

論 文

焼結過程の圧力損失特性および焼成風量の
近似解析

柴田 充蔵*・和島 正己*・相馬 英明*・松岡 宏*

Analysis of Permeability and Characteristic Suction
Gas Volume in Sintering Process

Jyuzo SHIBATA, Masami WAJIMA, Hideaki SOUMA, and Hiroshi MATSUOKA

Synopsis:

Permeability experiments have been performed for each characteristic zones (moisture condensation, drying, reaction, melting and cake zone).

The analysis of reaction zone is satisfactorily made by combination of static experimental test and mathematical dynamic model in sintering process.

By this model including pressure drop equation of each zones, calculations are made simultaneously for the variation of heat transfer, moisture transfer, reactions of coke and limestone, melt of solid and suction gas volume rate.

It is concluded that the total gas volume is determined by the ratio of the specific heat of material to that of suction gas, depending on suction pressure or bed height.

1. 緒 言

鉄鉱石の焼結プロセスにおいて、焼結層内に形成される温度履歴は、生産される焼結鉄の品質および生産性に大きな関連を有している¹⁾。したがって、焼結プロセスの解析にあたっては、この温度予測を行うことが、理論的研究の中心課題となっていた^{2)~4)}。しかしながら、焼結過程は、充填層における各種反応をとまらぬ非定常操作系であり、かつ主反応であるコークスの燃焼反応が速いために、系全体の熱移動は、媒体である層通過風量によって、律速される傾向が見られる⁵⁾⁷⁾。

従来までの研究は、多くが層内の諸過程（乾燥、コークス燃焼、石灰石の分解反応など）の定量化に主点があるか²⁰⁾、もしくは層通過風量を含んだ解析でも、実際の焼結層内現象と対比する上では、ゾーン分割の取り扱いが簡略であった²¹⁾。焼結層中には、ガスの流れ方向に多くの現象が併発的に生じ、かつその状態が、時間的に急激に変化するために、吸引風量と圧力損失を層内状態と関係づけて、定量化することは難しい問題である。

筆者らはこの焼結層の理論解析における、風量・風圧特性の把握が重要なことに鑑みて、鍋実験装置による焼結各ゾーンごとの風圧変化を詳細に実験し、圧力損失係数を求めるとともに、それを数学的モデルに組み入れて、層内の反応および伝熱方程式と、相互に連立させて解き、層内圧力損失と反応ゾーンなどの対応関係を調査

した。また、このモデルを用いて、焼結プロセスにおける所要風量の決定因子に関する解析を試みた。

2. 焼結層の圧力損失

2.1 焼結層の特性

充填層の流体エネルギー損失については、細かな管路の集まりとした取り扱いや⁸⁾、通気度としての研究があるが⁷⁾、ここでは総エネルギー損失を、粘性エネルギー損失と運動エネルギー損失の和としてあらわし、層流から乱流域まで適用可能な、Ergun 式⁹⁾を用いて検討する。

$$\frac{\Delta P}{L} \cdot g_c = 150 \frac{(1-\epsilon)^2}{\epsilon^3} \frac{\mu \cdot u_o}{d_p^2} + 1.75 \frac{1-\epsilon}{\epsilon^3} \frac{G \cdot u_o}{d_p} \dots\dots\dots (1)$$

一般に焼結層内の流体の通過速度は、0.2~1.5 m/s では層流と乱流の遷移領域 ($Re_p=30\sim 200$) にあり、(1)式の適用範囲内にある¹⁰⁾。ただし、実際の焼結層は上層から下層へと多種の性質が異なっている層から成り立っている¹¹⁾、おのおのに適用できる圧損式が必要である。

層内通過風量と反応速度、伝熱速度および層内の熱的状态変化による通気抵抗変化は、相互に複雑に影響し合っている¹²⁾ので、これらを定量化するためには、現象を合理的に表現できる数学的モデルと、それを精度良く裏づけするための実験による研究が、不可欠である。

昭和 52 年 4 月本会講演大会にて発表 || 昭和 58 年 3 月 30 日受付 (Received Mar. 30, 1983)

* 新日本製鉄(株)室蘭製鉄所 (Muroran Works, Nippon Steel Corp., 12 Nakamachi Muroran 050)

これまでに、焼結層を粗く3分割して、圧力損失を考慮した取り扱いは見られるが²¹⁾、実際に存在する各種ゾーンに関する圧力損失特性を実験で取りあげて、それらの結果を取り込んだ形で理論解析を行い、層厚方向の圧力分布まで、考察している報告は見られない。

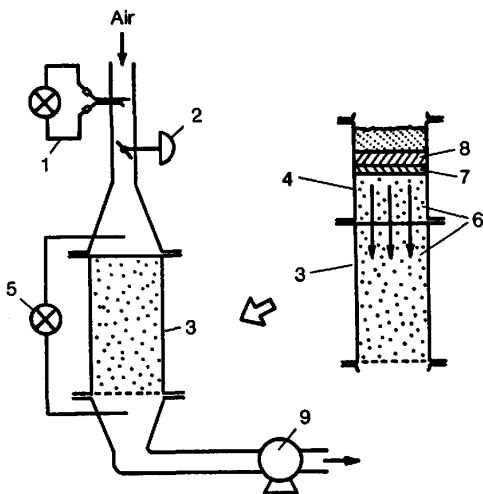
2.2 焼結過程における各種ゾーンの圧力損失実験

ここでは、焼結層を次の6つのゾーンに分類する。

- (1) 初期原料ゾーン：配合原料と同じ含水率の領域
- (2) 水分凝縮ゾーン：限界含水率¹⁶⁾以上の含水率領域
- (3) 乾燥ゾーン：限界含水率以下の含水率領域
- (4) 反応ゾーン：ヨークス、石灰石の反応生成領域
- (5) 溶融ゾーン：上記以外で鉱石が溶融している領域
- (6) ケーキゾーン：凝固完了、ケーキ形成した領域
文献¹⁾²⁾によつては反応ゾーンを、強加熱ゾーンとして取り扱っている例もあるが、ここではより明確とし

Table 1. Mixture ratio of materials.

