

論 文

焼結プロセスの近似迅速シミュレーション
モデルの開発和 島 正 巳*・相 馬 英 明*²Development of Approximate Simulation Model Aiming at Fast Evaluation
of Sintering Process

Masami WAJIMA and Hideaki SOMA

Synopsis :

An approximate simulation model of sintering process has been developed. With this model, which is self-concluded type, the calculation time is markedly shortened in comparison with that of conventional theoretical model expressed by partial differential equations. Characteristics of bed permeability, which are important at simulation with self-concluded model, has been studied by systematic sintering pot test. Based on results of the test, statistical equations have been obtained and included in the model. These equations give permeability resistance of each zone at sintering bed from raw materials and sintering conditions.

As a result of verification of the model both by sintering pot test and sintering machine operation, it has been confirmed that the model works effectively in practical use. The model can be used for evaluating and controlling sintering operation in actual process.

Key words : agglomeration; sintering process; modelling; simulation; process control.

1. 緒 言

近年、省エネルギー化をめざす焼結操業技術の開発が発達になされ、焼結鉱の製造コスト低減には著しいものがあるが、今後さらに抜本的な製造コスト低減をめざすには技術の最適化と操業の効率化を計るシステムの開発が不可欠である。そのためにはオンラインでの利用が可能で、かつ焼結工程の要素技術間の有機的なつながりを記述するモデルの構築が必要である。

これまで焼結プロセスに関するモデルは、1) 化学工学的手法に基づき焼結現象およびプロセス結果を理論的に解析したもの^{1)~6)}、2) 検出端情報等に基づき操業状態を把握するもの^{7)~10)}、3) 原料の特性やプロセス要素の影響要因を再構成してモデル化したもの¹¹⁾¹²⁾ など数多く報告されている。

しかしながら、1)のモデルは一般にかなり大型の計算機を用いても計算に長時間を要するため、オフラインでの解析が主体であり、2)のモデルはプロセス内で生起する諸現象をブラックボックス化して取り扱うため、操業予測をすることは困難といえる。3)のモデルは現状では

マクロ的な操業予測に限定されているようである。

本研究では、これまであまり試みられていない近似シミュレーション法³⁾⁷⁾¹³⁾について検討し、計算時間の大幅短縮を可能にする新たな近似解析法を開発した。さらに実験的に焼結層の通気特性におよぼす諸要因を解析してモデル化することにより、リアルタイム的に焼結操業予測を可能にするモデルを開発した。

2. 焼結進行過程の近似解析法

2.1 焼結層内の Heat wave 進行過程

Fig. 1 に焼結進行過程の模式図を示す。ここで Heat wave のピークを T_{max} 、ピークより前進側を Heat front、後退側を Heat behind と称す。Heat wave の特徴から次のことがいえる。

1) Front 側と Behind 側でそのパターンに非対称性がみられ、Wave の勾配は Front 側では急であるが Behind 側では緩やかである。

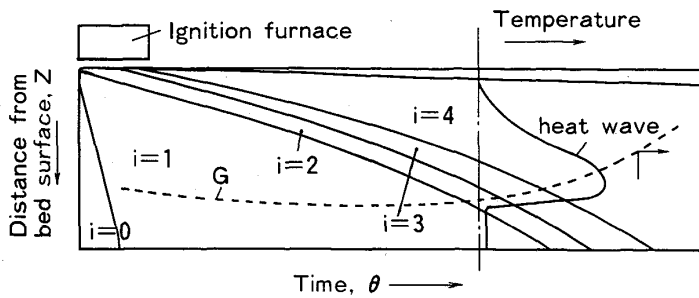
2) Wave の形状は、焼結進行に伴って Behind 側がかなり変化するが Front 側ではほとんど変わらない。

3) Heat wave は乾燥ゾーン ($i=2$) を起点とし、そ

昭和 61 年 4 月・10 月本会講演大会にて発表 昭和 62 年 3 月 9 日受付 (Received Mar. 9, 1987)

* 新日本製鉄(株)室蘭技術研究部 (Muroran R & D Lab., Nippon Steel Corp., 12 Nakamachi Muroran 050)

*2 新日本製鉄(株)室蘭技術研究部 工博 (Muroran R & D Lab., Nippon Steel Corp.)



- $i=0$: Initial zone
- $i=1$: Over-wetting zone
- $i=2$: Dry/reaction zone
- $i=3$: Melting zone
- $i=4$: Sinter cake zone

Fig. 1. Schematic diagram of sintering process.

の進行は乾燥ゾーンと見掛け上一致する。

そこで Heat wave 進行の近似解析法として、まず Front 側の進行過程を解析し、次いで Behind 側の形成過程について解析する。

2.2 Heat front ゾーンの進行速度

一般に Heat wave の進行速度は層通過風速に比例する。いま、 v_i をゾーンの進行速度 u_i とガス通過速度（空塔基準） U の比とし、 $v_i/\rho_g = C_i$ と置くと、層内各ゾーンの進行速度は、

$$u_i = v_i U = v_i / \rho_g G(\theta) = C_i G(\theta) \quad \dots\dots (1)$$

(1) 式を解くためには $G(\theta)$ を推定することが必要であるが、ここではとりあえず $G(\theta)$ は既知であるものとして検討を進める。

2.2.1 層内の水分蒸発・凝縮挙動

層内の乾燥過程で高温多湿状態となつたガスは、熱交換により温度降下し過飽和になつた水分を凝縮させる。水分凝縮は原料が湿球温度まで予熱される過程で生じるから¹⁴⁾、凝縮水分と熱のバランスより、

$$t_w C_{m1} - T_{s0} C_{m0} = (W_{s1} - W_{s0}) \Delta H_w \quad \dots\dots (2)$$

