

## 論文

風速分布モデルによる焼結鉱製造プロセスの  
解析

国分 春生\*・佐々木 晃\*<sup>2</sup>・田口 整司\*<sup>3</sup>  
 槌谷 暢男\*<sup>4</sup>・渡辺 実\*<sup>5</sup>・竹原 亜生\*<sup>5</sup>

## Analysis of Sintering Process of Ores by a Gas Velocity Distribution Model

Haruo KOKUBU, Akira SASAKI, Seiji TAGUCHI,

Nobuo TSUCHIYA, Minoru WATANABE and Tsuguo TAKEHARA

## Synopsis:

A model for sintering process has been developed and used to analyze the sintering operation and the response time of sintering process to a step-wise change in the pallet speed and the bed height. The unknown parameters are estimated by measuring the gas velocity at 4 points on the sinter strand.

(1) The ratio of (flame front speed)/(gas velocity) decreases by increasing coke content and coke diameter. Therefore when they are increased, it is necessary to increase the suction gas velocity in order to keep the flame front speed constant. Consequently it leads to the increase in the quantity of heat transfer from the sinter to the gas at the cooling stage resulting in the rise in the cooling rate.

(2) As to the unsteady state of sintering process caused by a step-wise change in the pallet speed and the bed height, the results of model calculation and the actual plant test show a good agreement to some extent. It is confirmed that the model is also valid for the analysis of the unsteady state of sintering process.

## 1. 結 言

従来から焼結鉱製造の数学モデルについては多くの報告<sup>1)~4)</sup>があり、現在では焼結層内熱履歴、焼結機長方向風速分布などを高精度でシミュレートすることが可能である。しかし、これらのモデルは実操業においては測定しにくいパラメータ、例えば原料粒度、充填層空隙率などを多く含んでいる。また、安定した収束解を得るためには伝熱計算における差分メッシュを十分小さくとる必要があるため計算時間が長いなどの理由から、主にオフラインでの解析に使用されているのが現状である。一方、焼結操業において今後高精度かつ最適な制御を行うためには、オンラインで熱履歴を推定したり、検知することが必要である。こうした観点から焼結層内温度の測定や焼結機長および幅方向での風量分布測定用のセンサーの開発が進められ、風量分布、焼結層内熱履歴と焼結鉱品質との関係が明らかにされつつある<sup>5)6)</sup>。しかし、熱電対の寿命は短く、連続的に測定されるまでには至っていない。そこで機長方向4点で測定した吸引風速値か

ら、焼結完了点や、風速分布などのオンラインでの推定が可能なるモデルを開発した。本報では本モデルの構成と操業解析例および焼結鉱製造プロセスの動特性解析結果を述べる。

## 2. モデルの構成

本モデルは次に示す2つの部分から構成される。

1) 焼結機長方向の風速分布と焼結完了点とを関係づけるモデル式の導出

2) 機長方向4点で測定した吸引風速値に基づくモデル中の未知パラメータの計算

## 2.1 モデル式の導出

本モデルでは Fig. 1 に示すように、焼結層内をそれぞれ通気抵抗指数が均一な原料帯、燃焼帯、焼結帯の3層に仮想的に分割する。原料帯と燃焼帯との境界をFFP (Flame Front Plane)、燃焼帯と焼結帯との境界をFBP (Flame Behind Plane) として、それらの下層方向への進行速度、FFS (Flame Front Speed)、FBS (Flame Behind Speed) を(1)、(2)式で、また3層の

昭和 57 年 4 月本会講演大会にて発表 昭和 58 年 11 月 2 日受付 (Received Nov. 2, 1983)

\* 川崎製鉄(株)技術研究所水島研究部 (Mizushima Research Dept., Research Laboratories, Kawasaki Steel Corp., 1 Mizushimakawasakidori Kurashiki 712)

\*<sup>2</sup> 川崎製鉄(株)資源調査室 (Mineral Resources Research Dept., Kawasaki Steel Corp.)

\*<sup>3</sup> 川崎製鉄(株)技術研究所 (Research Laboratories, Kawasaki Steel Corp.)

\*<sup>4</sup> 川崎製鉄(株)技術研究所 工博 (Research Laboratories, Kawasaki Steel Corp.)

\*<sup>5</sup> 川崎製鉄(株)千葉製鉄所 (Chiba Works, Kawasaki Steel Corp.)

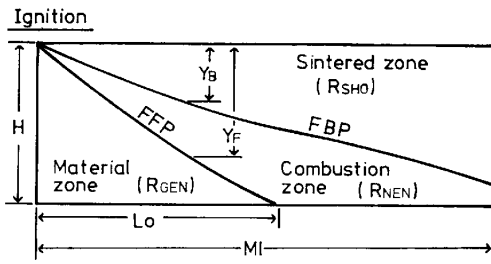


Fig. 1. Schematic diagram of sintering bed.