Description	Ratio	
	(wt%)	(wt%)
Rio Doce	20	77.0
Mt. Newman	15	
Robe River	14	
Angola	10	
Marampa	6	
Timblo	5	
Miferma	3	
Bailadila	5	
Rio Doce	5	
Sand Iron	3	
Mill Scale	3	
Limestone	11	
Return fine	—	
Coke breeze	—	3.8



1. Flow meter 2. Control valve 3. Raw mixture pot 4. Pre sintering pot(upper pot) 5. Pressure measure element 6. Moisture condensed zone 7. Drying zone 8. Reaction zone 9. Blower

Fig. 1. Apparatus for permeability test.

た。これらの各種ゾーンが存在すること¹³⁾、および凝縮ゾーンの特性については、最近、詳しく報告されている¹⁴⁾。

ここでは、各ゾーンの圧力損失実験に、Table 1に示す配合原料を使用し、水分6%を添加し、ミキサーで混練して実験に供した。通気抵抗の測定方法は、Fig. 1に示す装置を用い、充填層の下方から吸引し、通過風量と圧力損失を実測した。

2.2.1 水分凝縮ゾーンの測定

最近、水分凝縮ゾーンの挙動について筆者らが報告したが¹⁴⁾、それによれば点火後3min以内に全層厚にわたつて、ほぼ一定の含水率の層が形成される。ここでは、通気抵抗を測定する充填層全層に、水分凝縮ゾーンを形成させるために、Fig. 1に示すような上部槽200mmを付加し、その表面に点火する。点火時間は、3minとしたがこれは、事前に下部槽400mm全層厚に、凝縮ゾーンが形成されることを、確認した上で決めたものである。

また、初期原料層については、同様の装置で点火しないで測定した。これらの結果を、Fig. 2に示す。

2.2.2 乾燥ゾーンの測定

乾燥ゾーンは、粒子表面に存在する自由水分が無くなった含水率以下の領域と定義する。ここでは、層に熱風を送つて、層全体を限界含水率¹⁶⁾以下まで、乾燥させてから測定を行つた。この結果を、Fig. 2に示す。

2.2.3 シンターケーキゾーンの測定

Fig. 3に示す、40kg 鍋試験装置を用いて、配合原

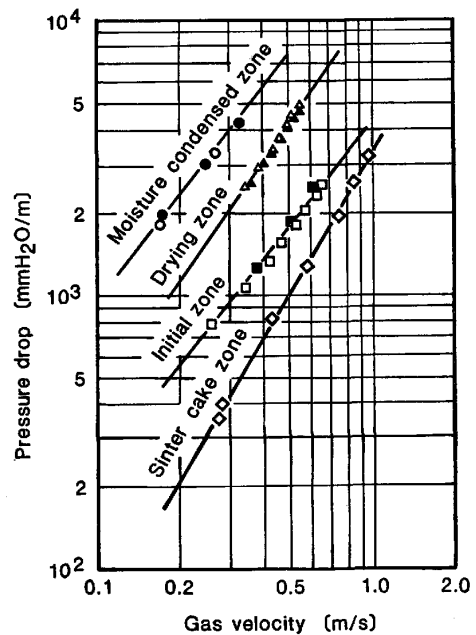
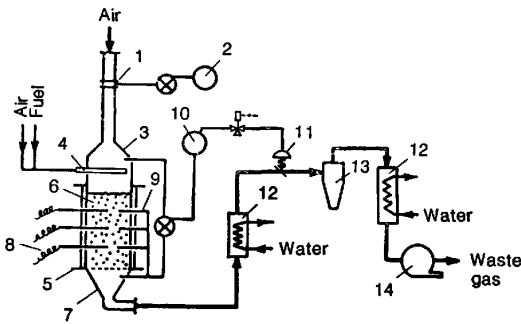


Fig. 2. Pressure drop at various gas velocity.



1. Flow elements 2. Flow meter 3. Ignition hood
4. Burner 5. Sintering pot 6. Raw mixture
7. Wind box 8. Thermocouple 9. Pressure elements
10. Pressure controller 11. Control valve 12. Cooler
13. Cyclone 14. Blower

Fig. 3. Apparatus for sintering experiments.

Table 2. Experimental conditions.