そして系外に排出されるガス湿度はほぼ最下層部の原料温度における飽和湿度とみなせるから、湿度図表の飽和曲線を近似化して、

$$W_{ges} = 0.005 \exp(0.057 T_{ges}) \quad \dots\dots (3)$$

一方、湿球温度は温度-湿度関係が飽和曲線上の指数関数的上昇領域にあるためほぼ一定で凝縮ゾーンの水分値は層高方向、時間経過でほとんど変化しない¹⁴⁾。

2.2.2 乾燥ゾーン進行の近似速度式

以上の推論から、凝縮ゾーンが最下層まで形成された段階（焼結開始後 1~2 min）では次のような水分マスバランス式が近似的に成り立つ。

$$R_{in} + R_{ev} + R_{ex} = W_g G(\theta) + W_{s1} \rho_b u_2 - W_{ges} G(\theta) = 0 \quad \dots\dots (4)$$

(1), (4) 式から、乾燥ゾーンの進行速度が (5) 式のように導かれる。

$$u_2 = C_2 G(\theta) = [(W_{ges} - W_g) / W_{s1} \rho_b] G(\theta) \quad \dots\dots (5)$$

2.2.3 湿球温度 t_w の推定

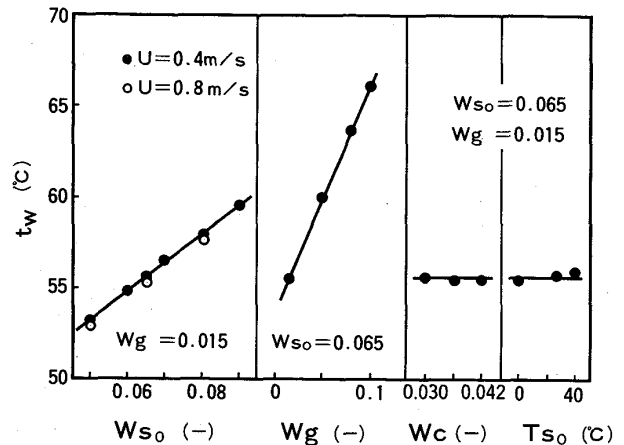


Fig. 2. Effect of various operating conditions on wet-bulb temperature (Calculated result by theoretical model⁵⁾).

以上の各式の解を求めるためには t_w を決定する必要がある。 t_w は層内の恒率乾燥ゾーンに流入しようとするガスの温度と湿度によつて決定されるが¹⁴⁾、かなり複雑なので理論数学モデル⁵⁾でシミュレーションを行つて解析した。その結果を Fig. 2 に示す。これより t_w は W_c , T_{s0} などの熱的条件にはほとんど依存せず、 W_{s0} , W_g などの水分条件に依存する。また、検討の結果、 $W_{s0}=0.05\sim0.09$, $W_g=0\sim0.1$ の範囲で両者の影響に加成性が成り立つことが知れた。これから t_w は (6) 式で推定可能となる。

$$t_w = 157.3 W_{s0} + 124.5 W_g + 43.47 \quad \dots\dots (6)$$

なお、Front 側の他のゾーンについては、Heat wave の特徴から u_2 に一定の比例定数を乗じて近似できる。

2.3 Heat behind ゾーンの進行速度

2.3.1 Heat behind ゾーンの温度分布関数

Behind ゾーンの進行はガスと固体の熱交換に依存する。したがつて、Behind ゾーンの温度分布をある分布関数で近似できれば、熱バランスよりゾーンの進行速度を決定できる。

近似化については $\theta-T_s$ 曲線¹⁵⁾、 $Z-T_s$ 曲線⁹⁾ の例があるが、ここでは自由度の大きい前者を Behind ゾーンの温度分布関数に適用した。これは Weibull 分布式に相

当する¹⁶⁾.

すなわち、無次元温度 T を (7) 式で定義し、

$$T \equiv (T_s - T_s^*) / (T_{max} - T_s^*) \dots\dots\dots (7)$$

温度分布関数を (8) 式で表す。

$$T(y) = \exp(-\alpha y^n) \dots\dots\dots (8)$$

2.3.2 T_{max} の推定

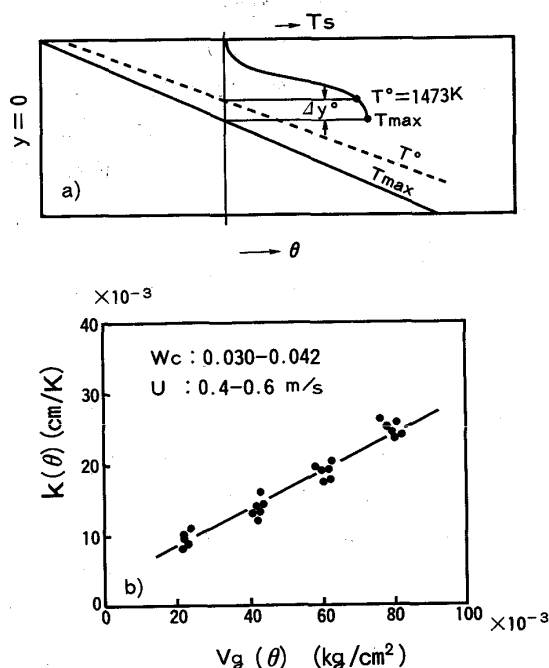
近似モデルでは T_{max} の推定が問題となる³⁾⁹⁾。Behind ゾーンの温度分布はガス、固体間の熱交換によつて決定されるから、固体側からみて温度降下の出発点に相当する T_{max} とその冷却勾配の間に関連性があり、冷却媒体である流入ガス量がそれに関与していると考えられる。そこで、温度分布に係わる係数 $k(\theta)$ を (9) 式で定義し (Fig. 3 a)),

