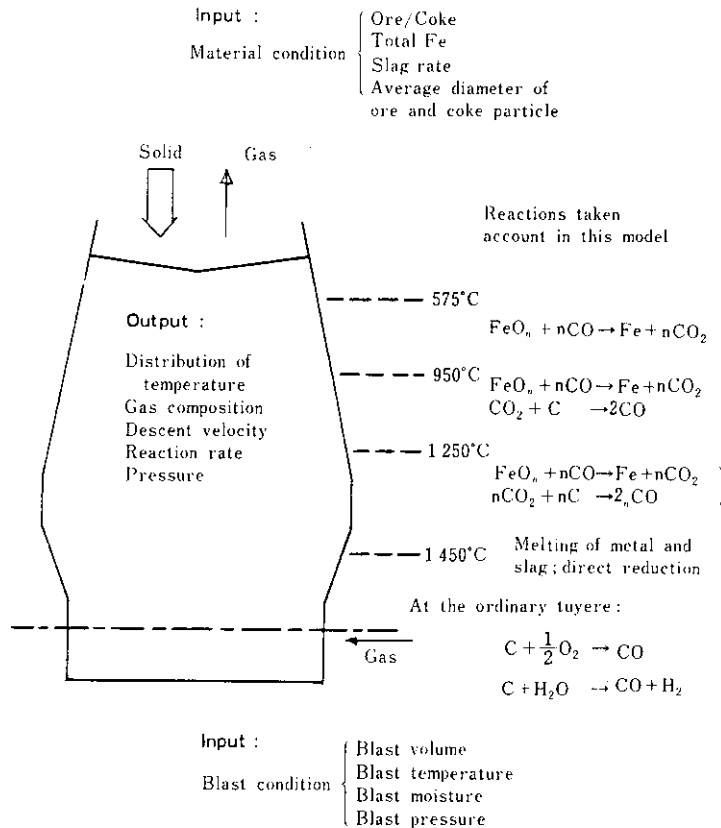


Fig. 1 Schematic diagram of model

グ比、鉱石平均径、コークス平均径である。モデルのアウトプットとして、炉内の温度分布、ガス組成分布、降下速度分布、反応率分布、圧力分布等が時間変化として得られる。なお、動特製を扱う数式モデルの特徴であるが、実操業結果は、入力条件としては不用である。

なお、メタル・スラグの滴下開始温度を 1250°C、完了温度を 1450°C、ソリュションロス(ソルロス)反応開始温度を 950°C、間接還元反応開始温度を 575°C としていること、さらに 1250°C 以上では、ソルロスと、間接還元の反応速度が等しいとしていることから、本モデルでは、固体温度により、炉の上部から、熱交換帯、間接還元帯、ソルロス帯、溶融帯、コークス帯の 5 つのゾーンを考えていることになる。但し、ゾーンの高さそのものは計算結果で可まる。

Table 1 に本モデルで扱う変数をまとめた。

3. 理論

3-1 基礎式

高炉内の任意の位置での微少領域(静止座標系)について、物質収支、熱収支をとることによって固体、気体各々についての基礎式が以下の様に構成される。(記号表を Appendix-III に示す)

(1) 固体の物質収支

$$\left\{ \begin{array}{l} \text{微少領域での} \\ \text{固体の蓄積} \end{array} \right\} = \left\{ \begin{array}{l} \text{降下に伴う} \\ \text{流入, 流出の差} \end{array} \right\} + \left\{ \begin{array}{l} \text{微少領域での} \\ \text{反応生成} \end{array} \right\}$$

と考えて(1)式が成立する。

$$\frac{\partial \rho_s}{\partial \theta} = \frac{\partial(\rho_s V_s)}{\partial Z} + \sum_{j,i} W_{j,i} \cdot R_i \quad \dots\dots\dots(1)$$

但し、 $j \dots\dots O, C, Fe$, スラグ分の各物質種
 $i \dots\dots$ 間接還元, ソルロス, メタル・スラグの溶融の各反応種

ここで、固体からガス化する反応によって嵩密度が変らないとすれば、即ち、 ρ_{ore} と ρ_{coke} が一定とすれば、(2)式が成立する。(もし逆に、体積不変とすると、ガス化反応に対して $\partial V_s / \partial z = 0$ としたことになる。)

$$\frac{\partial V_s}{\partial Z} = \frac{\sum_{j \neq C, i} W_{j,i} \cdot R_i}{\rho_{ore}} + \frac{\sum_i W_{C,i} \cdot R_i}{\rho_{coke}} \quad \dots\dots(2)$$

従って、(1)式を整理すると、固体について(3)式が成り立つ。

$$\frac{\partial \rho_s}{\partial \theta} - V_s \frac{\partial \rho_s}{\partial Z} = \left(\frac{\rho_s}{\rho_{ore}} - 1 \right) \sum_{j \neq C, i} W_{j,i} \cdot R_i + \left(\frac{\rho_s}{\rho_{coke}} - 1 \right) \sum_i W_{C,i} \cdot R_i \quad \dots(3)$$