Item	Value
Moisture Content	6.0%
Suction Pressure	1500 mm H ₂ O
Sinter bed height	350 mm
Coke content	3.8%
Ash content in coke	8.4%
Content of limestone	8.5%
Ignition time	1.5 min
Initial temp. (solid)	10°C
Mean dia. (solid)	2.2 mm
SiO ₂ content in sinter	5.6%
Al ₂ O ₃ content in sinter	2.0%
CaO/SiO ₂ Ratio	1.3

料を焼成し、得られたシンターケーキ層の通気抵抗を測定した。この際、装置の側壁とケーキの間に粘土をつめて¹⁵⁾、側壁部に発生しやすい漏風を防止して、測定を行った。この結果を、Fig. 2 に示す。

2.2.4 反応ゾーンおよび熔融ゾーン

反応ゾーンおよび熔融ゾーンは、状態変化が激しく、前項の方法での定常的な層の再現は困難であり、さらに実験的な計測のみでは、反応と熔融ゾーンの区別は難しい。ここでは、Fig. 3 に示すように、層内に複数の測温用および圧力測定用のプローブを挿入し、Table 2 に示す条件で、焼結反応を進行させ、層内圧力、温度などの経時変化をはかるとともに、そのデータについて数学的モデルで、非定常解析することにより、反応を生成している領域と熔融のみしている領域を区分した。

3. 実験結果の解析

3.1 圧力損失の実験式

Fig. 2 の実験結果によれば、 ΔP と u_0 の間には、良い相関関係が認められる。いま、(1) 式を次の形で表す。

$$\Delta P g_c / L u_0 = k_{1,j} \mu + k_{2,j} \rho_g u_0 \quad \dots\dots\dots (2)$$

式中の $k_{1,j}$, $k_{2,j}$ は、空間率、粒径等の影響が入るが、ここでは、Table 1 に示す原料条件を固定することで、

一定とした。また式中には、通過ガスの温度および組成による物性変化は、考慮されている。

いま、各ゾーンごとの実験結果の Fig. 2 中の直線に適合するように、(2) 式中の $k_{1,j}$, $k_{2,j}$ をおのおの、決定することにより、各ゾーンの圧力損失量を推算できる。

一方、反応ゾーンおよび熔融ゾーンの圧力損失係数、 $k_{1,j}$, $k_{2,j}$ は以下に数学的モデルを用いて、圧力損失の経時変化と比較することにより求める。

3.2 数学的解析モデル

前述の反応ゾーンおよび熔融ゾーンでは、温度変化にともなう通気抵抗の増大、さらに反応ゾーンでは反応にともなうガス組成変化があり、通過ガスの粘度および密度も変化する。これらの変化を独立に事前予測することはできないので、筆者らにより報告されている回分式充填層の数学的モデル¹⁶⁾¹⁸⁾に風量と圧力損失の実験的關係式を組み込むことにより、反応と風量変化を相互に連立させて解く。ここで用いる数学モデルの内容を次に示す。

3.2.1 水分凝縮、乾燥ゾーン

ガス側のエンタルピバランスより、

$$G \cdot \{C_g + C_H \cdot W_g\} \partial T / \partial Z + a_s h_p (T_g - T_s) - R_w^* \cdot C_H \cdot T_g = 0 \quad \dots\dots\dots (3)$$

固体側のエンタルピバランスより

$$(1 - \epsilon) \rho_s (C_s + C_w W_s) \partial T_s / \partial \theta - a_s h_p (T_g - T_s) + R_w^* (\lambda_s - C_w \cdot T_s) = 0 \quad \dots\dots\dots (4)$$

ガス側の水分に関する物質収支より

$$-G \cdot \partial W_g / \partial Z = R_w^* \quad \dots\dots\dots (5)$$

固体側の水分に関する物質収支より

$$(1 - \epsilon) \rho_s \cdot \partial W_s / \partial \theta = R_w^* \quad \dots\dots\dots (6)$$

水分の凝縮過程

$$R_w^* = G (\partial W_g \cdot s / \partial T_g) (\partial T_g / \partial Z) \quad \dots\dots\dots (7)$$

ここで、飽和湿度曲線は、

$$W_{g,s} = 0.005 \cdot \exp(0.057 T_g) \quad \dots\dots\dots (8)$$

恒率乾燥過程：

$$R_w^* = a_s h_p (T_g - T_s) / (d_p \lambda_w) \quad \dots\dots\dots (9)$$

減率乾燥過程：

$$R_w^* = \frac{a_s h_p}{(d_p \lambda_w)} (T_g - T_s) \frac{W_s - W_e}{W_c - W_e} \quad \dots\dots\dots (10)$$

また、これらの式は、 $W_s = 0$ とすれば、昇熱過程にも適用される。

3.2.2 反応および熔融

ガス側のエンタルピバランスより

$$\partial (G C_g T_g) / \partial Z + a_s h_p (T_g - T_s) + (1 - \gamma) \lambda_c R_c^* = 0 \quad \dots\dots\dots (11)$$

固体側のエンタルピーバランスより

$$a_s h_p (T_g - T_s) + \gamma \cdot \lambda_c \cdot R_c^* - \lambda_e R_e^* = \rho_{sB} \partial (C_s T_s) / \partial \theta + \rho_{sB} \partial H / \partial \theta \dots (12)$$

ガス側連続の式

$$-\partial G / \partial Z + M_C R_c^* / \rho_c + M_I R_o^* / \rho_l = \varepsilon \rho_g / \partial \theta \dots (13)$$

ガス中の酸素に関する物質収支

$$-\partial (G C_{O_2} / \rho_g) / \partial Z - R_c^* = \varepsilon \partial C_{O_2} / \partial \theta \dots (14)$$

ガス中の炭酸ガスに関する物質収支

$$-\partial (G C_{CO_2} / \rho_g) / \partial Z + R_c^* + R_I^* = \varepsilon \partial C_{CO_2} / \partial \theta \dots (15)$$

