

## 論 文

## ペレット焼成プロセスにおける炭材内装技術の開発

宮下 恒雄\*・坂本 登\*・福与 寛\*

## Addition of Carbonaceous Materials in Pellet Induration Process

Tsunao MIYASHITA, Noboru SAKAMOTO, and Hiroshi FUKUYO

## Synopsis :

Induration test of pellet with addition of carbonaceous material was carried out by using an experimental pot grate furnace. A simulation model for analyzing induration phenomena of the pellet was also developed, in which consideration was given to the combustion of carbon, the decomposition of limestone, the oxidation of magnetite and the heat transfer between gas and solid.

(1) Simulation analysis results agreed comparatively well with experimental ones. Therefore this model was considered to be applied to determine the operation conditions of the pot grate furnace and estimate the heat pattern in the pellet layers for commercial pellet plant.

(2) As the carbonaceous material content in pellet increased, the pellet temperature of bottom zone became higher than that of upper zone due to the transference of combustion heat of carbon from upper to bottom layer. This resulted in difference in pellet properties between upper and bottom layer.

(3) From this result, it was concluded that the limit of the content of carbonaceous material was about 1.0%.

(4) It was estimated that the reduction of heat consumption was about 80 000 kcal/t for the addition of 1.0% carbonaceous material.

(5) The separate addition of carbonaceous material to the pellet bed and the granulation of double layers as to the content of carbonaceous material were found very effective to improve pellet properties.

## 1. 緒 言

最近のオイルクライシスにより焼成熟源を重油に頼っているペレットプラントは苦境に立たされている。このため海外ではペレットプラントの停止が相つぎ、稼働中のプラントでは燃料の転換が迫られている。燃料を重油から他の燃料に転換する場合、主としてキルンタイプの焼成炉では微粉炭燃焼の適用を、グレートタイプ焼成炉では造粒過程で炭材を内装する方法が検討されつつある。最近では実機においても炭材内装ペレットが製造されているが<sup>1)</sup>、実機を想定した各種炭材による炭材内装試験およびプロセスの解析などは見当たらない。

本論文はトラベリンググレートタイプ焼成炉でいろいろな炭種を用いて炭材内装ペレットを製造し、炭材内装量と性状の関係、内装量の限界、エネルギー代替量を明らかにし、実機操業を予測し得るシミュレーションモデルを作成することと海外で製造される炭材内装ペレットの入荷に対応し、その性状評価を確立することを目的とする。

## 2. 研究 方法

炭材内装ペレットを実機で製造する場合、炭材の種類粒度、含有量等の原料条件に応じて乾燥、焼成、冷却等の操業条件の設定が必要となる。このためまずシミュレーションモデルの運用により炭材含有量に対するペレット層内ヒートパターンを予測し適正操業条件を設定し、この結果に基づき実機に近い操業条件で試験が可能なポットグレート炉 (Pot grate furnace) で焼成試験を行いシミュレーションモデルでは推定できない成品ペレットの性状から限界を求めた。実機での条件の予測は試験データを基にして実機での想定条件をシミュレーションモデルにインプットすることにより焼成熟量の代替割合、ヒートパターン等を推算した。

## 2.1 シミュレーションモデル

ペレットの焼成シミュレーションモデルは従来キルンタイプ、グレートタイプ焼成炉を対象としたモデルが報告<sup>2)~6)</sup>されているが、いずれも炭材を内装した場合は検討しておらず今回使用するモデルには必ずしも合致していない。本モデルはグレート式ペレット焼成炉で炭材内

昭和 56 年 4 月本会講演大会にて発表 昭和 57 年 3 月 12 日受付 (Received Mar. 12, 1982)

\* 日本鋼管(株)技術研究所 (Technical Research Center, Nippon Kokan K. K. 1-1 Minamiwatarida-cho Kawasaki-ku Kawasaki 210)