$$k(\theta) \equiv \Delta y^0 / (T_{max} - T^0) \dots\dots\dots (9)$$

この $k(\theta)$ と層通過風量積算値 $V_g(\theta)$ の関係について理論数学モデル⁵⁾ により調査したところ、熱レベル、層通過風量条件がかなり変化しても Fig. 3 b) に示すような対応関係があることがわかった。これから、 $k(\theta)$ は次式で推定でき、

$$k(\theta) = 0.264 V_g(\theta) + 3.22 \times 10^{-3} \dots\dots\dots (10)$$

(9) 式を満足する温度分布関数が熱バランスの収束計算結果として求まる。



a) Parameters in equation (9) b) Relation between V_g and k

Fig. 3. Dependence of shape coefficient of heat wave (k) on cumulative flow of gas (V_g) (Calculated result by theoretical model⁵⁾).

2.4 Heat wave 進行の律速過程の考察

次に近似解析法の理論的妥当性を検討するため Heat wave 進行の律速過程を考察する。律速は熱供給速度 (Coke 反応速度) とその熱の伝達する速度に係わる。

2.4.1 Coke 反応過程

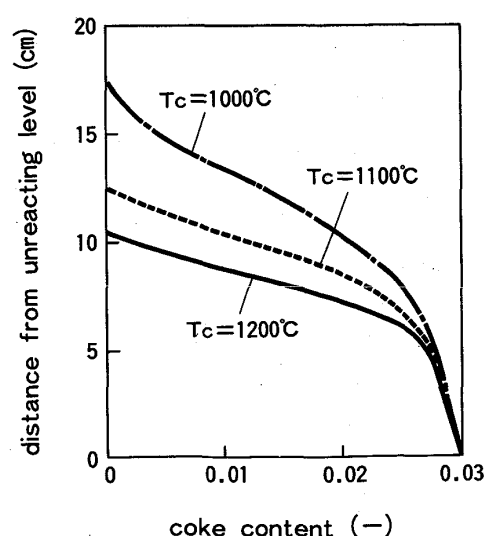
Coke 反応は温度依存性が大きい上、発熱を伴うので極めて複雑となる。そこで、ここでは反応温度をパラメーターとして固定し、そのときの Coke 燃焼ゾーンの進行速度を樋口ら¹⁾の基礎式によつて解析した。

Fig. 4 は等温状態にある仮想焼結層において、反応が定常状態に達した段階での層内 Coke 量分布を示したものである。温度 (T_c) が高いと反応速度が急速になり燃焼にともなう Coke 量の分布勾配が急になる。しかし、定常状態に達した後では分布曲線が平行移動するのみで T_c が変化しても移動速度にほとんど差がなく、通過ガス条件が一定であれば移動速度は初期の Coke 配合率にのみ依存することが分かった。Table 1 は以上の検討より、実用的な Coke 配合率における (1) 式に準じた Coke 燃焼ゾーンの進行速度係数 (C_{Rc}) と乾燥ゾーンの

Table 1. Comparison between moving velocity coefficient of coke combustion zone (C_{Rc})* and dry/reaction zone (C_2)**.

Conditions	Coke content W_c (-)			Moisture content W_s (-)		
	0.030	0.040	0.050	0	0.040	0.065
C_{Rc}/C_2	C_{Rc} (cm ³ /kg)			C_2 (cm ³ /kg)		
	1 405	1 050	879	872	665	615

* Theoretical equations¹⁾ ** Theoretical model⁵⁾



$D_{pc}=0.2$ cm $W_c=0.03$ $U=0.4$ m/s $\rho_b=1.9 \times 10^{-3}$ kg/cm³

Fig. 4. Distributions of coke reaction at fixed temperature (T_c) on stationary states (Calculated result by theoretical equations¹⁾).

進行速度係数 (C_2) を比較したものである。これから、Coke 燃焼ゾーンの進行速度は本質的に乾燥ゾーンのそれを上まわる。実際の Coke 燃焼ゾーンの進行は焼結層内の温度プロファイルによつて決定されるが Coke 反応が本質的に Heat front ゾーン進行の律速になることはないといえる。

2.4.2 伝熱過程

固定層である焼結層も座標を換えると一種の向流式移動層とみなせる³⁾。Heat wave (front) は移動速度を u とすると、この系では下層から u の速度で固体が供給され、上層から G の速度でガスが流入するものとして、この移動層の微小距離における熱収支をとる。 C_s , C_g 一定とすると(11)式が得られる。

$$dT_s/dT_g = u\rho_b C_s / GC_g = w \dots\dots\dots (11)$$

これより、伝熱過程に基づく u は系の熱流比に関連する。この(11)式については、反応が起こらない場合や一定の仮定のもとで $w=1$ に相当した式が経験的に得られている¹⁷⁾²⁾。また、反応を考慮した場合についてもいくつか解析されているが¹⁸⁾³⁾、反応にともなう熱的变化が w に複雑に影響することを示唆している。