コークス粒子に関する炭素バランス

$$\rho_c 4\pi r_c^2 \partial r_c / \partial \theta = -M_C \cdot r_c^* \dots (16)$$

コークス粒子の反応速度

$$r_c^* = 4\pi r_c^2 \cdot \bar{k}_c \cdot C_{O_2} \dots (17)$$

石灰石粒子の熱分解反応速度

$$r_l^* = 4\pi r_l^2 \cdot \bar{k}_l (C_{CO_2}^* - C_{CO_2}) \dots (18)$$

石灰石粒子の物質バランス

$$\rho_l 4\pi r_l^2 \partial r_l / \partial \theta = -M_l r_l^* \dots (19)$$

鉄鉱石の熔融・凝固曲線

$$\partial H / \partial \theta = -H_m (\partial T_s / \partial \theta) / (T_{m1} - T_{m2}) \dots (20)$$

石灰石分解反応速度定数

$$\bar{k}_l = 1 / \{ 1/k_f + r_{l0} (r_{l0} - r_l) / (r_l D_s) + (r_{l0} / r_l)^2 K / (k_l R T_s) \} \dots (21)$$

3.2.3 解析の考え方

吉永らの解析では²¹⁾、焼結層内に水分の存在を考慮しているが、その取り扱いには乾燥過程のみである。一方、実際の焼結層内には、一度乾燥によつて蒸発した水分が、下層を通過する際に露点以下になつて、水分を原料層へ放出することによる明白な水分凝縮層が存在する。しかもこの水分の凝縮した層は粒子間に自由な水分が存在するために、大きな圧力損失を示すことになる。

したがつて、この凝縮過程を、数学的モデルに取り込んでいないと、焼成風量の解析、特に層厚方向の圧力損失の分布の定量化には、基本的な誤差を含むことになる。そのほかに、従来の報告は、層内のゾーン分けを燃焼熔融ゾーンとしているが、実際の焼結過程は、先行してコークスの燃焼反応が起き温度上昇後、原料の熔融が、燃焼の数倍の時間の長さで継続する。そして、層内の圧力変化の実測によれば、圧力損失の大きな部分は、主として、反応ゾーンで起きていることが観察される。したがつて、これらを分離しない取り扱いでは、その圧力損失に及ぼす影響を明確にするには、限界があると言える。

ここに示す解析は、これまでの報告²¹⁾に対して、水分凝縮ゾーンの圧力損失への影響、反応と熔融ゾーンの圧

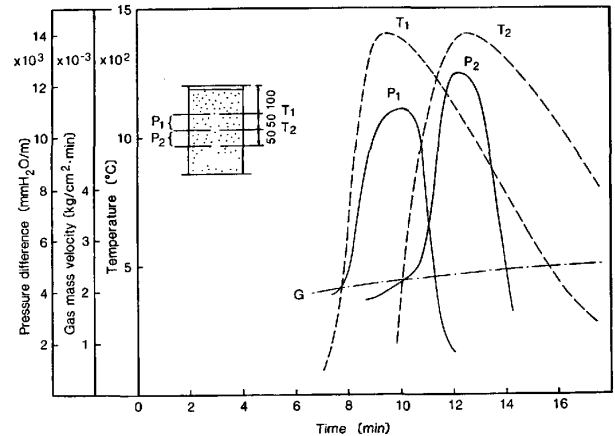


Fig. 4. Variation of pressure difference between two points in the bed.

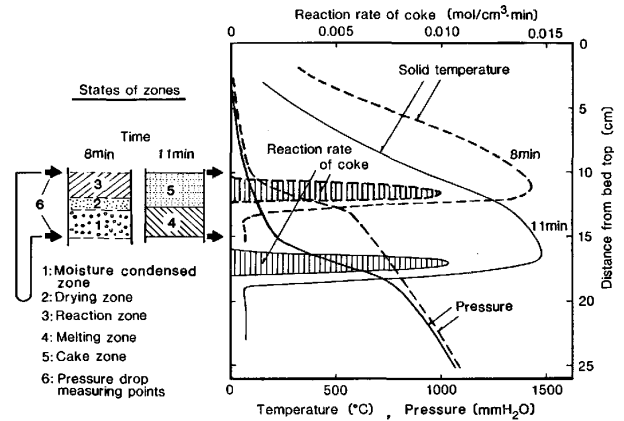


Fig. 5. Calculated states by mathematical model for analysis of reaction zone's pressure drop.

力損失を分離し、焼結層内の厚さ方向の圧力分布を明らかにし、実測値との比較も合わせて行う。

3.2.4 計算値と実測値との対比

焼結の進行による、層内部の圧力変化を、層内2点間にセットしたプローブで実測した結果を、Fig. 4に示す。この圧力差は、焼結進行し温度極大点の形成とともに、上昇から下降と急激な変化を示す。数学的モデルにより、層内部の状態を算出すると、Fig. 5に示される結果となるが、温度の急上昇点で大きな圧力損失が見られ、これは、ちょうど、反応帯の位置と対応している。また層内部における諸現象の相対的關係は、Fig. 8に示すが、反応終了後も、原料の熔融状態は続いている。

Fig. 5に示すように、特定の2点間(図中、層頂より10 cm, 15 cm)に反応ゾーンが存在するケース(点火より8 min後)と、2点間を通過したケース(点火より11 min後)の層内状態が計算上で推算できる。前者の場合には、特定2点間に存在する。凝縮ゾーンと乾燥ゾーンについては、既出の圧損係数により推算できる