同様に、Fe, C, O およびスラグ分についても(4)式で示される。

Table 1 Main variables in simulation model

Independent variables	Z	: Height from tuyere	(m)
	θ	: Time	(h)
Dependent variables	T_g	: Temperature of gas	(°C)
	G_g	: Mass velocity of gas	(kg/m ² h)
	C_{CO}	: Molecular density of CO	(kmol/Nm ³)
	C_{CO_2}	: " CO ₂	(")
	C_{H_2}	: " H ₂	(")
	C_{N_2}	: " N ₂	(")
	P_g	: Pressure	(kgf/cm ²)
	T_s	: Temperature of solid	(°C)
	ρ_s	: Bulk density of solid	(kg/m ³ -bed)
	V_s	: Descent velocity	(m/h)
	X_{Fe}	: Fe rate in solid phase	(kg/kg)
X_O	: O (oxygen) "	(")	
X_C	: C (carbon) "	(")	
X_S	: Slag "	(")	

$$\frac{\partial X_j}{\partial \theta} - V_s \frac{\partial X_j}{\partial Z} = \frac{\sum W_{j,i} \cdot R_i - x_j \cdot \sum \sum W_{j,i} \cdot R_i}{\rho_s} \dots\dots\dots (4)$$

(2) 固体の熱収支

$$\left\{ \begin{array}{l} \text{微少領域の} \\ \text{固体の蓄熱} \end{array} \right\} = \left\{ \begin{array}{l} \text{降下に伴う固体} \\ \text{顕熱の流入・出差} \end{array} \right\} + \left\{ \begin{array}{l} \text{微少領域での} \\ \text{反応熱} \end{array} \right\} + \left\{ \begin{array}{l} \text{気-固間} \\ \text{伝熱} \end{array} \right\}$$

と考へて、(5)式が成立する。

$$\frac{\partial(C_s \rho_s T_s)}{\partial \theta} = \frac{\partial(C_s \rho_s V_s T_s)}{\partial Z} + \sum_i (-\Delta H_i) \cdot R_i + ha(T_g - T_s) \dots\dots\dots (5)$$

ここで、 $\partial C_s / \partial \theta = 0$ 、 $\partial C_s / \partial Z \approx 0$ として、(5)式を展開すると、次式が得られる。

$$\frac{\partial T_s}{\partial \theta} - V_s \frac{\partial T_s}{\partial Z} = \frac{\sum_i (-\Delta H_i) \cdot R_i}{C_s \rho_s} + \frac{h \cdot a (T_g - T_s)}{C_s \rho_s} \dots\dots\dots (6)$$

(3) 気体の物質収支

$$\left\{ \begin{array}{l} \text{微少領域の} \\ \text{気体の蓄積} \end{array} \right\} = \left\{ \begin{array}{l} \text{炉内上昇による} \\ \text{流入, 流出の差} \end{array} \right\} + \left\{ \begin{array}{l} \text{微少領域での} \\ \text{反応生成} \end{array} \right\}$$

と考へて、次式が成立する。但し、拡散項は、無視している。

$$\frac{\partial(\epsilon \rho_g)}{\partial \theta} = -\frac{\partial G_g}{\partial Z} + \sum_j \sum_i M_{j,i} \cdot R_i \dots\dots\dots (7)$$

ここで、 $\partial(\epsilon \rho_g) / \partial \theta = 0$ と近似して、次のようになる。

$$\frac{\partial G_g}{\partial Z} = \sum_j \sum_i M_{j,i} \cdot R_i \quad \text{および} \quad \frac{\partial(G_g / \rho_g')}{\partial Z} = \sum_k \sum_i 22.4 M_{k,i} \cdot R_i \dots\dots\dots (8)$$

そして、気体のk成分については、(9)式より、(10)式が導かれる。

$$\frac{\partial C_k (G_g / \rho_g')}{\partial Z} = \sum_i M_{k,i} \cdot R_i \dots\dots\dots (9)$$

$$\frac{\partial C_k}{\partial Z} = \frac{\rho_g'}{G_g} (\sum_i M_{k,i} \cdot R_i - C_k \sum_j \sum_i 22.4 M_{k,i} \cdot R_i) \dots\dots\dots (10)$$

(4) 気体の熱収支

$$\left\{ \begin{array}{l} \text{微少領域の} \\ \text{気体の蓄熱} \end{array} \right\} = \left\{ \begin{array}{l} \text{炉内上昇による} \\ \text{顕熱の流入・出差} \end{array} \right\} - \left\{ \begin{array}{l} \text{気-固} \\ \text{伝熱量} \end{array} \right\} - \left\{ \begin{array}{l} \text{放散損失熱} \end{array} \right\}$$

と考へて、(11)式が、導かれる。

$$\frac{\partial(\epsilon \rho_g C_g T_g)}{\partial \theta} = -\frac{\partial(C_g \cdot G_g \cdot T_g)}{\partial Z} - ha(T_g \cdot T_s) - Q_{loss} \dots\dots\dots (11)$$

ここで、蓄熱を無視し、 $\partial C_g / \partial Z \approx 0$ と近似すると、次式の形に整理される。

$$\frac{\partial T_g}{\partial Z} = \frac{T_g}{G_g} \frac{\sum \sum W_{j,i} \cdot R_i}{G_g} - \frac{h \cdot a}{C_g \cdot G_g} (T_g \cdot T_s) - \frac{Q_{loss}}{C_g \cdot G_g} \dots\dots\dots (12)$$

Table 2 に $W_{j,i}$ 、 $M_{j,i}$ 、 $M_{k,i}$ の特性値をまとめた。

3.2 反応速度式

3.2.1 間接還元反応速度 (R_1)