各通気抵抗指数と吸引風速，吸引負圧との関係を(3)，(4)式で与える．各記号の意味は末尾に一括して示した．

$$FFS = dy_F/dt = XKF \cdot Q \quad (1)$$

$$FBS = dy_B/dt = XKB \cdot Q \quad (2)$$

$0 \leq x < L_0$  のとき

$$y_B \cdot R_{SHO} + (y_F - y_B) \cdot R_{NEN} + (H - y_F) \cdot R_{GEN} = \Delta P / Q^n \quad (3)$$

$L_0 \leq x \leq MI$  のとき

$$y_B \cdot R_{SHO} + (H - y_B) \cdot R_{NEN} = \Delta P / Q^n \quad (4)$$

さらに時間  $t$  と着火点からの距離  $x$  との関係は次式で与えられる．

$$x = PS \cdot t \quad (5)$$

中野ら<sup>7)</sup>はアルミナ球充填層を用いた粉コークスの燃焼挙動に関する実験から，コークス粒径が1~2mmの範囲でFFSが吸引風速にほぼ比例することを確認している．実操業で使用するコークスの平均粒径が1~1.5mmであることから，(1)式の仮定は妥当と考えられる．(2)式についてはFBPが燃焼帯と焼結帯との仮想的な境界面であるために，これを実験的に定義することが難しく，その妥当性については確認していない．

(1)~(5)式より，FFP( $y_F$ )，FBP( $y_B$ )および吸引風速( $Q$ )は位置  $x$  の関数として(6)~(11)式のように導かれる．

$0 \leq x < L_0$  のとき

$$y_F = \{(C_f \cdot x + D_f)^{n/(n+1)} - B_f\} / A_f \quad (6)$$

$$y_B = \frac{XKB}{XKF} \cdot y_F \quad (7)$$

$$Q = \Delta P^{1/n} \cdot (C_f \cdot x + D_f)^{-1/(n+1)} \quad (8)$$

$L_0 \leq x \leq MI$  のとき

$$y_F = H \quad (9)$$

$$y_B = \{(C_b \cdot x + D_b)^{n/(n+1)} - B_b\} / A_b \quad (10)$$

$$Q = \Delta P^{1/n} \cdot (C_b \cdot x + D_b)^{-1/(n+1)} \quad (11)$$

ここで

$$A_f = \left\{ 1 + (m-1) \cdot \frac{XKB}{XKF} \right\} \cdot R_{NEN} - R_{GEN} \quad (12)$$

$$B_f = H \cdot R_{GEN} \quad (13)$$

$$C_f = \frac{n+1}{n} \cdot \frac{\Delta P^{1/n}}{PS} \cdot XKF \cdot A_f \quad (14)$$

$$D_f = (H \cdot R_{GEN})^{(n+1)/n} \quad (15)$$

$$A_b = (m-1) \cdot R_{NEN} \quad (16)$$

$$B_b = H \cdot R_{NEN} \quad (17)$$

$$C_b = \frac{n+1}{n} \cdot \frac{\Delta P^{1/n}}{PS} \cdot XKB \cdot (m-1) \cdot R_{NEN} \quad (18)$$

$$D_b = \left( \frac{XKB}{XKF} \cdot H \cdot A_b + B_b \right)^{(n+1)/n} - C_b \cdot L_0 \quad (19)$$

$$m = R_{SHO} / R_{NEN} \quad (20)$$

FFPが焼結原料層下端に到達する位置である焼結完了点  $L_0$  は(6)式に  $y_F = H$  を代入することにより(21)式のように与えられる．

$$L_0 = \{(A_f \cdot H + B_f)^{(n+1)/n} - D_f\} / C_f \quad (21)$$

また全吸引ガス流量  $TQ$  は(8)式と(11)式を  $x$  に関して積分することにより(22)式で与えられる．

$$TQ = TQF + TQB \quad (22)$$

ここで  $TQF$ ， $TQB$  はそれぞれ焼結完了点  $L_0$  より給鉍側および排鉍側での吸引ガス流量を表し，(23)，(24)式で与えられる．

$$TQF = W \cdot H \cdot PS / XKF \quad (23)$$

$$TQB = \frac{(n+1) \cdot W \cdot \Delta P^{1/n}}{n \cdot C_b} \cdot \{(C_b \cdot MI + D_b)^{n/(n+1)} - (C_b \cdot L_0 + D_b)^{n/(n+1)}\} \quad (24)$$

なお  $TQF$  はコークスの燃焼に， $TQB$  は焼結鉍の冷却に要する風量と考えることができる．

## 2.2 モデル中の未知パラメータの計算

本モデルに含まれる未知パラメータは  $R_{SHO}$ ， $R_{GEN}$ ， $R_{NEN}$ ， $XKF$ ， $XKB$  であり，これらを導出することにより本モデルの仮定に従った風速分布および焼結完了点などを推定することが可能になる．以下に本モデルに含まれる未知パラメータの計算方法を示す．

Fig. 2 に示すように焼結完了点  $L_0$  を境として給，排鉍側それぞれ2箇所ずつ吸引風速を測定する．それぞれの吸引風速の測定位置を  $x_1$ ， $x_2$ ， $x_3$ ， $x_4$ ，また吸引風速の測定値を  $Q_1$ ， $Q_2$ ， $Q_3$ ， $Q_4$  として，これらを(8)，(11)式の風速分布関数に代入することにより(25)~(33)

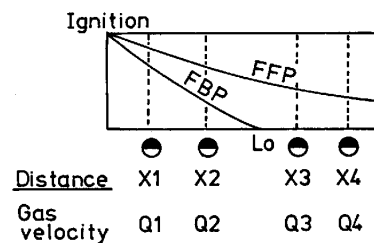


Fig. 2. Measuring points of gas velocity at sinter strand.