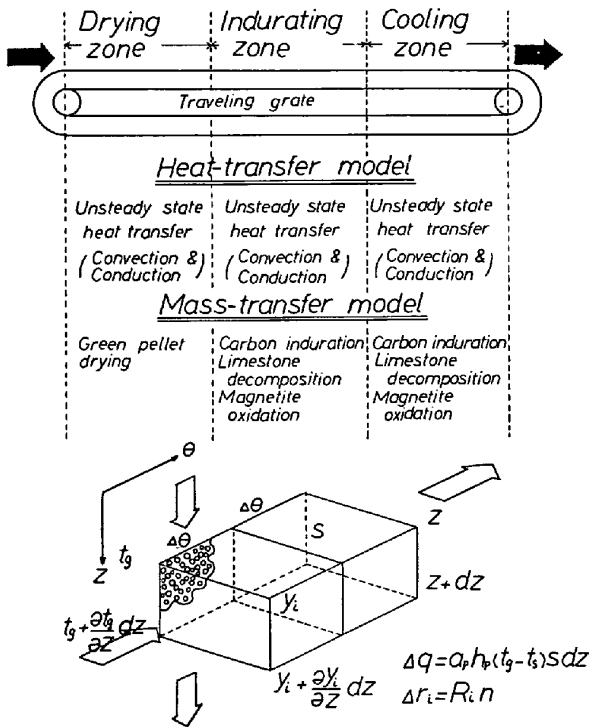


Fig. 1. Constitution of simulation-model supposed to traveling grate type indurating system.

装ペレットの焼成に伴うヒートパターン、反応パターンの予測および解析が可能なモデルとした。

前提条件

1) 物質移動については乾燥ゾーンでのグリーンペレットの乾燥、焼成ゾーンでの炭材の燃焼、石灰石の熱分解、マグネタイトの酸化反応を考慮する。また反応は未反応核モデルに立脚する。さらに炭材の燃焼は  $C + O_2 = CO_2$  の反応のみを考慮し、一時的に還元生成したマグネタイトの再酸化は考慮しない。

2) 熱移動は燃焼ガスとペレット間の対流伝熱、粒子内の熱伝導を考慮する。

3) 乾燥工程では恒率乾燥期間と減率乾燥期間を考慮する。

これら前提条件をもとにトラベリンググレート炉での焼成を想定したシミュレーションモデルの構成を Fig. 1 に示す。

(1) エンタルピー収支

$$\epsilon \partial(\rho_g C_g t_g) / \partial \theta = -\partial(u \rho_g C_g t_g) / \partial z - a_p h_p (t_g - t_s) \dots (1)$$

$$\partial t_r / \partial \theta = \kappa / (\rho_s C_s) \cdot (2/r \cdot \partial t_r / \partial r + \partial^2 t_r / \partial r^2) - 1 / (\rho_s C_s) \cdot \sum_{i=1}^n r_i^* (-\Delta H_i) \dots (2)$$

(2) 式において 初期条件

$$\theta = 0 \quad t_r = t_0 \dots (3)$$

境界条件

$$r = 0, \theta > 0 \quad \partial t_r / \partial r = 0 \dots (4)$$

$$r = r_0, \theta > 0 \quad -\kappa \cdot \partial t_r / \partial r = h_p (t_g - t_s) \dots (5)$$

(2) 物質収支

1) ペレットの乾燥

恒率乾燥期

$$R_c^* = h(t_g - t_w) / \lambda_w = k_c (H_w^* - H) \dots (6)$$

減率乾燥期

$$R_c^* = h(t_g - t_m) / \lambda_m \cdot (w - w_e) / (w_c - w_e) \dots (7)$$

$$\partial \{Sdz(1-\epsilon) \rho_s w\} / \partial \theta = -R_c^* \cdot n \cdot 4\pi r_0^2 \dots (8)$$

$$\partial H / \partial \theta = u / \epsilon \cdot \partial H / \partial z - 3R_c^* (1-\epsilon) / (\epsilon \rho_g r_0) \dots (9)$$