鉱石の間接還元反応速度式については、八木⁵⁾らの研究に従った。

$$R_1 = V_{ore} \cdot \frac{\sigma(1-\epsilon)}{d_{p0}} \cdot \frac{273}{273 + T_g} \cdot \frac{P}{22.4} \cdot (x - x^*) k_0^* \dots\dots\dots (13)$$

ここで、総括反応速度定数 (k_0^*) については、境界膜移動抵抗、粒子内拡散抵抗、化学反応抵抗を考慮して、次のようにしている。

Table 2 Characteristic values of $W_{j,i}$, $M_{j,i}$ and $M_{k,i}$

$W_{j,i}$		$M_{j,i}$			
i	j	1	2	3	4
		O	C	Fe	slag
1	R_1	16	0	0	0
2	R_2	0	12	0	0
3	R_3	56n	12n	56	0
4	R_4	0	0	0	60

$M_{k,i}$		k			
i	k	1	2	3	4
		CO	CO ₂	H ₂	N ₂
1	R_1	1	1	0	0
2	R_2	2	1	0	0
3	R_3	n	0	0	0
4	R_4	0	0	0	0

i : Reaction
 j : Element of solid phase
 k : Component of gas phase
 n : FeO

$$\frac{1}{k_0^*} = \frac{1}{k_{f0}} + \frac{d_{PO} \{(1-f_S)^{-1/3} - 1\}}{2D_{CO}} + \frac{1}{(1-f_S)^{2/3} K_0 \left(1 + \frac{1}{K_x}\right)} \dots\dots\dots (14)$$

ここに、

物質移動係数： $k_{f0} = [Sh] \cdot \frac{D_{CO}}{d_{PO}}$

粒子内拡散係数：

$$D_{CO} = D \times \xi \times \epsilon_U$$

$$\xi = 0.238\epsilon + 0.04$$

$$\epsilon_U = 0.53 + 0.47\epsilon$$

$$D = 2.592 \times 10^{-6} (T_S + 273)^2 / P$$

化学反応速度定数：

$$k_0 = 0.6 \exp \left\{ 6.3586 - \frac{3461}{T_S + 273} \right\}$$

なお、平衡 CO モル分率 x^* は $\frac{x+y}{1+K_x}$ である。

3・2・2 ソリューションロス反応速度 (R_2)

ソルロス反応速度式については、岡部¹¹⁾らの研究に従った。

$$R_2 = V_{coke} \cdot \frac{273}{273 + T_g} \cdot \frac{P}{22.4} \cdot y \cdot k_C^* \dots\dots\dots (15)$$

ここで、総括反応速度定数 (k_C^*) については、境膜拡散抵抗と化学反応抵抗を考慮して、次の様にしている。

$$\frac{1}{k_C^*} = \frac{1}{k_C} + \frac{d_{PC}}{6k_{fC}} \dots\dots\dots (16)$$

ここに、

化学反応定数：

$$k_C = \frac{(C' \cdot \rho_{coke} \cdot k_1 \cdot P / 12 \cdot \text{gas}) \cdot (1000 d_{PC} / 7.5)^{-0.52}}{1 + k_2 y P + k_3 x P}$$

$$k_1 = \exp(28.404 - 38024 / (T_g + 273))$$

$$k_2 = \exp(12.722 - 15559 / (T_g + 273))$$

$$k_3 = \exp(7.922 - 7692 / (T_g + 273))$$

境膜物質移動係数：

$$k_{fC} = [Sh] \cdot \frac{D_{CO_2}}{d_{PC}}$$

$$D_{CO_2} = 8.28 \times 60 \times 10^{-4} \left(\frac{T_g + 273}{273} \right)^2 / \rho_g$$

ただし、この速度式は 950°C 以上の領域で採用し、1250°C 以上では間接還元反応速度 (R_1) と等しいとしている。

3・2・3 鉱石、スラグの溶融速度 (R_3, R_4)

メタル、スラグの溶融については伝熱律速とし、メタルとスラグの受熱量は、固体中の存在比に応じて配分されるとした。

$$R_3 = \alpha_m \cdot h_p \cdot a \cdot (T_g - T_S) / \Delta H_{Fe} \dots\dots\dots (17)$$

$$R_4 = \alpha_S \cdot h_p \cdot a \cdot (T_g - T_3) / \Delta H_{slag} \dots\dots\dots (18)$$

3・2・4 伝熱速度式

白井の式を用いて

$$[Nu] = 2 + 0.75 [Pr]^{1/3} [Re]^{1/2} \dots\dots\dots (19)$$

$$h_p = \frac{\lambda}{\epsilon \cdot d_p} [Nu] \times \xi \dots\dots\dots (20)$$

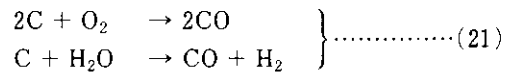
とした。

ここで、[Nu] はヌッセルト数、[Pr] はプラントル数、[Re] はレイノルズ数である。また ξ は、修正パラメーターであり、実炉で観察される様な温度分布を得るために、0.1 を採用した。この物理的意味は、主に、粒子内温度分布を計算では無視しているためと考えられるが、詳細には今後の課題である。

3・3 境界条件

固体に関する変数については、適当な初期条件の下に計算すれば、数時間の操業シミュレーションで定常状態の解の分布が得られる。ここでは、気体に関する変数の境界条件について示す。