式を得る.

$$R_{GEN} = J1 \dots\dots\dots (25)$$

$$R_{NEN} = J4 - (J4 - J1) \cdot \frac{J3}{J2} \dots\dots\dots (26)$$

$$XKF = \frac{J2}{J4 - J1} \dots\dots\dots (27)$$

$$XKB = J3 / (m - 1) / \left\{ J4 - (J4 - J1) \cdot \frac{J3}{J2} \right\} \dots (28)$$

ここで

$$J1 = \frac{\Delta P}{H} \cdot \left\{ \left( \frac{x2}{Q1^{n+1}} - \frac{x1}{Q2^{n+1}} \right) / (x2 - x1) \right\}^{n/(n+1)} \dots\dots\dots (29)$$

$$J2 = \frac{n}{n+1} \cdot PS \cdot \Delta P \cdot \left( \frac{1}{Q1^{n+1}} - \frac{1}{Q2^{n+1}} \right) / (x1 - x2) \dots\dots\dots (30)$$

$$J3 = \frac{n}{n+1} \cdot PS \cdot \Delta P \cdot \left( \frac{1}{Q3^{n+1}} - \frac{1}{Q4^{n+1}} \right) / (x3 - x4) \dots\dots\dots (31)$$

$$J4 = \frac{1}{H} \cdot \left\{ J5 - \frac{J3}{J2} \cdot (H \cdot J1)^{(n+1)/n} \right\}^{n/(n+1)} / \left( 1 - \frac{J3}{J2} \right)^{n/(n+1)} \dots\dots\dots (32)$$

$$J5 = \Delta P^{(n+1)/n} \cdot \left( \frac{x4}{Q3^{n+1}} - \frac{x3}{Q4^{n+1}} \right) / (x4 - x3) \dots (33)$$

(25)~(33)式より,  $R_{NEN}$ ,  $R_{GEN}$ ,  $XKF$  は機長方向4点の位置での吸引風速を測定することにより一義的に定まる. 一方,  $XKB$ ,  $R_{SHO}$  は  $m$  を仮定することにより定まることがわかる.

(29)式の計算においては(34)式の条件を満足する必要がある.  $n$  は 1~2 の値を持ち層流のとき 1, 乱流のとき 2 である.

$$\left( \frac{n2}{x1} \right)^{1/2} \geq \left( \frac{x2}{x1} \right)^{1/(n+1)} \geq \frac{Q1}{Q2} \dots\dots\dots (34)$$

焼結層内温度が 50~1300°C, 吸引風速を 30 Nm/min とすると粒子レイノルズ数は約 20~80 の値を持つ. そのため,  $n$  は約 1.3~1.7 の値を持つと考えられるが,  $n$  値の計算結果に及ぼす影響が小さいことから, オンライン計算において(34)式の条件を満足する確率が最大となるように  $n=1$  と仮定した. また, 焼結鋼試験での層内圧力分布測定から, 焼結帯と燃焼帯の通気抵抗指数の比  $m$  はおおむね 1/10 以下であり, 本モデルでは  $m=1/15$  と仮定した. なお山岡ら<sup>8)</sup>は焼結層内の各ゾーンの通気抵抗を ERGUN 式<sup>9)</sup>に基づいて評価しており, 粘性項および慣性項の係数  $K_1$ ,  $K_2$  について, それぞれ燃焼帯で  $K_1=2.3 \times 10^5$ ,  $K_2=1.9 \times 10^3$ , 焼結帯で  $K_1=3.2 \times 10^4$ ,  $K_2=7.0 \times 10$  を与えている. この場合, 焼結帯の通気抵抗指数は燃焼帯の 0.14~0.037 倍であり, 本モデルで仮定した値, 0.067 とオーダー的に一致しており  $m$

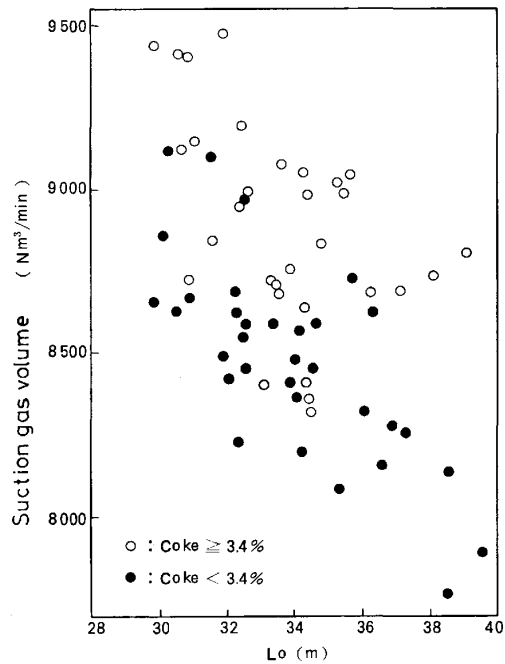


Fig. 3. Relation between  $L_0$  and suction gas volume.

値の仮定はほぼ妥当と考えられる.

### 3. 焼結操業解析

本モデルを千葉第4焼結工場の計算機に入力し, オンライン計算を行った. 千葉第4焼結機は全長 60m でウインドボックス 15 個を持つ. 排ガス温度の立ち上り点が No. 9~10 ウインドボックスに存在することを考慮して, 差圧式流量計を No. 4, 7, 12, 14 ウインドボックスのレグ部に設置した. 計算周期は 5 min である. 以下本モデルの適用により得られた焼結操業解析例について述べる.

Fig. 3 に計算で求めた焼結完了点  $L_0$  と全吸引ガス流量の実測値との関係を示す. 焼結完了点が排鉱側へ移動するとともに全吸引ガス流量は低下する. さらに両者の関係はコークス配合比により層別される. 以下, この焼結完了点  $L_0$  と全吸引ガス流量との関係のコークス配合比による差異について検討する.

Fig. 4 に同じ測定期間におけるコークス配合比とモデルパラメータである  $XKF$  との関係を示す. コークス配合比はサンプリングした原料の C 分析値から換算して求めた. また  $XKF$  は(1)式で定義したように単位風速あたりのフレームフロント・スピードを意味する. コークス配合比と  $XKF$  とは負の相関関係を持つ. そこで Fig. 3 に示した焼結完了点  $L_0$  と全吸引ガス流量との関係のコークス配合比による差異が  $XKF$  のレベルの相違に基づくと考えて, 両者の関係を本モデルにより求め

Table 1. Conditions for model calculation.