2.4.3 近似解析と伝熱速度に基づく Heat wave 進行速度の関係

そこで、焼結過程に関する基礎式⁵⁾より w をシミュレートして伝熱速度に基づく Heat wave 進行速度を解析し、本近似解析法による進行速度と比較した。Fig. 5 は両者による乾燥ゾーンの進行速度係数 C_2 を示したものである。 w は主に水分によつて変化し、BEVERIDGE¹⁸⁾が指摘するように水分の低下は C_2 を著しく増加させる。また近似解析と伝熱速度に基づく結果はよく一致する。

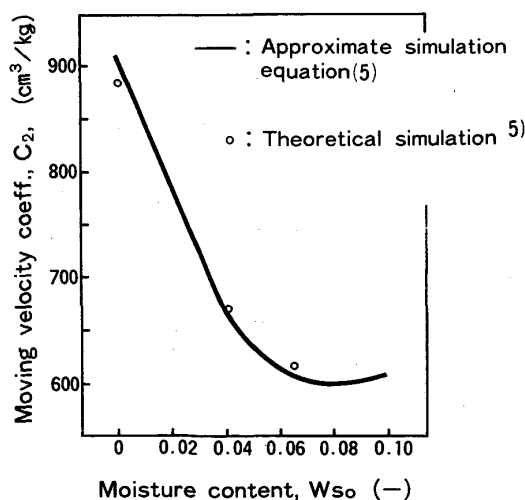


Fig. 5. Comparison between C_2 from approximate simulation and one from theoretical simulation⁵⁾.

以上の考察より、Heat wave の進行は基本的には伝熱速度律速過程にあると考えられるが、水分蒸発はガスからの伝熱によるし、系外への水分排出も熱移動の媒体としての層通過風量に依存することから、焼結層内ではこれらの諸現象が互いに密接に関連しているものと推察される。したがって、本近似解析法は理論的にもほぼ妥当なものと考えられる。

3. 焼結層の通気抵抗特性

これまで、 $G(\theta)$ を既知として近似解析法について述べたが、焼結操業予測を自己完結的に行うためには、 $G(\theta)$ そのものを与えられた操業条件から推定することが不可欠である。層内諸過程と層通気特性との連立解法は既知であるが⁴⁾⁵⁾、通気特性に関する実験解析は少なく¹⁹⁾⁵⁾⁶⁾、操業予測という点からみて焼結層の通気抵抗特性は必ずしも系統的に解明されていないので実験による解析を行つた。

3.1 実験方法および条件

焼結層内の固体側の構造に着目して、ここでは、初期原料、水分凝縮、乾燥・反応、溶融、焼結鉍(凝固)ゾーンに分けて解析した。

3.1.1 実験装置

Fig. 6 に実験装置の概略図を示す。層内には解析対象とするゾーンの幅に相当する間隔で温度・圧力同時検出端(外径 6 mm, 内径 4 mm, ステンレス製)を挿入した。

3.1.2 実験方法

配合原料をドラム型の試験ミキサーで 3 min 造粒した後 Fig. 6 の充填層に装入し、点火 1.5 min 後吸引圧 1500 mmH₂O で焼成した。焼成中、吸引風量(充填層

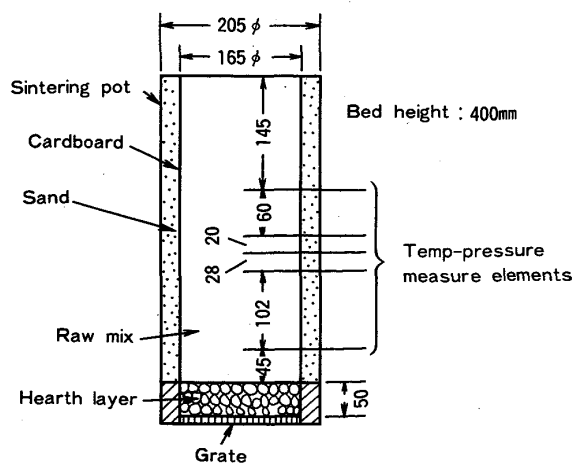


Fig. 6. Apparatus for measurement of permeability resistance in sintering bed.

Table 2. Experimental conditions of raw mix.

1) Raw materials in mix

Raw materials	Mix ratio (wt%)
Undersized ores	21-31
Pellet feed	7
Limonite ores	10-25
Soft hematite ores	10-13
Hard hematite ores	7-21
Limestone	9-17

2) Chemical composition

Sinter		
	SiO ₂	5.0 - 5.8 %
	Al ₂ O ₃	1.5 - 1.9 %
	CaO	7.2 - 10.6 %
	MgO	1.1 - 1.2 %
	CaO/SiO ₂	1.3 - 1.9
-1 mm Mix	Al ₂ O ₃ /SiO ₂	0.16- 0.32

3) Mix conditions for sintering

Mean size		1.5-3.3 mm
Moisture content		5.0-8.0 %
Coke content		3.0, 3.3, 3.6 %

上熱線風速計), 層内温度, 压力を連続的に計測した.

3.1.3 実験条件

Table 2 に実験条件を示す. 原料の粒度分布は ROSIN-RAMMLER (R-R) 分布に従うものとし, 平均径の変化は R-R plot の直線勾配を平行移動させて設定した.

3.2 実験結果

3.2.1 通気抵抗解析

解析は, 温度情報から各ゾーンを認識し, 圧損データは検出端間隔が推定されたゾーン幅に $\pm 10\%$ で適合した場合のみ採用 (乾燥・反応, 溶融ゾーン), 推定ゾーン幅内で最大になる検出端間隔を選択 (他のゾーン) して行つた.