羽口先での反応は以下の 2 種類のみとし、各々即刻完了するとした。即ち、カーボンの燃焼と、送風中湿分の分解のみとした。(重油その他の補助燃料吹き込みも、もちろんモデルに組み込み可能である。)



羽口先のガス境界条件としては、反応後の組成の気体が炉内に吹き込まれると仮定している。また、羽口先で以下の熱収支をとることにより、気体の温度 (いわゆる理論燃焼温度) 境界条件を定めた。

$$\left\{ \begin{array}{l} \text{羽口先} \\ \text{ガス顕熱} \end{array} \right\} = \left\{ \begin{array}{l} \text{送風} \\ \text{顕熱} \end{array} \right\} + \left\{ \begin{array}{l} \text{湿分} \\ \text{顕熱} \end{array} \right\} + \left\{ \begin{array}{l} \text{coke} \\ \text{顕熱} \end{array} \right\} + \left\{ \begin{array}{l} C \rightarrow CO \\ \text{の反応熱} \end{array} \right\} + \left\{ \begin{array}{l} H_2O \text{ の} \\ \text{反応熱} \end{array} \right\}$$

なお、理論燃焼温度を求める時に必要な、降下コークスの温度は、理論燃焼温度で近似した。

4. 解 法

前記基礎式群に反応速度式を導入し、境界条件初期条件を与えて積分すれば、解が求まる。

基礎式を整理すると、気体変数に関しては、(22)式の型の偏微分方程式群になるので、そのまま常微分方程式群として、数値積分できる。

$$0 = \frac{\partial Y_i}{\partial Z} + RY_i, \dots\dots\dots(22)$$

固体変数に関しては、(23)式の型の偏微分方程式群だが、 $dZ/d\theta = -V_s$ の関係により、(24)式のように、いずれも常微分方程式群に変換される。(特性曲線法¹²⁾)

$$\frac{\partial X_i}{\partial \theta} - V_s \frac{\partial X_i}{\partial Z} = RX_i, \dots\dots\dots(23)$$

$$\frac{\partial X_i}{\partial \theta} - V_s \frac{\partial X_i}{\partial Z} = \frac{\partial X_i}{\partial \theta} + \frac{dZ}{d\theta} \cdot \frac{\partial X_i}{\partial Z} = \frac{dX_i}{d\theta}$$

(Sの流線に沿って).....(24)

Fig. 2に、特性曲線法の概念図を示した。炉内を降下する装入物に乗って、現象を観察すると、時間軸だけを考慮すればよいことになる。図中、 $\Delta\theta$ 時間の積分は、装入物降下曲線A-Bに沿って積分したことを意味する。

なお、時間軸の積分きざみは、1分、高さ軸の積分きざみは、0.1mである。

数値積分は Runge-Kuffa-Gill法によった。また、同じ高さでの解の時間変化を求めるために、上下の解を用いた内挿法を使用した。モデル計算プログラムフローを Fig. 3に示す。

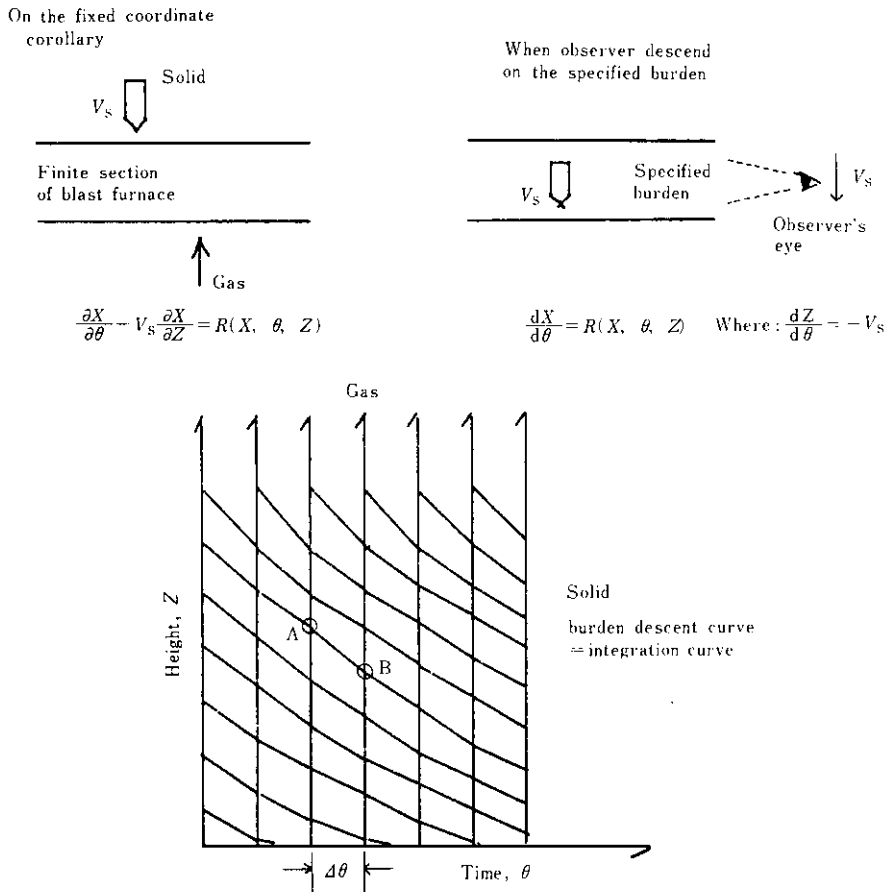


Fig. 2 Conceptual diagram of "characteristics method"