$\frac{R_{NEN}}{(\frac{mmAq \cdot m}{min^2})}$	$\frac{R_{GEN}}{(\frac{mmAq \cdot m}{min^2})}$	$\Delta P$ (mmAq)	$PS$ (m/min)	$H$ (m)	$XKB$ (-)	$XKF$ (-)	$m$ (-)	$Ml$ (m)
260~310	50	1880	2.3	0.55	$5.1 \times 10^{-4}$	$\frac{8.5}{9.5} \times 10^{-4}$	0.067	54

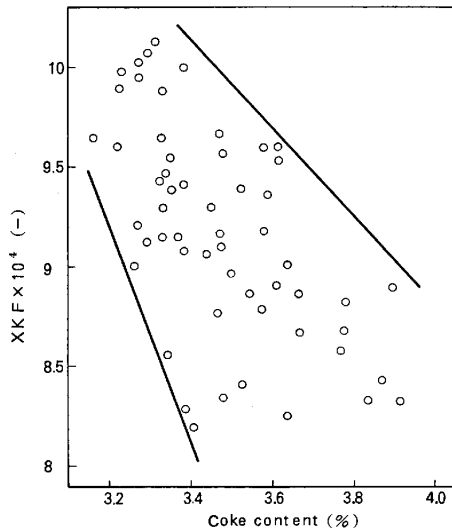


Fig. 4. Relation between coke content and  $XKF$ .

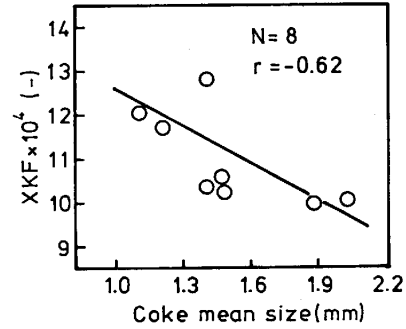


Fig. 6. Relation between coke mean size and  $XKF$  obtained from actual plant tests.

(35)式より、コークス配合比を上昇 ( $XKF$  が低下する) させる場合、燃焼帯の幅を示す指数  $XKB/XKF$ 、パレットスピード  $PS$ 、および層厚  $H$  が一定の条件下で、焼結完了点  $L_0$  を一定に維持するためには原料帯あるいは燃焼帯の通気を改善 ( $R_{GEN}$ ,  $R_{NEN}$  の低下) する必要のあることがわかる。これがコークス配合比上昇時に全吸引ガス流量が増加する原因と考えられる。

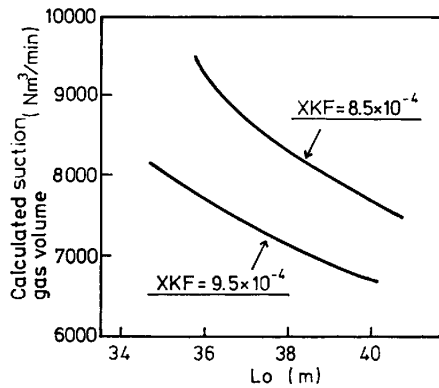


Fig. 5. Effect of  $XKF$  on the relation between  $L_0$  and suction gas volume.

Fig. 6 に実操業試験で得られた  $XKF$  とコークス粒径との関係を示す。  $XKF$  はコークス配合比のみならずコークス粒径の増大によつても低下する。コークス粒径の増大はコークス比表面積の減少を招き、またコークス配合比の増加は燃焼帯での酸素濃度の低下を招くと推測され、結果的にコークスの燃焼速度が低下する。これがコークスの粒径増大あるいは配合比増加によつて  $XKF$  が低下する主な原因と考えられる。なお肥田ら<sup>10)</sup>が指摘しているように原料粒度、造粒条件などの違いに由来する擬似粒子構造の差がコークスの燃焼に大きな影響を及ぼすことから、コークスの粒径と配合比だけでなく原料粒度、造粒条件も  $XKF$  への影響因子と考えられる。

Fig. 5 に示した。計算条件を Table 1 に示す。これから焼結完了点  $L_0$  と全吸引ガス流量との関係は  $XKF$  のレベル、換言するとコークス配合比により層別され、焼結完了点  $L_0$  を一定に維持するためにはコークス配合比が高いほどより多くの風量を必要とすることがわかる。

層流の仮定のもとで焼結完了点  $L_0$  は(21)式より(35)式のように与えられる。

$$L_0 = \frac{PS \cdot H^2}{Z \cdot \Delta P \cdot XKF} \cdot \left\{ \left[ 1 + (m-1) \frac{XKB}{XKF} \right] \cdot R_{NEN} + R_{GEN} \right\} \dots \dots \dots (35)$$

コークス配合比およびコークス粒径の増大によつて焼結鉄の  $FeO$  濃度が上昇する<sup>11)</sup>ことが知られている。これには層内最高温度の上昇<sup>11)</sup>によるヘマタイトの熱解離促進の効果とともに、冷却速度の上昇によるマグネタイトの再酸化抑制の効果<sup>12)</sup>が大きく寄与していると考えられている。冷却速度が上昇する理由は次のように考えられる。既に示したようにコークスの配合比および粒径の増加により  $XKF$  は低下する。この場合フレームフロント・スピードを一定に保つためには吸引風速を増す必要

Table 2. Standard conditions for model calculation.