ので、2点間の圧損実測値から、この既知分を控除することにより、残る反応ゾーンの圧損も決められる。また、後者のケースでは、熔融ゾーンとケーキゾーンのみが、2点間に存在するが、ケーキゾーンについては、既出の圧損係数により推算できるので、前者のケースと同様に、2点間の圧損値から既知分を控除することにより、残る熔融ゾーンの圧損も決められる。このように、未知の反応ゾーン、熔融ゾーンの抵抗は、実測値に合致するように決める。これらの算定は、物性値、反応上のガス組成変化等を考慮した、数学的モデルにより、Table 1, 2 に示す実験条件と Table 3 の圧損係数を用い、Fig. 6, 7 を得た。

Fig. 6 には、層内温度分布と圧力差および風量変化について、計算と実測値の対比を示す。また、層内圧力

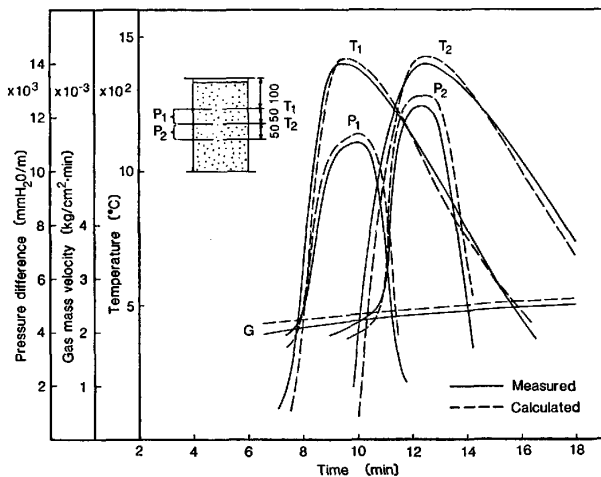


Fig. 6. Changes of temperature and pressure difference.

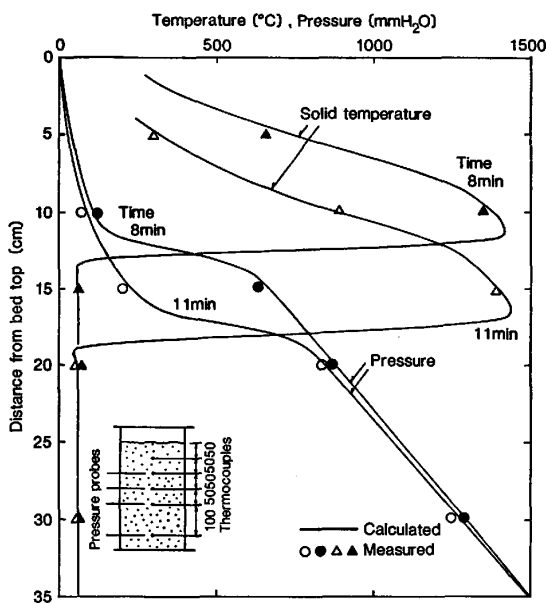


Fig. 7. Pressure drop and temperature patterns in the bed.

分布と層内の静圧測定値との比較を、Fig. 7 に示す。

試験鍋には、層内にセットした温度および圧力測定をおおの、3点において行つた。特定位置における温度および圧力の時間的変化と、特定時間における層内厚み方向の温度、圧力変化について、前述の Table 3 の数値を用いることにより、ほぼ実測値に合致するような、計算結果が得られることが確認された。

この数学的モデルを用いると、Fig. 8, 9 に示すような、層内の微少部分の状態や、急激な時間的変化を起こす反応過程なども、詳細に知ることができる。

4. 焼成風量の近似解析

計算が実測値と良い対応を示すので、各種因子の影響を調査する。ここでは、焼結過程で、もつとも大きな意味をもっていると言われながら、従来あまり検討されていない、焼結に必要な風量に対する、吸引圧、層厚の影響について、解析を行う。

前述の数学モデルを用いれば、任意の層厚、吸引圧に対して、机上で焼結操作が可能となる。いま、Fig. 10

Table 3. Pressure drop coefficient.

Characteristic zone	$k_{1,j} \times 10^8 (m^{-2})$	$k_{2,j} \times 10^3 (m^{-1})$
Initial	11.5	23.2
Moisture condensed	28.0	78.3
Drying	23.6	57.8
Reaction	31.0	75.0
Melting	6.0	23.0
Sinter cake	3.2	12.6

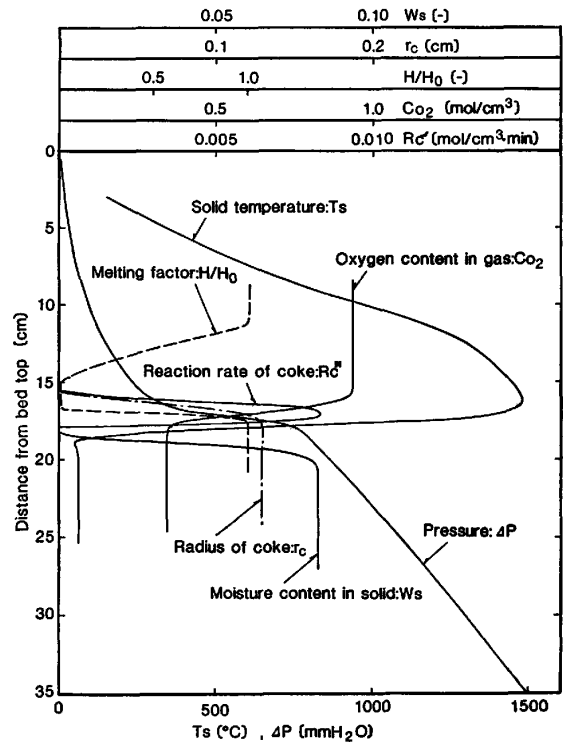


Fig. 8. Distributions of each process parameter in the sintering bed.