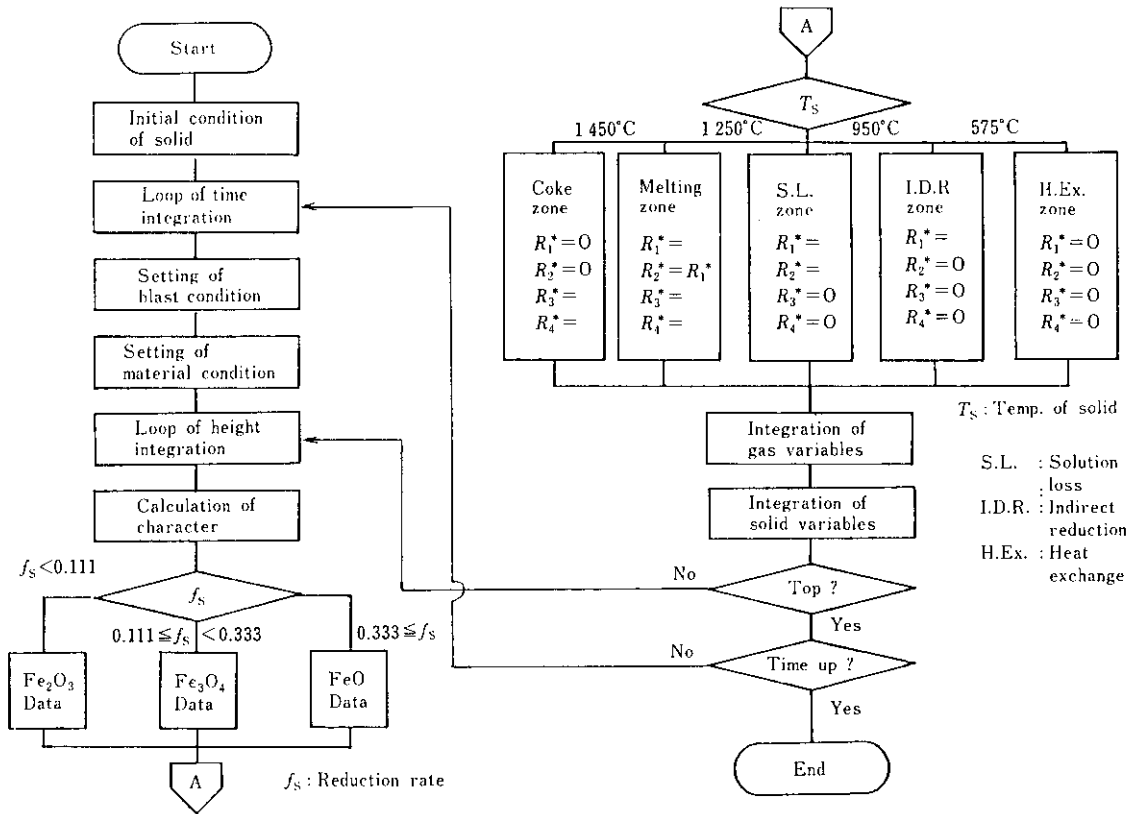


Fig. 3 Calculation flow chart

5. 実操業とモデルの比較

本非定常高炉モデルの妥当性を確認する目的で、高炉のダイナミクスの最も顕著な場合として、減尺空炉吹き卸しと火入れを選び、各々、モデルによる予測計算と実績を比較した。

5.1 減尺空炉吹き卸し操業

千葉第3高炉は1980年、10月2日に、7年2箇月の操業を経て吹き卸された。吹き卸し操業は従来のコークス置換、注水冷却法ではなく、千葉では初めての減尺法で行われた。Table 3に、高炉操業条件、計算諸元をまとめた。Fig. 4に計算された装入物表面レベルの降下推移と実績をプロットした。図に示すように、予測と実績は非常に一致を示した。なお、図中、羽口上7mレベルで、屈曲点が存在するが、これは、それ以上のレ

Table 3 Input condition of simulation in empty-blowing-out operation Before burden-level lowering

Term	Value	Unit
Ore/Coke	3.4	-
Total Fe	58	%
Slag rate	300	kg/t-pig
Ave. diameter of ore	0.005	m
Ave. diameter of coke	0.045	m
Blast temperature	1 210	°C
Blast moisture	25	g/Nm ³
During blowing-out operation		
Blast temperature	1 200	°C
Blast moisture	25	g/Nm ³
Blast volume	According to planned pattern	• 1
Burden material	No supply	

• 1 cf. Fig. 4

ベルでは、装入物表面が羽口先のコークスの消費と融着帯での溶融によって降下し、融着帯が消滅

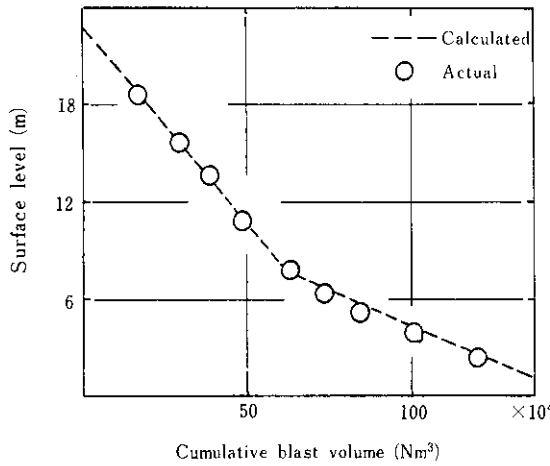


Fig. 4 Comparison between calculated and actual results at empty-blowing-out operation of Chiba No. 3BF