$R_{NEN}$ ( $\frac{mmAq \cdot m}{min^2}$ )	$R_{GEN}$ ( $\frac{mmAq \cdot m}{min^2}$ )	$\Delta P$ (mmAq)	$PS$ (m/min)	$H$ (m)	$XKB$ (-)	$XKF$ (-)	$m$ (-)	$MI$ (m)
280	60	1880	1.9	0.5	$4.1 \times 10^{-4}$	$8.2 \times 10^{-4}$	0.067	54

があり、これによつて冷却過程で焼結層からガス相への伝熱量が増し、冷却速度が上昇する。

このようにコークスの配合比および粒径は層内最高温度のみならず冷却速度に対しても有効な制御手段であり、被還元性や還元崩壊性などの品質制御にあつてはこれらを適正に組み合わせることが重要である。

#### 4. 焼結鉍製造プロセスの動特性

焼結操作においては焼結機全体の通気を維持し、かつ焼結鉍の品質、生産量等を満足させるためにパレットスピードや層厚などが調整されている。しかしこれら調整の効果は経験的には認識されていても定量化されるまでには至っていない。そこでこれら操作の調整の効果を定量化し、焼結鉍製造プロセスの制御性をさらに向上させることを目的として、パレットスピードおよび層厚変更に伴う焼結鉍製造プロセスの動特性を解析した。

##### 4.1 解析方法

千葉第4焼結工場においてパレットスピードおよび層厚の変更に伴う機長方向4点での吸引風速、全吸引ガス流量などの変化を調査した。一方この調査期間において、本モデルのオンライン計算から得られたモデルパラメータの平均値を基準計算条件として、パレットスピードおよび層厚の変更に伴う焼結鉍製造プロセスの動特性を本モデルにより解析した。さらに本モデルの妥当性を確認するために、モデル計算から得られた機長方向4点での吸引風速、全吸引ガス流量および焼結完了点  $L_0$  の変化について実測値との比較を行った。基準計算条件を Table 2 に示す。

パレットスピード変更に伴う焼結鉍製造プロセスの動特性は Fig. 7 に示すように特性曲線法により計算した。また層厚変更に伴う焼結鉍製造プロセスの動特性は、焼結機上での層厚変更点を境として給、排鉍側でのそれぞれの層厚に対する焼結反応の定常状態が保たれており、単に層厚変更点のみが給鉍側から排鉍側へ移動するとして計算した。なおモデル計算においてはパレットスピード、層厚ともにステップ状に変化するとして計算した。

##### 4.2 モデル計算結果と実測値との比較

実機においては、パレットスピードはほぼステップ状に変化するが、層厚は制御性が劣るために層厚変更後目

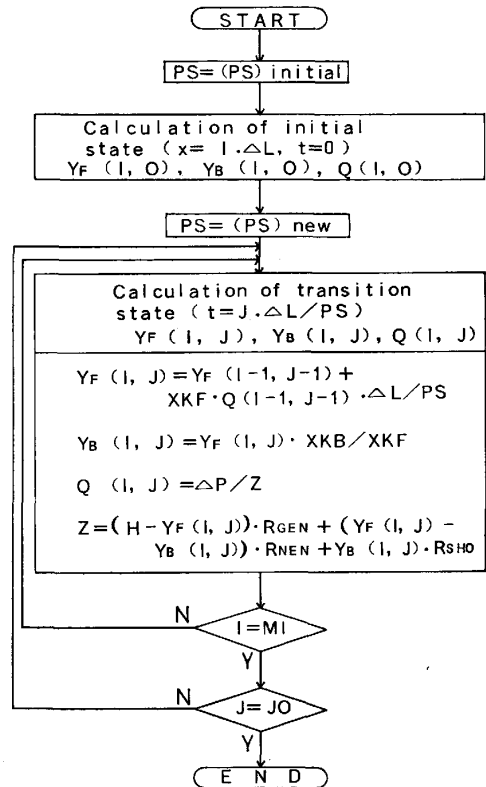


Fig. 7. Calculation flow for the analysis on the response of sintering process to a step-wise change in the pallet speed.

標値に達するまでに約 15~20 min を要する。そのため層厚を変更した場合のモデル計算結果と実機測定結果との比較においては、実機で層厚変更後 10 min 経過した時点を実質的な層厚変更時点とした。

Fig. 8 と 9 にパレットスピードおよび層厚をそれぞれ 1.9→1.7 m/min, 0.5→0.49 m へ低下させた場合のモデル計算および実機試験から得られた焼結完了点  $L_0$  の給、排鉍側各 2 点での吸引風速変化を示す。

パレットスピード低下の場合、モデル計算結果では吸引風速はパレットスピード低下直後からすべての位置において変化ははじめ、各点までの原料輸送時間に相当する時間後に定常状態に達する。吸引風速は給鉍側で低下し排鉍側で増加する。またその変化は排鉍側において顕著である。モデル計算結果と実機試験結果とはほぼ良い一致を示す。

一方層厚低下の場合、モデル計算結果では吸引風速は

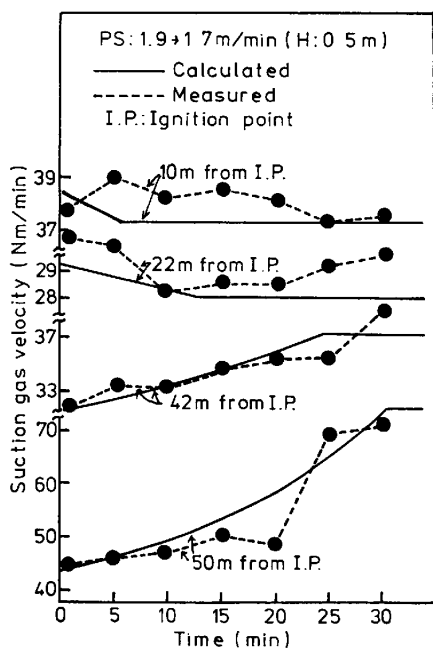


Fig. 8. Changes of calculated and measured gas flow rate at 4 points on the sinter strand accompanied by a decrease in the pallet speed.