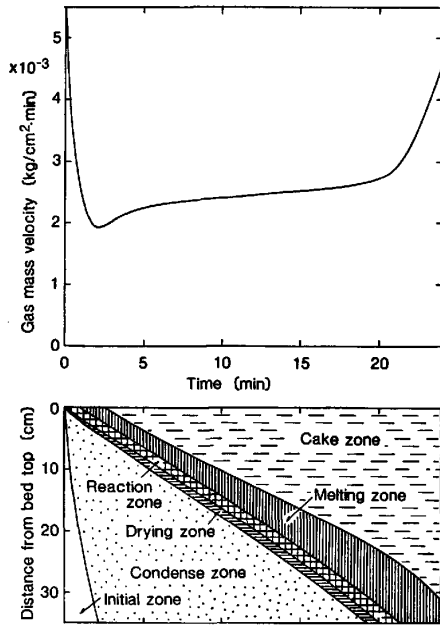


Fig. 9. Change of suction gas mass velocity during sintering time.

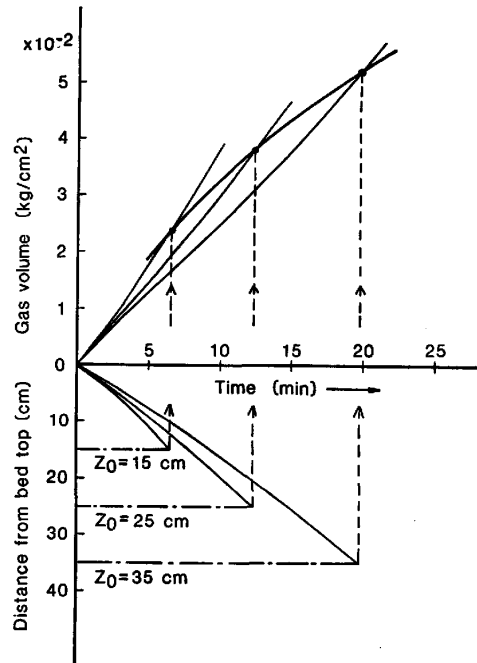


Fig. 11. Relation of summational gas volume to bed height.

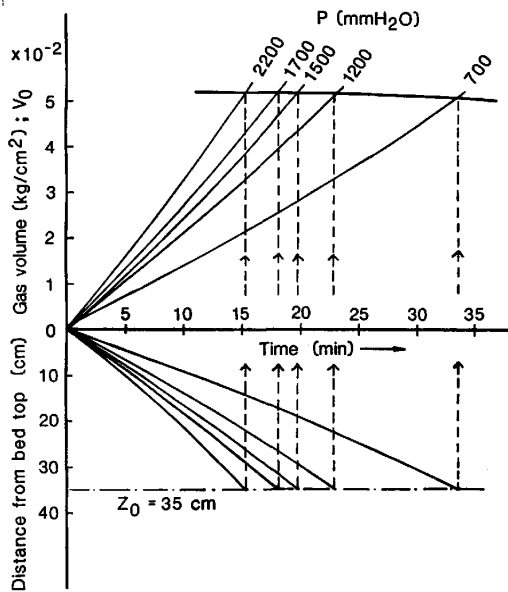


Fig. 10. Relation of summational gas volume to suction pressure.

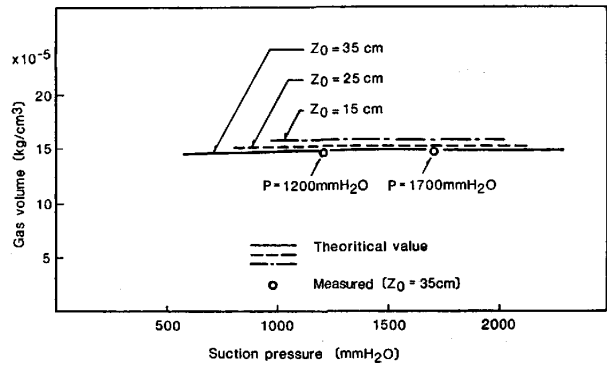


Fig. 12. Relation of summational gas volume to suction pressure and bed height.