圧損式は児玉ら²⁰⁾の式を適用し, ERGUN 式を焼結層 (通常, $40 \leq Rep/(1-\epsilon) \leq 400$) に適用して $\beta=0.5$ と近似した.

$$\Delta P_i g_c / \Delta Z_i = K_i \rho_{g_i}^{-1} \mu_{g_i}^\beta G^{2-\beta};$$

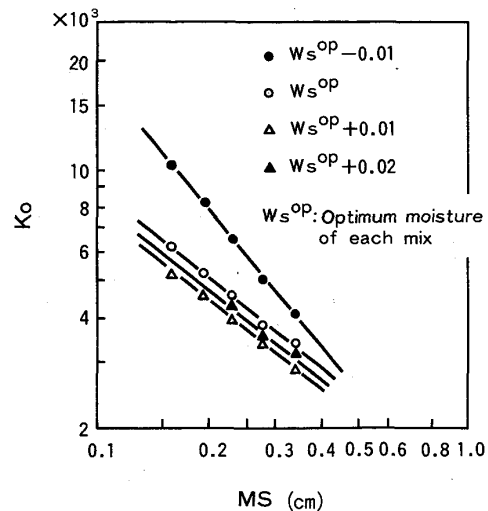
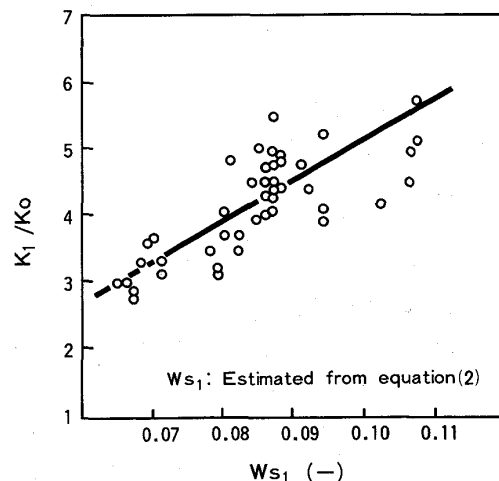
$$\beta = 0.5 \quad \dots \dots \dots (12)$$

3.2.2 各ゾーンの通気抵抗指数 K_i (1) 初期原料ゾーン, K_0

一般に, ある原料にたいして焼結速度を最大にする含水率 (W_s^{op}) が存在する. 本実験では W_s^{op} は配合原料平均粒度 (算術平均径) MS との間に (13) 式の関係がみられ,

$$W_s^{op} = -0.138 MS + 0.0964 \quad \dots \dots \dots (13)$$

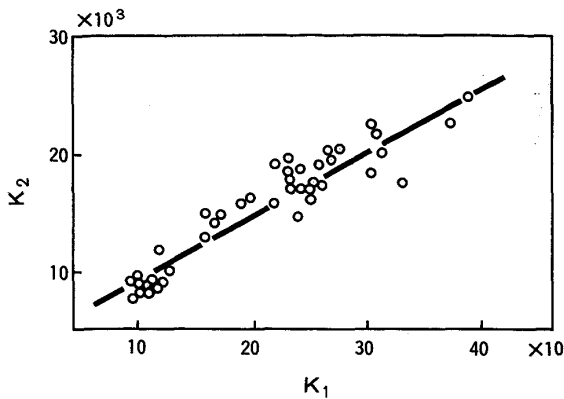
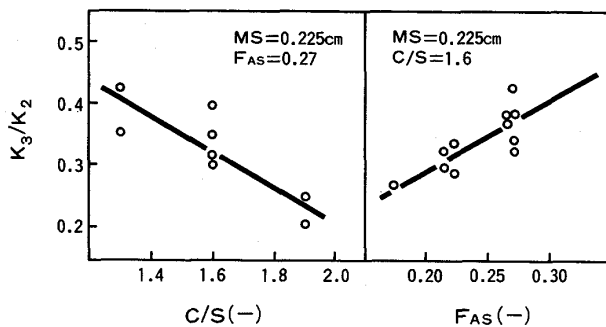
K_0 はこの W_s^{op} を基準にして Fig. 7 の関係がみられた. W_s^{op} より低水分側では K_0 が著しく高く, 特に低 MS の場合その傾向は顕著で, これは微粉量と水分不足による擬似粒化不良の結果と考えられる.

(2) 水分凝縮ゾーン, K_1 Fig. 7. Effect of mean size (MS) and moisture content (W_s) of raw mix on K_0 .Fig. 8. Effect of moisture content of over-wetting zone (W_{s1}) on ratio of K_1 to K_0 .

このゾーンの構造は出発点の初期原料状態に影響を受けると考えられるので, 両者の比 K_1/K_0 で整理する. K_1/K_0 は T_{s0} と W_{s0} に依存する. そこで, (2) 式による推定含水率との関係をとると, Fig. 8 のようにかなり良好な対応関係が得られた. この通気抵抗増加要因は凝縮による過剰水分が擬似粒子を崩壊し, 空隙率が減少する結果と考えられる¹⁴⁾.

(3) 乾燥・反応ゾーン, K_2

Fig. 9 に示すように K_2 と K_1 の間には, 他の要因はあまり関与せずほぼ一義的な対応関係がみられた. これはこのゾーンにおいても擬似粒子構造が依然としてある程度保持されていることを示している. しかし, K_1 に対して K_2 はやや低目で, これは主に擬似粒子間の空隙を埋めていた凝縮ゾーンの水分が蒸発し空隙率が増加す


 Fig. 9. Relation between K_1 and K_2 .