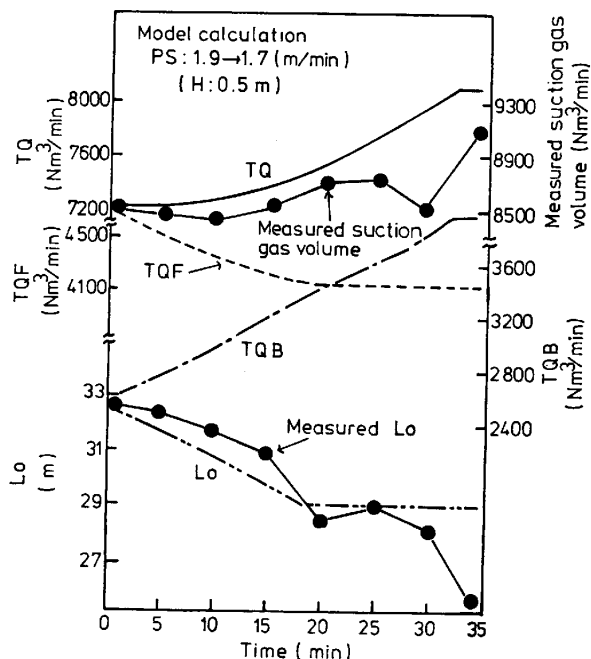


Fig. 10. Changes of calculated  $TQ$ ,  $TQF$ ,  $TQB$ ,  $L_0$  and measured suction gas volume and  $L_0$  accompanied by a decrease in the pallet speed.

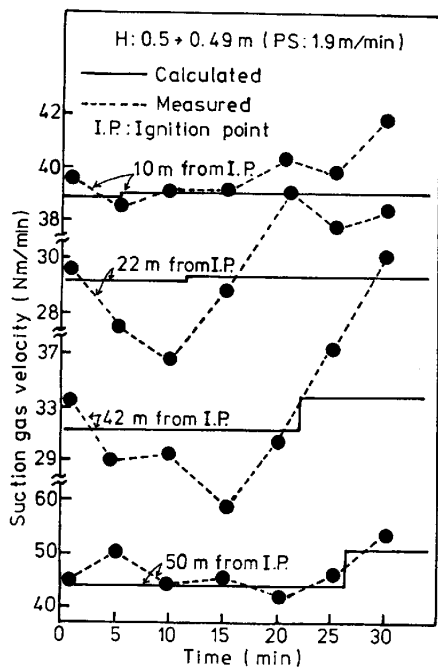


Fig. 9. Changes of calculated and measured gas flow rate at 4 points on the sinter strand accompanied by a decrease in the bed height.

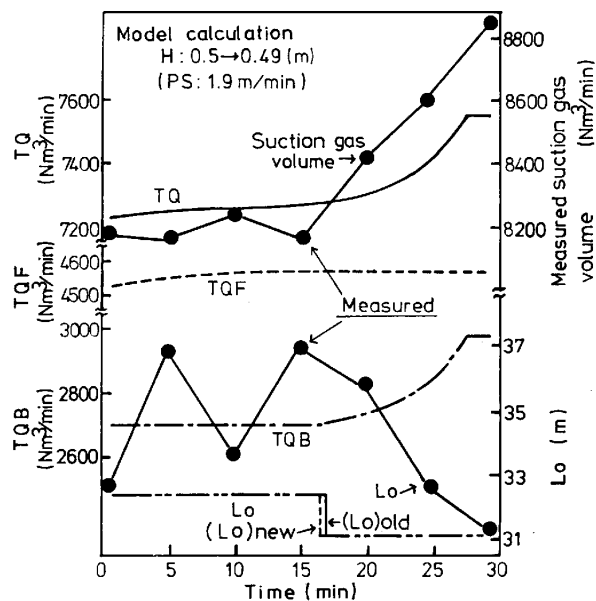


Fig. 11. Changes of calculated  $TQ$ ,  $TQF$ ,  $TQB$ ,  $L_0$  and measured suction gas volume and  $L_0$  accompanied by a decrease in the bed height.

各点までの原料輸送時間に相当する時間後にステップ状に増加しその変化はパレットスピード低下の場合と同様に排鉱側において顕著である。しかしモデル計算結果と実機試験結果とはほとんど対応を示していない。これは本モデルがパラメータの基準値にオンライン計算から得られた平均値を用いていることおよび実機試験での層厚

の変化幅が 0.01 m(2%) と小さいために、これに基づく吸引風速の変化に比べて原料の通気変動に基づく吸引風速の変化の方が大きく現れたことが原因と考えられる。

Fig. 10, 11 にパレットスピードおよび層厚をそれぞれ 1.9→1.7 m/min, 0.5→0.49 m へ低下させた場合のモデル計算から得られた全吸引ガス流量  $TQ$ , 焼結完了点  $L_0$  より給, 排鉱側での吸引ガス流量  $TQF$ ,  $TQB$ ,