には、他の操作条件を一定とし、吸引風圧のみを変えた場合の計算を、各風圧ごとの heat front (H.F.) 面と、焼け落ちまでの累積吸引風量（以下、焼成風量という）との関係で、図示する。この結果によると、吸引風圧が大きいと、H.F. 面が前進し、焼け落ち時間も大きく変化するが、焼成風量、 V_0 に関しては、ほとんど差違が見られない。

また、Fig. 11 には、吸引風圧は同じで、層厚のみを変えた場合の計算結果を示す。層厚が大きい方が、明ら

かに焼成風量も大である。しかし、この焼成風量を層厚で除した、単位層厚当たりの数値で表現した、Fig. 12 でみると、 $1.5 \times 10^{-4} \sim 1.6 \times 10^{-4} (\text{kg}/\text{cm}^3)$ と、吸引風圧によらないで、ほぼ一定の範囲内にある。また、Fig. 12 中には、Table 1, 2 に示す条件下で、吸引風圧のみを、1200, 1700 mm H₂O と変化させた実験結果を示すが、この2点は、計算結果を示す値とほぼ一致し、かつ吸引風圧によらないで、ほぼ一定の値を示している。

このように、通過風量に大きな影響をおよぼす操作条件（吸引風圧、層厚）を大きく変化させても、焼成風量は、ほぼ一定の範囲内に存在する。ここでは、この一定値が、どのような要因により決定されているのかについて、理論的考察を展開する。

いま、層通過風量を $G(\theta)$ 、焼け落ち時間を θ_0 と

すれば、単位面積当たりの焼成風量 V_0 は、次式で示される。

$$V_0 = \int_0^{\theta_0} G(\theta) d\theta \dots\dots\dots (22)$$

一方、吸引風量および焼け落ち点は、焼成中風圧一定条件下で、筆者らの理論解²²⁾が適用できるから次式で与えられる。(ここで、時間： $\theta = X/v$ により原式を変形して表す。 v : パレット移送速度、 X : 移送方向距離)。

$$G(\theta) = \left\{ \left(\frac{\alpha + 1}{\alpha} \right) \frac{1}{AZ_0} [-(\alpha + 1)\lambda]^{\alpha/\alpha + 1} \cdot \theta - (\alpha + 1)\lambda \right\}^{-1/\alpha + 1} \dots\dots\dots (23)$$

$$\theta_0 = \frac{\alpha}{\alpha + 1} A \cdot Z_0 \left\{ \left[\frac{Z}{C_f A} + 1 \right]^{\alpha + 1/\alpha} - 1 \right\} \cdot \left[-(\alpha + 1)\lambda \right]^{1/\alpha + 1} \dots\dots\dots (24)$$

ここで、 α : 圧損指数係数、 λ : 積分定数、 C_f, A は係数²²⁾である。(23), (24)式を(22)式に代入、積分すれば、

$$V_0 = Z_0 / C_f \dots\dots\dots (25)$$

と簡単化される。 C_f は焼結進行速度 u_f に比例する⁵⁾、という前提条件に基づいて定義され次の関係式で示される。

$$u_f = C_f \cdot G \dots\dots\dots (26)$$

また、これとは別に、文献によれば¹⁹⁾、近似的に、次式 $u_f = GC_g / C_s \rho_{sB}$ $\dots\dots\dots (27)$ が成立するから(26), (27)式を等置して、次式を得る。

$$C_f = C_g / C_s \cdot \rho_{sB} \dots\dots\dots (28)$$

(25), (28)式より単位面積当たりの焼成風量は最終的に、

$$V_0 = Z_0 C_s \rho_{sB} / C_g \dots\dots\dots (29)$$

となる。また、単位原料重量当たりの焼成風量は、焼成原料重量 $Z_0 \rho_{sB}$ で、(29)式を除して、次式で表される。

$$V_0' = (Z_0 C_s \rho_{sB} / C_g) / (Z_0 \rho_{sB}) = C_s / C_g \dots\dots\dots (30)$$

以上の展開により、本質的には、焼成風量は操業の諸因子を含まないで、2つの因子の比(装入原料と層通過ガスの比=比熱比)によつて、決められていると考えられる。いいかえれば、Heat Wave を層の上端から下端まで動かすのに必要な風量は、層厚、吸引圧によらず一定で、それは焼成する前から決まつているともいえる。実際には、比熱は温度変化するが、この近似理論展開では、平均比熱を用いて変わらないとしているので、厳密な意味での、焼成風量一定の関係は成立しているわけではないが、本質的には、このような特性関係が、近似的に存在しているものと推察されるのである。

5. 結 言

本報告では、焼結層内の圧力損失について、焼結過程を構成する各種ゾーンごとに、詳細な実験および、その結果について、数学モデル解析を行うことにより、反応ゾーンまで含めた全層厚の温度、風量風圧変化特性を解明した。この研究から得られた、各種の圧力損失実験式を含むモデルは、初期の設定条件さえ与えれば、点火以後の焼結過程の時間的推移(水分移動、反応、風量変化など多くの変数の推移)を予測でき、机上で焼結操業ができる点において、自己完結型のモデルと言える。従来の多くのモデルが、初期条件のほかに、計算に先立つて、吸引風量の時間推移(実測値)を必要とした、現象説明型(ある吸引風量条件の下では、層内の状態はこうなつている)というモデルであつたのに対して、さらに進んだものと考えられる。

この数値解モデルにより、算出したところ、焼成風量は、他の操業条件を変えても、ある範囲内で、ほぼ一定値を示す結果が得られた。この一定値を決める因子を明らかにするために、風量分布理論解²²⁾を用いて、近似理論解析したところ、焼成風量は、 $\rho_{sB} Z_0 C_s / C_g$ で表され(装入原料当たりでは C_s / C_g)、本質的には装入原料と通過ガス比熱のみによつて決定づけられていることが、推察される。いわば、ある熱量をある距離(層厚)動かすのに必要とする駆動源(通過風量)は、ほぼ一定であるという関係が存在するとも考えられる。

記 号 (本文中説明済み記号を省略)