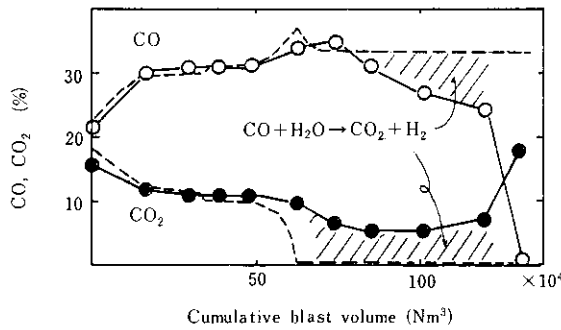
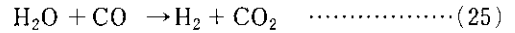


Fig. 5 Comparison between calculated and actual gas component at empty-blowing-out operation of Chiba No. 3BF

してからは、もっぱら、コークスの消費のみによっていることを意味している。この屈曲点の羽口からの高さが、よく一致したことは、かなり簡略化したものの、本モデルが、ほぼ妥当な融着帯高さを求めうることを意味している。

Fig. 5に、炉頂ガス組成の予測と実績比較を示す。減尺の後半で、COは低目に、CO₂は高目に推移した。(なお、図示してはいないが、H₂も後半はCO₂とほぼ同じレベルであった。)この原因としては、本モデルでは簡略化のため、炉内反応を小数に限定し、特に水によるCOの変性反応を考慮しなかったことが挙げられる。即ち、実炉では減尺の後半に、装入物上炉内空間で、



なる反応をおこしていたものと推察出来る。なお、数式モデルにおいては、減尺計算を実行する時は、高さ方向の積分区間自身が、刻々変化することになり、それ自身が解かれるべき変数になる。

5・2 火入れ操業

常温から出発して、通常の操業状態にまで変化する火入れ操業は、本非定常モデル検証の有力なチャンスである。1980年10月6日に千葉第5高炉(3次)が火入れされたので、予測と実績を比較した。

Fig. 6に装入物の填充条件を Fig. 7に火入れ後

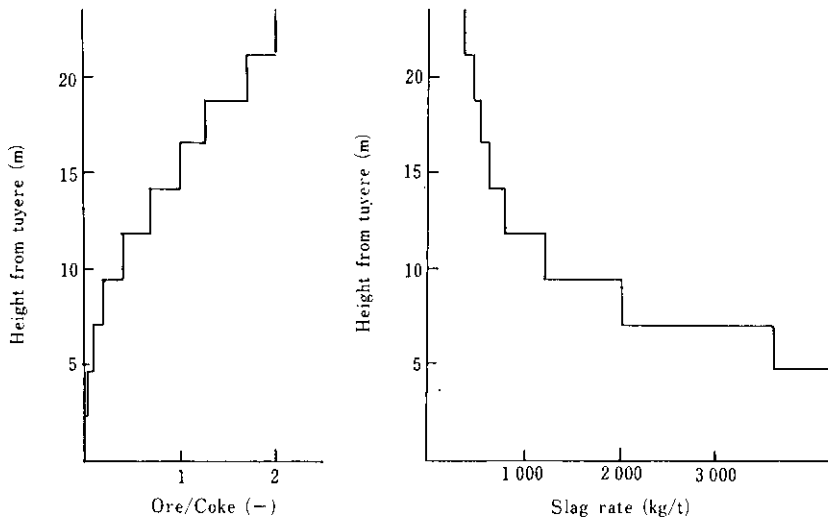


Fig. 6 Fill-up condition of blowing-in operation (initial condition of simulation)

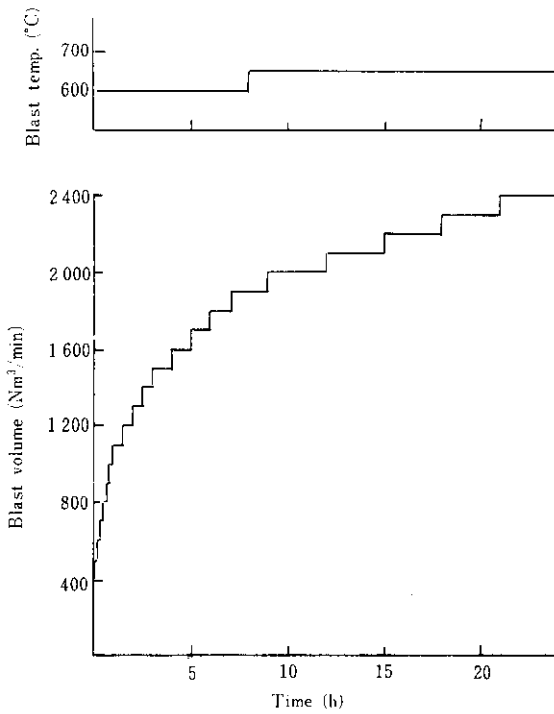


Fig. 7 Plan of blowing-in operation (input condition of simulation)