焼結完了点  $L_0$  および実機試験で得られた全吸引ガス流量と焼結完了点  $L_0$  の変化を示す。

パレットスピード低下の場合、モデル計算結果ではいづれもパレットスピード低下直後から変化しはじめ、 $TQ$ 、 $TQB$  は増加、 $TQF$  は減少、焼結完了点  $L_0$  は給鉦側へ移動する。また  $TQ$  のパレットスピード低下直後の変化は小さい。焼結完了点  $L_0$  の計算値は変化の方向と絶対値がともに実測値とほぼ一致している。一方、全吸引ガス流量については変化の方向は一致しているが、絶対値は計算値の方が実測値より 15~20% ほど低い。

層厚低下の場合、モデル計算結果では  $TQF$ 、 $TQ$  は層厚低下直後から変化しはじめ、 $TQB$  は焼結完了点  $L_0$  までの原料輸送時間に相当する時間後に増加しはじめる。 $TQF$  の増加は小さく  $TQ$  と  $TQB$  はほぼ同様の变化を示す。焼結完了点  $L_0$  はその地点までの原料輸送時間に相当する時間後にステップ状に給鉦側へ移動する。計算値と実測値との対応については、Fig 9 に示したように機長方向での吸引風速測定値の変動が大きく、計算値との対応がほとんど得られていないにもかかわらず全吸引ガス流量と焼結完了点  $L_0$  の計算値と実測値の変化の傾向はほぼ一致している。これは原料の通気変動に基づく吸引風速の変動が焼結機全体として打ち消し合い、しかも層厚低下の効果が現れたものと考えられる。全吸引ガス流量の絶対値はパレットスピード低下の場合と同様に、実測値の方が 15~20% ほど高い。これは本モデルが No. 4, 7, 12, 14 ウインドボックス位置での吸引風速測定値をもとに風速分布を推定しているのに対し、給、排鉦部近傍 (No. 1~3, 15 ウインドボックス位置) では漏風が著しいために実測値が増加したことによるものと考えられる。

なお、パレットスピード  $PS$  一定の条件下で層厚を低下した場合、ある時期に 2 点の焼結完了点  $L_0$  が同時に存在する。この理由は次のように説明できる。

層厚低下により焼結完了点  $L_0$  が  $(L_0)_{old}$  から  $(L_0)_{new}$  ( $(L_0)_{new} < (L_0)_{old}$ ) へ移動する場合、 $(L_0)_{old}$  は層厚変更後  $(L_0)_{old}/PS$  時間後に消滅するのに対して、 $(L_0)_{new}$  は  $(L_0)_{new}/PS$  時間後に現れる。そのため層厚変更後  $(L_0)_{new}/PS \leq t < (L_0)_{old}/PS$  において 2 点の焼結完了点  $L_0$  が同時に存在する。

#### 4.3 考察

実機での風速分布の測定結果<sup>13)</sup>から、その一般的特徴は焼結完了点  $L_0$  と考えられる位置の近傍で吸引風速が最小値を示し下に凸の分布を示すことである。この条件は本モデルでは (36)、(37) 式で与えられる。

$$\partial Q/\partial x < 0 \quad (0 \leq x < L_0) \quad \dots\dots\dots (36)$$

$$\partial Q/\partial x > 0 \quad (L_0 < x \leq Ml) \quad \dots\dots\dots (37)$$

(37) 式は常に成立するが、 $0 \leq x < L_0$  で (36) 式を満足する範囲は (38) 式のように限定される。

$$\left\{ 1 + (m-1) \frac{XKB}{XKF} \right\} \cdot R_{NEN} - R_{GEN} > 0 \quad \dots\dots\dots (38)$$

Table 2 の計算条件は (38) 式を満足しており、本モデルにおいても実機同様に下に凸の風速分布が得られる。

Table 2 の条件下で  $\partial Q/\partial PS$  は  $0 \leq x \leq L_0$  で 2.66 ( $x=0$ ) ~ 0.17 ( $x=L_0$ )、 $L_0 \leq x \leq Ml$  で  $-0.05$  ( $x=L_0$ ) ~  $-9.30$  ( $x=Ml$ ) と変化し、吸引風速はパレットスピード低下により給鉦側で低下し排鉦側で増加する。特に排鉦側での吸引風速変化が著しい。

一方  $\partial Q/\partial H$  は  $0 \leq x \leq L_0$  で  $-125$  ( $x=0$ ) ~  $-8$  ( $x=L_0$ )、 $L_0 \leq x \leq Ml$  で  $-34$  ( $x=L_0$ ) ~  $-57$  ( $x=Ml$ ) と変化し、層厚の低下によりすべての位置で吸引風速は増加する。また給鉦部近傍において  $\partial Q/\partial H$  は  $-125$  ( $x=0$ ) から  $-30$  ( $x=10$ ) へと大きく変化するが、これは層厚低下による給鉦部近傍での吸引風速の増加によりフレームフロント・スピードが増し、通気抵抗の大きい燃焼帯の幅 ( $Y_F - Y_B$ ) が早期に拡大するためである。その結果として層厚低下による  $TQF$  の増加は小さく、全吸引ガス流量の増加は主に  $TQB$  の増加に基づく。

なお  $\partial Q/\partial PS$  と  $\partial Q/\partial H$  は  $x=L_0$  で不連続であるが、これは (39)、(40) 式で示されるように (36)、(37) 式に示した  $\partial Q/\partial x$  が不連続であるためである。(8) 式から得られる  $\partial Q/\partial x$  と (11) 式から得られる  $\partial Q/\partial x$  は、 $R_{NEN} = R_{GEN}$  の場合のみ  $x=L_0$  において一致する。つまり、 $R_{NEN} \neq R_{GEN}$  の条件下では  $\partial Q/\partial x$  は  $x=L_0$  において不連続となる。

$$\partial Q/\partial PS = (\partial Q/\partial x) \cdot (\partial x/\partial PS) \quad \dots\dots\dots (39)$$

$$\partial Q/\partial H = (\partial Q/\partial x) \cdot (\partial x/\partial H) \quad \dots\dots\dots (40)$$