恒率乾燥期のペレット温度は湿球温度とし減率乾燥期のペレットの平均温度は桐原らの式<sup>7)</sup>に従うものとする。

2) ペレット中の炭材の燃焼反応

Fig. 2 のように炭材粒子がペレット中に均一に分散されており、炭材の燃焼を酸素に対する不可逆 1 次反応と仮定するとペレット 1 個当たりの反応速度は

$$R_1^* = P_{O_2} / [R_g t_r / (4\pi r^2) \cdot \{1/k_g + (r/r_0)^2 \cdot 1/k_1 + r(r_0 - r) / (r_0 D_0)\}] \dots (10)$$

$$r_1^* = R_1^* \cdot n \dots (11)$$

3) 石灰石の熱分解反応およびマグネタイトの酸化反応

2) と同様のとり扱いで  $R_2^*$ ,  $R_3^*$  を規定する。これらの値をもとにガス側の物質収支は  $O_2$  を例にとると

$$\partial (Sdz \epsilon y_{O_2}) / \partial \theta = Su y_{O_2} - Su (y_{O_2} + \partial y_{O_2} / \partial z \cdot dz) - (r_1^* + r_2^*) \dots (12)$$

となる。CO<sub>2</sub> 収支も同様である。

(3) ペレット層内でのガス流速と圧力損失の関係

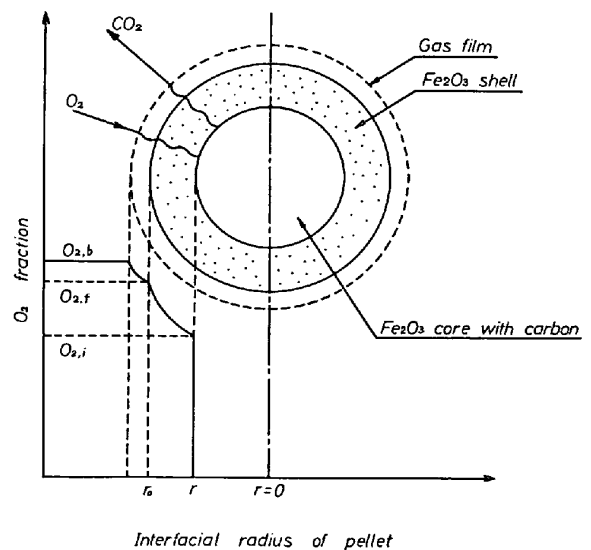


Fig. 2. Induration model of pellet with addition of carbonaceous material.

ERGUN の式<sup>9)</sup>より層内の差圧を流速に変換した。

$$\Delta p_{gc}/L = 150(1-\epsilon)^2/\epsilon^3 \cdot \mu u/d_p^2 + 1.75(1-\epsilon) \rho_g u^2/(\epsilon^3 d_p) \dots\dots\dots (13)$$

(4) 物性値および反応速度定数

熱伝達係数 ( $h_p$ ) および物質移動係数 ( $k_g$ ) は RANZ<sup>9)</sup> の式,  $k_g$  の計算に必要な焼成ガスの粘度 ( $\mu$ ) は THODOS らの式<sup>10)</sup>から求めた単一ガスの値を WILKE<sup>11)</sup> の式より多成分系に拡張した.  $h_p$  の計算に必要な焼成ガスの熱伝導率は同様に WILKE<sup>12)</sup> の式より求めた. 気相中の拡散係数は藤田<sup>13)</sup>の式より求め,これを WILKE<sup>14)</sup>の式より多成分系に拡張した. 乾燥工程での熱伝達係数 ( $h$ ), 物質移動係数 ( $k_c$ ) は HOUGEN<sup>15)</sup> らの式, 水蒸気の蒸発潜熱 ( $\lambda$ ) は Clausius-Clapeyron<sup>16)</sup> の式より求めた. 各種熱力学的関数は KUBASCHEWSKI<sup>17)</sup> のデータに従った.

炭材の燃焼速度は HOTTEL<sup>18)</sup> らの値, 石灰石の熱分解反応は八木<sup>19)</sup> らの値, マグネタイトの酸化反応は BITSIANES<sup>20)</sup> らの値を用いた. 計算は偏微分項をテラー級数に展開し前進差分法<sup>21)</sup>により行つた. Fig. 3 に計算フローを示す.