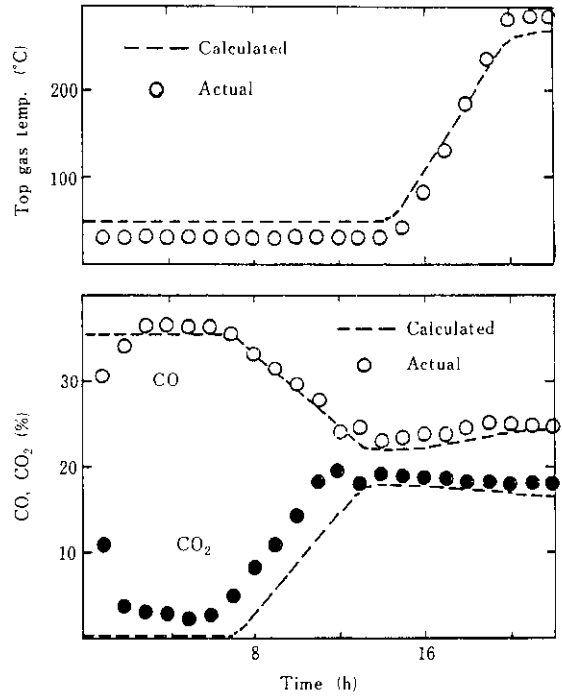


Fig. 9 Comparison between calculated and actual results at blowing-in operation of Chiba No. 5 BF

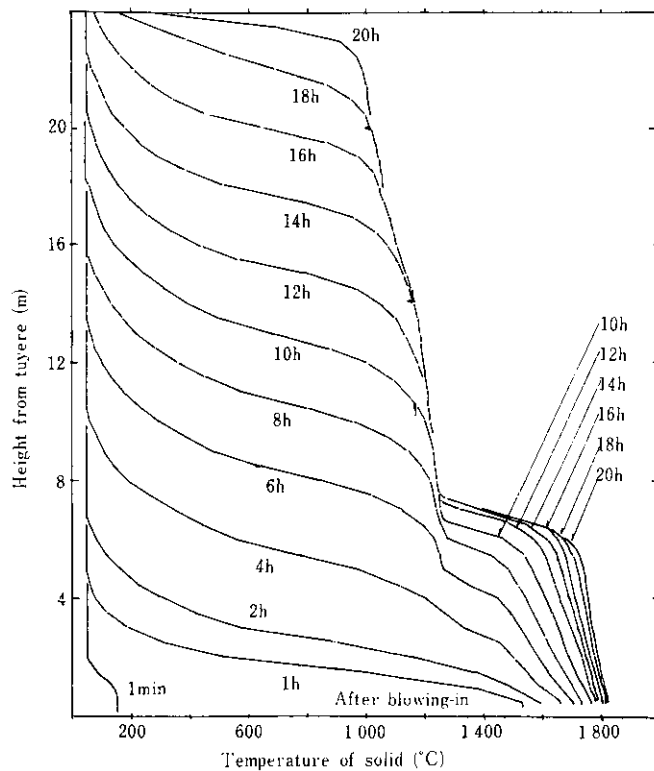


Fig. 8 Simulated curves of temperature profile after blowing-in operation

の送風条件を示した。

シミュレーション結果の例として、炉内固体温度分布の時間変化を Fig. 8 に示した。送風開始後、炉内が加熱されていく状況、融着帯が形成されていく状況が明らかにされている。

Fig. 9 に、予測と実績の比較を示した。熱伝達速度の指標として、炉頂ガス温度を、また反応速度の指標として炉頂ガス組成の経時変化を示したが、いずれもほとんど一致しており、モデルの妥当性が確認された。

6. 結 言

非定常一次元高炉モデルを作成した。特色は、位置と時間に関する偏微分方程式群を数値積分することにより、位置についても、時間についても連続した解を求められることである。

また、本モデルの検証のため、高炉のダイナミックスの最も顕著なケースとして、減尺吹き卸しと火入れを選び、予測と実績を比較し、充分な妥当性を確認した。

今後、モデル精度の向上を図るとともに、機能の拡大を目指していくつもりである。

Appendix—I 間接還元反応平衡定数 K_x の式

$$f_s < 0.111 \quad (\text{Fe}_2\text{O}_3 \rightarrow \text{Fe}_3\text{O}_4) \\ K_x = \exp(4.905 + 6.235 / (T_s + 273)) \\ 0.111 \leq f_s < 0.333 \quad (\text{Fe}_3\text{O}_4 \rightarrow \text{FeO}) \\ K_x = \exp(2.130 - 2.050 / (T_s + 273)) \\ 0.333 \leq f_s \quad (\text{FeO} \rightarrow \text{Fe}) \\ K_x = \exp(-2.6472 + 2.164 / (T_s + 273))$$