- a_s : 層単位体積当たりの伝熱面積 [m²/m³]
- $C_{CO_2}, C_{CO_2}^*$: 炭酸ガス濃度, 分解反応平衡濃度 [kgmol/m³]
- C_g, C_H : ガス, 水蒸気比熱 [kcal/kg·deg]
- C_{N_2}, C_{O_2} : ガス中窒素, 酸素濃度 [kmol/m³]
- C_s, C_w : 固体比熱, 水分比熱 [kcal/kg·deg]
- d_p : 粒子径 [m]
- D_s : 炭酸ガス粒内拡散係数 [m²/h]
- G : ガス質量速度 [kg/m²·h]
- g_c : 重力加速度 [kg·m/h²]
- H, H_{m_0} : 溶融を示す変数, 溶融熱 [kcal/kg]
- h_p : 粒子-流体間伝熱係数 [kcal/m²·h·deg]
- k_f, k_c : 物質移動係数, 化学反応速度定数 [m/h]
- \bar{k}_c : 総括反応速度定数 ($\equiv 1 / \{1/k_f + 1/k_c\}$) [m/h]
- k_l : CO₂ 物質移動係数 [m/h]
- \bar{k}_l : 石灰石分解総括反応速度定数 [m/h]
- K : 石灰石分解反応平衡定数 [Pa]
- $k_{1,j}, k_{2,j}$: 圧損係数 [m⁻²], [m⁻¹]
- L : 層高(ベット高さ) [m]
- M_C, M_l : 炭素分子量, 石灰石分子量 [kmol]
- ΔP : 圧力損失 [Pa]
- R : ガス定数 [kcal/kmol·deg]
- Re_p : レイノルズ数 [-]

R_c^* : 層単位体積当たりのコークス反応速度	[kmol/m ³ h]
r_c^* : 単一粒子のコークス反応速度	[kmol/h]
R_l^* : 層単位体積当たりの石灰石反応速度	[kmol/m ³ h]
r_l^* : 層一球子の石灰石反応速度	[kmol/h]
R_w^* : 水分移動速度	[kg/m ³ ·h]
r_c, r_l : コークス, 石灰石粒子径	[m]
T_{m_1, m_2} : 鉄鉱石の溶融開始, 終了温	[deg]
T_g, T_s : ガス, 固体温度	[deg]
u_o : 空塔基準ガス層内流通速度	[m/h]
W_c, W_e : 限界含水率, 平衡含水率	[kg/kg]
$W_g, W_{g,s}$: 絶対湿度, 飽和湿度	[kg/kg]
W_s : 固体含水率	[kg/kg]
Z, Z_o : 層頂よりの距離, 層厚	[m]
ϵ : 層空間率	[-]
θ : 時間	[h]
λ_c, λ_l : コークス, 石灰石反応熱	[kcal/kmol]
λ_w : 水分の蒸発潜熱	[kcal/kg]
μ : ガス粘度	[kg/m·h]
γ : 反応熱の分配率	[-]
ρ_g : ガス密度	[kg/m ³]
ρ_s, ρ_{sB} : 固体密度, 層かさ密度	[kg/m ³]

文 献

- 1) 鞭 巖: 製錬化学工学演習(1974), p. 46 [養賢堂]
- 2) S. E. WOODS: Symp. Chem. Eng in Meta Indust. (1963), p. 77 [Inst. Chem. Eng.]
- 3) G. S. BEVERIDGE: 同上, p. 87
- 4) 深川弥二郎, 石川 泰, 野口信雄, 楯岡正毅: 鉄と鋼, 50 (1964), p. 338
- 5) 鞭 巖, 森山 昭: 冶金反応工学 (1972), p. 216 [養賢堂]
- 6) 樋口充蔵, 鞭 巖: 鉄と鋼, 53 (1967), p. 1171
- 7) E. W. VOICE: JISI, 174 (1953), p. 136
- 8) 化学工学協会編: 化学工学便覧 (1968), p. 134 [丸善]
- 9) S. ERGUN: C.E.P., 48 (1952), p. 89
- 10) D. W. MITCHELL: JISI, 197 (1961), p. 358
- 11) R. D. BURLINGAME, G. BITSIANES, and T. L. JOSEPH: J. Met, 9 (1956), p. 853
- 12) V. I. KOROTICH and V. P. PUZANOV: Stal, (1967), p. 550
- 13) W. DAVIS: International Mineral Dress. Cong., Stockholm (1957), p. 305
- 14) 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
- 15) 田代 清, 相馬英明, 細谷陽三, 和島正巳: 学振 54 委-No. 1451 (昭和 53 年 7 月)
- 16) 鞭 巖, 樋口充蔵: 鉄と鋼, 56 (1970), p. 371
- 17) 堀尾正毅: 「化学工学の進歩13」, p. 229 [楨書店]
- 18) 塚本 孝, 嶋田駿作, 田口敏夫, 樋口充蔵: 鉄と鋼, 56 (1970), p. 661
- 19) 浜田尚夫, 小坂橋寿光, 岡部俵児: 鉄と鋼, 58 (1972), p. 1567
- 20) 田代 清, 相馬英明, 柴田充蔵, 今野乃光, 細谷陽三: 鉄と鋼, 66 (1980), p. 1603
- 21) 吉永真弓, 久保敏彦: 住友金属, 29 (1977), p. 383
- 22) 牧野 孝, 遠藤幸平, 柴田充蔵: 鉄と鋼, 62 (1976), p. 1567