2.2 ペレット焼成試験炉

シミュレーションによる予測では乾燥時に発生するペレットのバースティング現象, 焼成時の熱衝撃によるき裂現象は評価できないので, これらについては実験によ

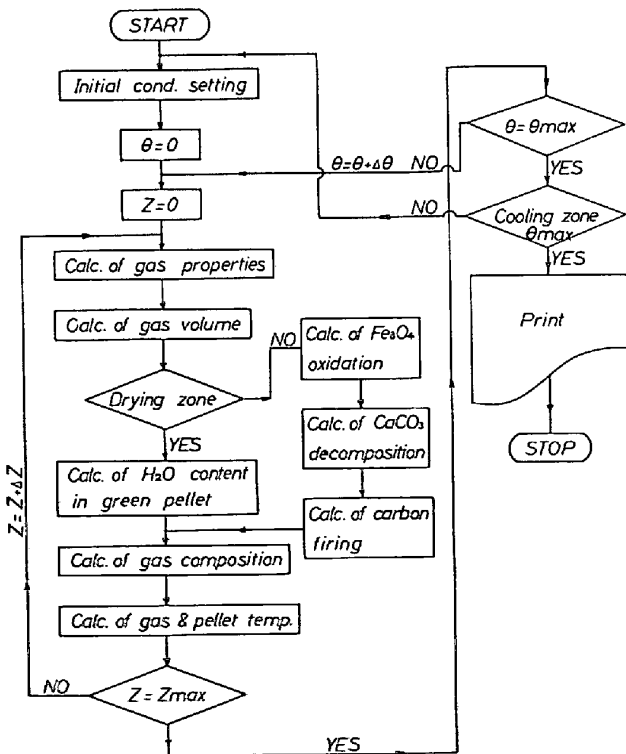


Fig. 3. Calculation flow of simulation model.

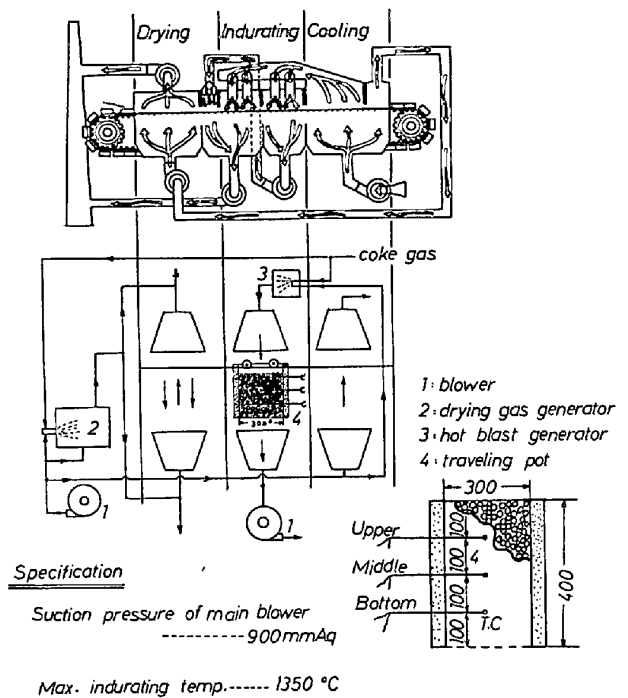


Fig. 4. Schematic illustration of pot grate furnace.

り設定条件の適否を確認する必要がある。

トラベリンググレート式ペレット焼成炉の操業をシミュレートする試験焼成炉が従来より報告されている<sup>5)22)</sup>。本ペレット焼成炉は Fig. 4 に示すように実機にできるだけ近い状態で焼成することを考え, 乾燥, 焼成, 冷却ゾーンをそれぞれ独立とし, 軌道上をペレットを充填したポット (Pot) が移動する方式とした。

ポットグレート炉の主要仕様を Fig. 4 に示す。Fig. 4 よりグリーンペレット層 300 mm ハース レーヤー (hearth layer) 100 mm 計 400 mm は実機とほぼ同程度の層厚である。またポットの内壁には約 10 mm の厚さで破碎ペレット (粒径: 3~7 mm) をサイドレーヤーと

Table 1. Chemical composition and size distribution of pellet feed and carbonaceous materials.