 Fig. 10. Effect of basicity (C/S) and Al_2O_3/SiO_2 in -1 mm raw mix (F_{AS}) on ratio of K_3 to K_2 .

るためと考えられる。

(4) 熔融ゾーン, K_3

K_3 は著しく低下するが、やはり直前のゾーンの影響が部分的にみられるので同様に K_3/K_2 として解析する。Fig. 10 は他の条件を一定にした場合の K_3/K_2 におよぼす $CaO/SiO_2 (C/S)$ 、配合原料 -1 mm 部分の $Al_2O_3/SiO_2 (F_{AS})$ の影響を示したものである。 C/S の上昇、 F_{AS} の低下は K_3 を相対的に低下させる傾向にある。これは、これらの組成変化によつて融体ブロック化が促進され、ゾーン内でミクロ的にみて低圧損部分が速やかに形成されるためと考えられる。

(5) 焼結鉍ゾーン, K_4

Fig. 11 に示すように K_4 は K_3 とほぼ同等であつた。これは、熔融ゾーンの大部分の構造がその後凝固して形成される焼結鉍ゾーンの構造にほぼ近いレベルまで達していることを示している。

以上の解析結果より、各種の操業条件に応じて初期原料ゾーンの通気抵抗指数がわかれば、以降のすべてのゾーンの通気抵抗指数が推定可能となる。

4. モデルの計算フロー

以上の半理論式および近似推定式をもとに Fig. 12 に

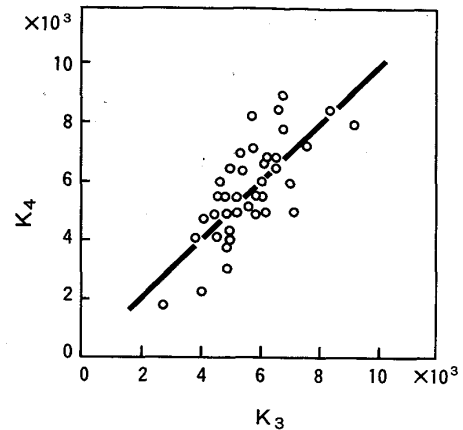
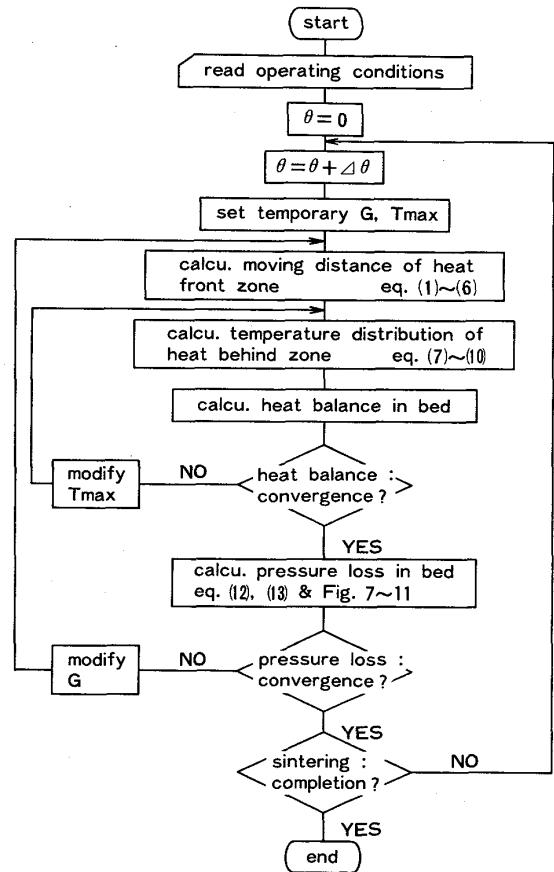

 Fig. 11. Relation between K_3 and K_4 .


Fig. 12. General flow chart of the model.

示す計算手順でシミュレーションを行う。これにより、従来の偏微分方程式で記述される理論数学モデルのシミュレーション法に比べ演算時間の大幅な短縮が可能となる。

5. シミュレーション結果と検証

5.1 鍋試験による検証

まず、近似解析モデルのシミュレーション結果を鍋試

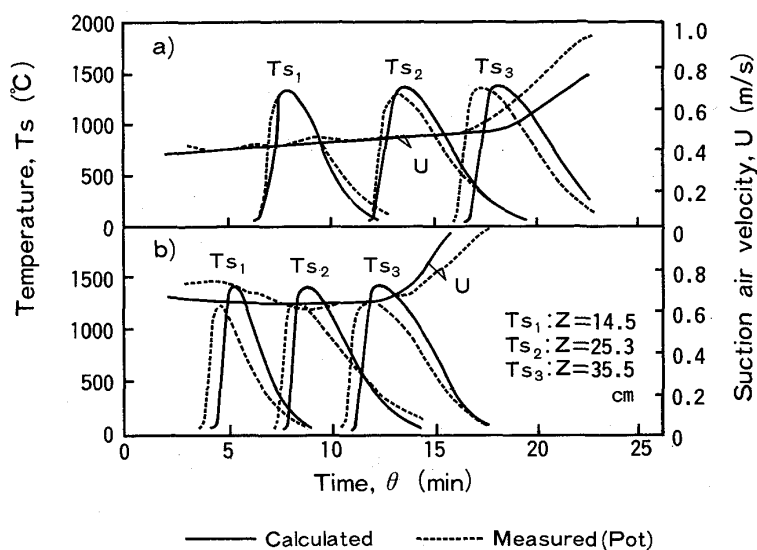
a) $MS=0.15$ cm b) $MS=0.33$ cm

Fig. 13. Measured and calculated changes in T_s and U with time at two different raw mix.