## 5. 結 言

焼結機長方向 4 点で測定した風速値から、焼結完了点、風速分布などの推定が可能なモデルを開発し、焼結操業解析および焼結鉦製造プロセスの動特性に関する解析を行った。

1) 焼結原料中のコークスの配合比および粒径の増大により単位風速あたりのフレームフロント・スピードは低下する。これはコークス配合比の増加により焼結帯での酸素濃度が低下すると推測され、またコークス粒径の増大によりコークスの比表面積が減少するために、結果としてコークスの燃焼速度が低下するためと考えられる。

2) 上記1)の理由から、コークス配合比あるいは粒径を増大させる場合、フレームフロント・スピードを一定に保つためには吸引風速の増加が必要であり、これによつて冷却過程での焼結層からガス層への伝熱量が増し、冷却速度が上昇すると考えられる。

3) パレットスピード低下により吸引風速は給鉍側で低下し排鉍側で増加する。またその変化は排鉍側で著しい。パレットスピード低下直後の全吸引ガス流量の変化は小さい。

4) 層厚低下による全吸引ガス流量の増加は主に排鉍側での吸引風速の増加に基づく。これは層厚低下に基づく給鉍部近傍での吸引風速の増加により、通気抵抗の大きい燃焼帯の幅が早期に拡大し、結果として給鉍側での吸引ガス流量の増加が小さくなるためである。

記号

<i>FFS</i> : フレームフロント・スピード	(m/min)
<i>FBS</i> : フレームビハインド・スピード	(m/min)
<i>H</i> : 層厚	(m)
<i>L<sub>0</sub></i> : フレームフロント・プレーンが焼結層下端に到達する位置で、着火点からの距離	(m)
<i>MI</i> : 焼結機の長さ	(m)
<i>m</i> : 焼結帯と燃焼帯の通気抵抗指数の比	(-)
<i>n</i> : レイノルズ数により定まる定数	(-)
<i>PS</i> : パレットスピード	(m/min)
<i>Q</i> : 吸引風速	(Nm <sup>3</sup> /min)
<i>Q1, Q2, Q3, Q4</i> : <i>x1, x2, x3, x4</i> の位置での吸引風速	(Nm <sup>3</sup> /min)
<i>R<sub>SHO</sub>, R<sub>NEN</sub>, R<sub>GEN</sub></i> : それぞれ焼結帯, 燃焼帯, 原料帯の各通気抵抗指数	(mmAq · min <sup>n</sup> · m <sup>-(n+1)</sup> )
<i>TQ</i> : 全排ガス流量	(Nm <sup>3</sup> /min)
<i>TQF</i> : 焼結完了点 <i>L<sub>0</sub></i> より給鉍側での排ガス流量	(Nm <sup>3</sup> /min)
<i>TQB</i> : 焼結完了点 <i>L<sub>0</sub></i> より排鉍側での排ガス流量	(Nm <sup>3</sup> /min)

<i>t</i> : 時間	(min)
<i>W</i> : 焼結機の幅	(m)
<i>XKF, XKB</i> : それぞれフレームフロント・スピードおよびフレームビハインド・スピードと吸引風速との比例定数	(-)
<i>x</i> : 着火点からの距離	(m)
<i>x1, x2, x3, x4</i> : 着火点からの距離	(m)
<i>y<sub>F</sub></i> : 焼結層表面からフレームフロント・プレーンまでの距離	(m)
<i>y<sub>B</sub></i> : 焼結層表面からフレームビハインド・プレーンまでの距離	(m)
<i>ΔL</i> : 微小距離	(m)
<i>ΔP</i> : 吸引負圧	(mmAq)

文 献

- 1) 鞭 蔵, 樋口充蔵: 鉄と鋼, 56 (1970), p. 371
- 2) 浜田尚夫, 小坂橋寿光, 岡部俠児: 鉄と鋼, 58 (1972), p. 1567
- 3) 堀尾正毅, 大竹敏幸, 鞭 蔵: 鉄と鋼, 60 (1974), p. 465
- 4) 児子精祐, 木村充蔵, 一宮正俊, 安本俊児, 中島一磨, 笠原 工: 鉄と鋼, 68 (1982), p. 2182
- 5) 安本俊児, 田中 周: 川崎製鉄技報, 13 (1981), p. 533
- 6) 梶川脩二, 堤 一夫, 小松 修, 川田 仁, 山岡洋次郎, 堀田裕久: 鉄と鋼, 68 (1982), S727
- 7) 中野正則, 齊藤 力, 佐藤勝彦, 斧 勝也: 鉄と鋼, 68 (1982), S719
- 8) 山岡洋次郎, 堀田裕久, 長野誠規, 梶川脩二, 塩原勝明, 川田 仁: 鉄と鋼, 69 (1983), S737
- 9) S. ERGUN : Chem. Eng. Progr., 48 (1952), p. 89
- 10) 肥田行徳, 佐々木稔, 榎戸恒夫, 梅津善徳, 飯田孝司, 宇野成紀: 鉄と鋼, 68 (1982), p. 400
- 11) 稲角忠弘, 北山 順, 古宅英雄, 高松信彦, 齊藤啓司: 鉄と鋼, 68 (1982), S38
- 12) 国分春生, 田口整司, 樋谷暢男: 鉄と鋼, 69 (1983), S740
- 13) 梶川脩二, 堤 一夫, 小松 修, 川田 仁, 山岡洋次郎, 堀田裕久: 鉄と鋼, 68 (1982), S727