	T-Fe	FeO	SiO <sub>2</sub>	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	CaO	MgO
Pellet feed	60.42%	0.83	2.22	1.20	2.69	0.09
	Moisture	Ash	V. M.*	F. C.**		
Coal-A	0.6%	9.96	20.74	69.30	* Volatile matter	
Coal-B	0.8	33.38	25.46	41.16	** Fixed carbon	
Char	0.0	2.0	4.0	94.0		
Coke	0.2	10.74	1.75	87.27		
	+500μ	+250μ	+150μ	+75μ	+44μ	-44μ
Pellet feed	0.5%	0.6	3.6	15.3	15.6	64.4
Coal-A	0.2	0.6	1.8	6.6	6.9	83.9
Coal-B	0.5	2.1	4.6	11.3	9.1	72.4
Char	0.4	8.7	15.3	18.7	9.1	47.8
Coke	—	0.4	10.9	11.5	40.7	36.5

して充填し燃焼ガスの偏流を防いだ。試験中は各ゾーンにおける焼成温度、層内各部温度、差圧、焼成ガス組成を連続測定し予測計算結果と合わせて後のデータ解析に供した。Table 1 に用いた原料の化学組成と粒度分布を示す。

### 2.3 シミュレーションモデルの適合性

シミュレーション結果の妥当性はポットグレート炉試験から得られたヒートパターンで検証した。モデルの検証のため、石灰石無添加、石灰石のみ添加、チャーのみ添加のケースでそれぞれ単独に焼成試験を行い各反応速度定数の適正化を図った。適正化にあたっては、これら定数が必ずしも本プロセスと同様の試験条件から提出されたものでないため、頻度因子、迷宮度因子に修正係数を設けた。その範囲は 0.1~1.5 で修正開始温度と終了温度を設定し、この間を温度に関する 1 次式で近似した。Fig. 5 よりチャー無添加の場合はほぼ粒子~流体間の伝熱（粒内熱伝導も含む  $\kappa=0.011 \text{ cal/cm s}^\circ\text{C}$ ）のみで層内温度分布がきまるためモデルと実験結果の間では良い一致がみられる。これに対しチャー 1.5% 内装では焼成時間後半両者の間でややずれが生じている。特にモデルでは上層部温度が後半焼成温度に近づくことから、使用している  $R^*$  がやや高く評価されていると考えられる。Fig. 5 より本モデルは焼成現象をシミュレートするモデルとして使用可能と判断された。

次に本モデルの予測シミュレーションによる焼成ゾーンの試験条件設定を行った。

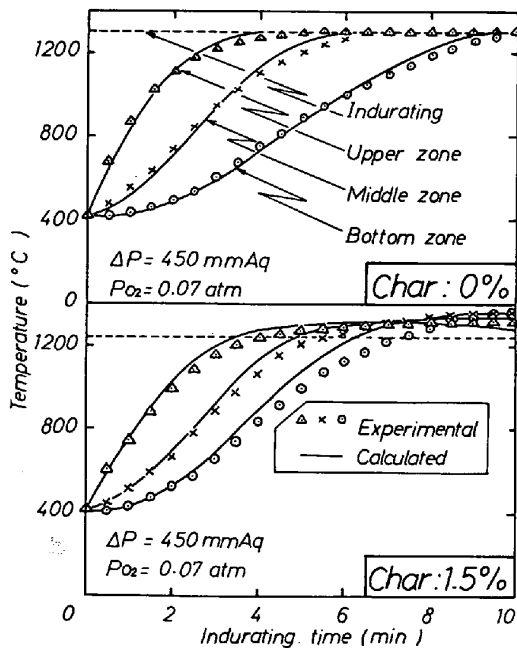


Fig. 5. Verification of the simulation model using pot grate furnace.