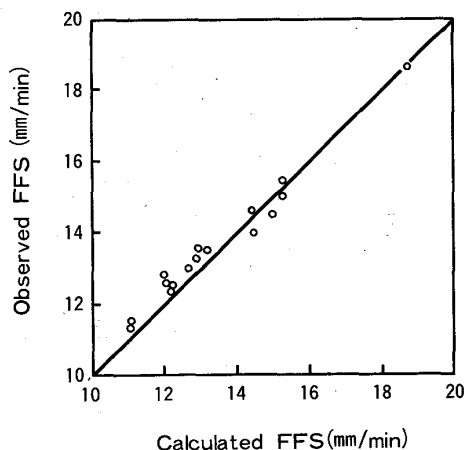


Fig. 14. Comparison between observed sintering speed (FFS) and calculated one at M-6DL.

験で検証した。検証は前述の通気抵抗解析実験における焼成結果によった。

Fig. 13 に原料粒度が異なった場合のヒートパターン、層通過風速分布について計算結果と実測結果を対比して示す。これから、計算結果と実測結果はよく一致しており、粒度の増大は通気性を向上させ、焼結速度が増加するという傾向を定量化できている。なお、演算時間は従来の偏微分方程式で記述される理論数学モデル⁵⁾に比べ約 1/100(NDG MV-4000 使用)であった。

5.2 実機操業成績による検証

室蘭 6-DL で各種の実機テストを行なった操業データを対象とした。操業条件は、生産率: 17~27 t/日/m², 層厚: 500~600 mm, パレットスピード: 1.5~3.0 m/min とかなり大幅な水準変化が含まれている。

検証に先立ち実機におけるミキサー造粒能力を考慮し、初期原料の通気抵抗指数に一定の補正係数を乗じた。

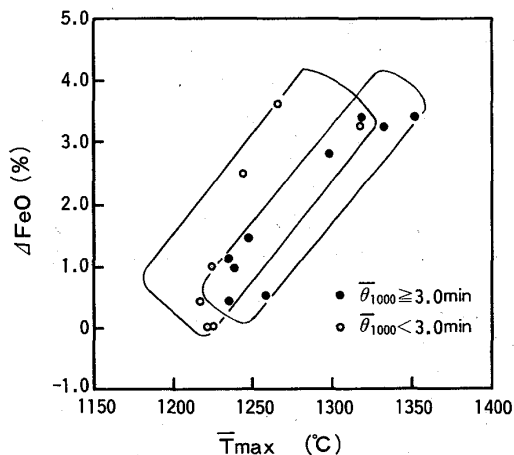


Fig. 15. Relation between calculated average T_{max} ($\bar{T}_{max}$), retention time above 1000°C ($\bar{\theta}_{1000}$) and observed FeO change in sintering (ΔFeO) at M-60L.

5.2.1 焼結速度

Fig. 14 に焼結速度 (FFS) に関する実績結果と計算結果の対応を示す。これから両者は極めて良く一致していることがわかる。

5.2.2 ヒートパターン

ここではヒートパターンを実測していないので、熱レベルの指標として、 ΔFeO (反応に伴う FeO 変化量) で推察した。Fig. 15 は計算結果による層平均 T_{max} ($\bar{T}_{max}$) と実績 ΔFeO の関係を示す。それより、 $\bar{T}_{max}$ と ΔFeO の間に正相関がみられるとともに、層平均高温滞留時間 ($\bar{\theta}_{1000}$) が長くなると ΔFeO は低下する傾向が認められる。これは焼結反応帯における $\bar{T}_{max}$ 上昇による還元促進と $\bar{\theta}_{1000}$ 延長による再酸化促進効果の現れと解釈でき、計算結果が DL のヒートパターン特

性がある程度反映していることを示唆している。

6. 結 言

焼結進行過程の近似シミュレーション法について検討し、新たな近似解析法を開発した。これにより、従来の偏微分方程式で記述される理論数学モデルのシミュレーション法に比べ演算時間を大幅に短縮できた。