Appendix—II 気体の圧力損失式 (Ergun 式)

$$\frac{dP_g}{dZ} = \frac{(1-\epsilon)\psi G_g^2}{\epsilon C \cdot \rho_g \phi \cdot d_p \cdot \epsilon^3}$$

$$\psi \approx 150 \cdot (1-\epsilon) R_e + 1.75$$

ここで、空隙率、 ϵ については以下の値を用いた。

熱 交 換 帯	0.3
間 接 還 元 帯	0.3
ソ ル ロ ス 帯	0.3
溶 融 帯	0.2
コ ー ク ス 帯	0.4

Appendix—III 記号表

- a : 比表面積 ($\text{m}^2/\text{m}^3\text{-Bed}$)
- C' : コークス中の C の分率
- C_g : 気体の比熱 ($\text{kcal}/\text{kg}\cdot^\circ\text{C}$)
- C_s : 固体の比熱 ($\text{kcal}/\text{kg}\cdot^\circ\text{C}$)
- C_k : k なるガス種の濃度 ($\text{kmol}/\text{Nm}^3\text{-炉内ガス}$)
- d_p : 粒子径 (m)
- D : 高炉ガス中 CO 拡散係数 (m^2/h)
- D_{CO} : 鉱石中 CO 拡散係数 (")
- D_{CO_2} : 高炉ガス中 CO_2 拡散係数 (")

- ϵ : 空隙率
- ϵ_U : 鉱石空隙率
- f_s : 鉱石還元率
- gas : ガスモル濃度 (kmol/m^3)
- G_g : 気体質量速度 ($\text{kg}/\text{m}^2\cdot\text{h}$)
- h_p : 熱伝達係数 ($\text{kcal}/\text{m}^2\cdot\text{h}\cdot^\circ\text{C}$)
- ΔH_i : i 反応の反応熱 ($\text{kcal}/\text{kmol}\cdot i$)
- i : 添字 (反応種)
- j : " (元素)
- k : " (ガス種)
- K_x : 間接還元平衡定数
- $f_s < 0.111$
 $k_x = \exp(4.905 + 6.235 / (T_s + 273))$
- $0.111 \leq f_s < 0.333$
 $k_x = \exp(2.130 - 2.050 / (T_s + 273))$
- $f_s \geq 0.333$
 $k_x = \exp(-2.6422 + 2.164 / (T_s + 273))$
- k_δ : 間接還元総括反応速度定数 (m/h)
- k_C^* : ソルロス " (h^{-1})
- k_{iO} : (CO) 境膜物質移動係数 (m/h)
- k_{iC} : (CO_2) " (m/h)
- k_O : 間接還元化学反応速度定数 (m/h)
- k_C : ソルロス " (h^{-1})
- k_1, k_2, k_3 : 素反応過程定数 ($1/\text{afm}\cdot\text{h}$)
- $M_{j,i}$: i 種反応による j 元素の生成モル比
- $M_{k,i}$: " k ガス成分の "
- n : 鉱石の Fe 1 モル当りの O 数 (FeO_n の n)
- P : 気体圧力 (atm-abs.)
- P_g : 気体圧力 ($\text{kgf}/\text{cm}^2\text{-G}$)
- Q_{loss} : 放散熱 ($\text{kcal}/\text{m}^3\cdot\text{h}\text{-bed}$)

R_i	: i 種反応の反応速度 ($\text{kmol} \cdot i/\text{m}^3 \cdot \text{h} \cdot \text{bed}$)	y	: CO_2 モル分率
T_g	: 気体温度 ($^{\circ}\text{C}$)	Z	: 羽口からの高さ (m)
T_s	: 固体温度 ($^{\circ}\text{C}$)	ρ_g	: ガス密度 (kg/m^3)
V_{coke}	: 固相中 coke 容積比 ($\text{m}^3 \cdot \text{coke}/\text{m}^3 \cdot \text{bed}$)	ρ'_g	: " (kg/Nm^3)
V_{ore}	: " ore " ($\text{m}^3 \cdot \text{ore}/\text{m}^3 \cdot \text{bed}$)	ρ_s	: 固体嵩密度 ($\text{kg}/\text{m}^3 \cdot \text{bed}$)
V_s	: 固体の降下速度 (m/h)	ρ_c	: コークスの密度 ($\text{kg}/\text{m}^3 \cdot \text{bed}$)
$W_{j,i}$: i 種反応による j 元素の生成量 ($\text{kg} \cdot j/\text{kmol} \cdot i$)	ρ_o	: 鉱石の密度 ($\text{kg}/\text{m}^3 \cdot \text{bed}$)
x	: CO モル分率	θ	: 時間 (h)
x^*	: 平衡 CO モル分率	ξ	: 補正係数
X_j	: Fe, C, O, 等の固体中濃度 ($\text{kg} \cdot j/\text{kg} \cdot \text{solid}$)		

参 考 文 献

- 1) Ridgion : JISI 200 (1962) 5, 389
- 2) 西山ら : 社内レポート : エネ技室
- 3) Flierman ら : Iron Steel (U.K.) 38 (1965) 6, 284
- 4) Bogdandy ら : Arch. Eisenhütten 36 (1965) 3, 221
- 5) 八木ら : 鉄と鋼 54 (1968) 9, 1019
- 6) 宮坂ら : 鉄と鋼 58 (1972) 1, 18
- 7) 桑原ら : 鉄と鋼 61 (1975) 3, 301
- 8) C.J.Fielden ら : JISI 206 (July 1968), 650
- 9) 堀尾ら : 鉄と鋼 56 (1970) 10, 1311
- 10) 羽田野ら : 鉄と鋼(講演) 65 (1979) 11, S554
- 11) 岡部ら : 川鉄技報 2 (1970) 4, 358
- 12) 例えば LEON LAPIDUS : 'Digital Computation for Chemical Engineer' (1962) Mc Graw-Hill p175