また、焼結プロセスを自己完結的にシミュレーションする上で不可欠な焼結層の通気特性を実験解析モデル化した。

この近似迅速シミュレーションモデルを鍋試験および実機操業により検証した結果、焼結操業予測モデルとしてほぼ実用に耐え得ることが確認できた。

本モデルはその迅速性と自己完結性によつてオンラインでの操業予測システムに適用可能であり、焼結工程の制御性をさらに向上させる上で有効と考えられる。

記 号

C_i : ゾーンの進行速度係数 (cm^3/kg)
 C_g : ガス比熱 ($\text{kcal}/\text{kg}\cdot\text{deg}$)
 C_{mi}, C_{si} : 湿原料, 固体比熱 ($\text{kcal}/\text{kg}(\text{wet, dry})\cdot\text{deg}$)
 C_{R_c} : Coke 燃焼ゾーンの進行速度係数 (cm^3/kg)
 C/S : 塩基度, CaO/SiO_2 (—)
 D_{pc} : コークス粒子径 (cm)
 F_{AS} : 配合原料 -1 mm 部分の $\text{Al}_2\text{O}_3/\text{SiO}_2$ (—)
 $G(\theta)$: 層通過ガス質量速度 ($\text{kg}/\text{cm}^2\cdot\text{min}$)
 g_c : 重力換算係数 ($\text{kg}\cdot\text{cm}/\text{kgf}\cdot\text{min}^2$)
 ΔH_w : 水分凝縮潜熱 (kcal/kg)
 $k(\theta)$: Heat wave の形状に係わる係数 (cm/K), (9)式で定義
 K_i : 通気抵抗指数 (CGS 単位), (12)式による
 MS : 配合原料算術平均粒度 (cm)
 n : 温度分布関数パラメーター, (8)式による
 ΔP_i : 圧力損失 (kgf/cm^2)
 Rep : 粒子レイノルズ数 (—)
 R_{in}, R_{ev}, R_{ex} : 水分の流入, 蒸発, 排出速度 ($\text{kg}/\text{cm}^2\cdot\text{min}$)
 $T, T(y)$: 無次元温度, 温度分布関数 (—), (9), (10)式
 T° : 基準温度 (K), $T^\circ=1473\text{ K}$
 T_c : コークス反応温度 ($^\circ\text{C}$)
 T_g, T_{gex} : ガス温度, 排出ガス温度 (K, $^\circ\text{C}$)
 T_{max} : Heat wave 最高温度 (K)
 T_{si}, T_s^* : 固体, 冷却平衡温度 (K, $^\circ\text{C}$)
 t_w : 湿球温度 ($^\circ\text{C}$)
 U : 吸引風速 (空塔基準) ($\text{cm}/\text{min}, \text{m}/\text{s}$)
 u_i : ゾーンの進行速度 (cm/min)
 $V_g(\theta)$: 層通過風量積算値 (kg/cm^2)
 w : 熱流比 (—)
 W_c, W_{si} : コークス量, 固体含水率 (kg/kg)
 W_g, W_{gex} : 吸引, 排出ガス湿度 (kg/kg)

W_{gex} : 焼結速度を最大にする含水率 (kg/kg)

$y, \Delta y^\circ$: T_{max} を起点とした Behind 側座標, T° 点までの距離 (cm)

$Z, \Delta Z_i$: 表層からの距離, ゾーン幅 (cm)

α : 温度分布関数パラメーター, (8)式による

β : 通気抵抗に係わるパラメーター, (12)式による

ε : 層空隙率 (—)

θ : 時間 (min)

μ_g : ガス粘度 ($\text{kg}/\text{cm}\cdot\text{min}$)

ρ_b, ρ_g : 層嵩密度, ガス密度 (kg/cm^3)

v_i : ゾーンの進行速度とガス通過速度 (空塔基準) の比 (—), (1)式による

添え字

i : i ゾーン (0; 初期原料, 1; 水分凝縮, 2; 乾燥・反応, 3; 溶融, 4; 焼結鉱 (凝固))

文 献

- 樋口充蔵, 鞭 巖: 鉄と鋼, **53** (1967), p. 1171
- 浜田尚夫, 小坂橋寿光, 岡部俠児: 鉄と鋼, **58** (1972), p. 1567
- 堀尾正毅, 大竹敏幸, 鞭 巖: 鉄と鋼, **60** (1974), p. 465
- 吉永真弓, 久保敏彦: 住友金属, **29** (1977), p. 383
- 柴田充蔵, 和島正巳, 相馬英明, 松岡 宏: 鉄と鋼, **70** (1984), p. 178
- 葛西栄輝, 八木順一郎, 大森康男: 鉄と鋼, **70** (1984), p. 1567
- 牧野 孝, 遠藤幸平, 柴田充蔵: 鉄と鋼, **62** (1976), p. 1567
- 今野乃光, 細谷陽三, 中山正章, 小林幸男, 高津邦男, 柴田充蔵, 米田穂積: 製鉄研究, **311** (1983), p. 67
- 佐藤武夫, 山岡洋次郎, 沢田輝俊, 松永吉史, 竹元克寛, 斎藤森生, 木村亮介: 学振 54 委-No. 1688 (昭和 59 年 7 月)
- 国分春生, 佐々木晃, 田口整司, 榎谷暢男, 渡辺 実, 竹原重生: 鉄と鋼, **70** (1984), p. 1666
- 佐藤 駿, 吉永真弓, 一伊達稔, 川口尊三: 鉄と鋼, **68** (1982), p. 2174
- 佐藤 駿, 川口尊三, 一伊達稔, 吉永真弓: 鉄と鋼, **70** (1984), p. 657
- 山田 茂, 杉森誠二: 住友重機械技報, **31** (1983) 93, p. 1
- 和島正巳, 細谷陽三, 柴田充蔵, 相馬英明, 田代 清: 鉄と鋼, **68** (1982), p. 1719
- G. V. KORSHIKOV and V. A. TSIVILEV: IZV VUZ Chern. Met. (1974) 10, p. 30
- 斎藤嘉博: 信頼性の基礎数学 (1972), p. 54 [東京電機大学出版局]
- 深川弥二郎, 石川 泰, 野口信雄, 楯岡正毅: 鉄と鋼, **50** (1964), p. 338
- G. S. G. BEVERIDGE: Symposium on Chem. Engng. in the Metallurgical Industries, (1963), p. 87 [Instn. Chem. Engrs.]
- 田代 清, 相馬英明, 和島正巳: 鉄と鋼, **63** (1977), S23
- 児玉惟孝, 堀尾竹弘, 肥田行博: 鉄と鋼, **52** (1966), p. 298