## 3. 試験結果

### 3.1 焼成ヒートパターン

炭材内装によつて炭材の燃焼熱が加わるため、ガス加熱からの供給熱量は減少させることができる。既設トラベリンググレート炉の各ゾーン比率を変えない前提にたつと、焼成時間のみを任意に短縮することはできない。このため本焼成試験では焼成温度を低下する方法をとつた。低下にあたっては予備試験により内装量 0% のときの適正ヒートパターンを基準とし、内装時の平均層内ヒートパターンがこのパターンに合うようモデルによる予測計算を行つて焼成温度を設定した。

Fig. 6 より内装量 0.5% では焼成温度と層内温度との差が少なく、炭材 0% 時とほぼ同様の中、下層部の昇温が遅れるヒートパターンになつている。これに対し 2.0% 内装では焼成温度に比べチャーの燃焼熱により層内温度は約 150°C 高くなつている。さらに燃焼熱が下層部に移動するため、中、下層部の温度が上層部のそれに比較し高くなり焼結プロセスのヒートパターンに近づ

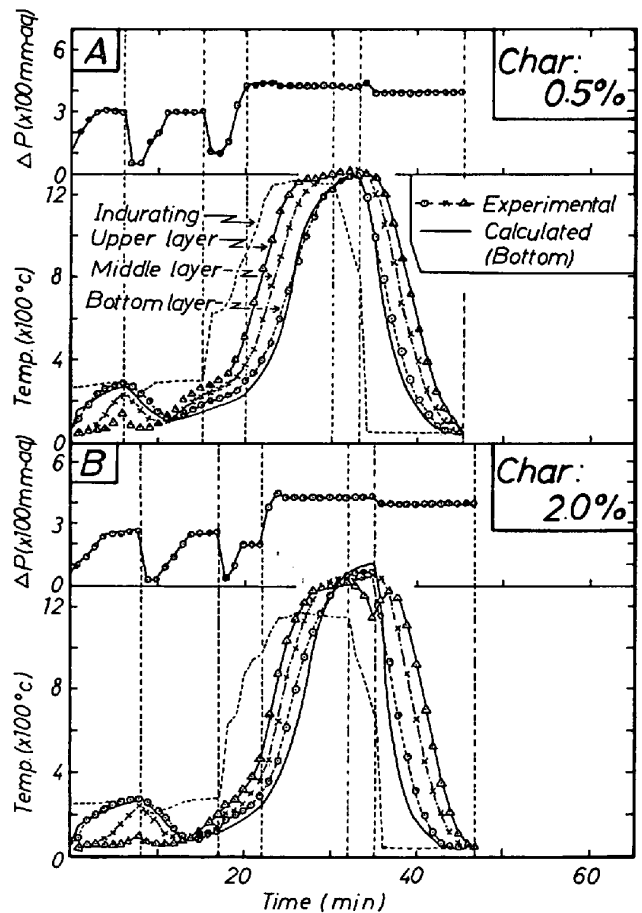
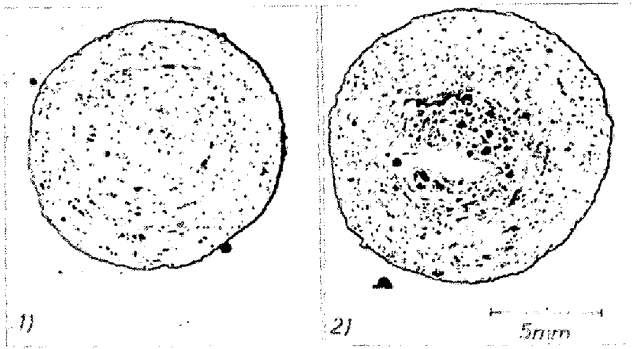


Fig. 6. Temperature change from upper to bottom layer in pot grate furnace.

いてくることが明らかとなった。これらの結果はシミュレーションによる予測とほぼ一致した。

3.2 ペレットの性状

炭材を内装すると造粒性は悪化するので、水分管理を徹底し通常の造粒時間よりやや長くして改善を図った。その結果グリーンペレットの圧潰強度は 1.5~2.0 kg/p 落下強度 10~13 回/50 cm と炭材を含有しないペレットと同程度の値を得た。成品ペレットの特徴は、ペレット内部の炭材が燃焼によつてガス化しこの部分が空洞化



1) coal A 0.5% (C. S.\*=226 kg/P),  
2) coal A 1.5% (C. S.\*=127 kg/P)  
\* C. S. : compressive strength

Photo. 1. Macrostructure of pellet with addition of coal.

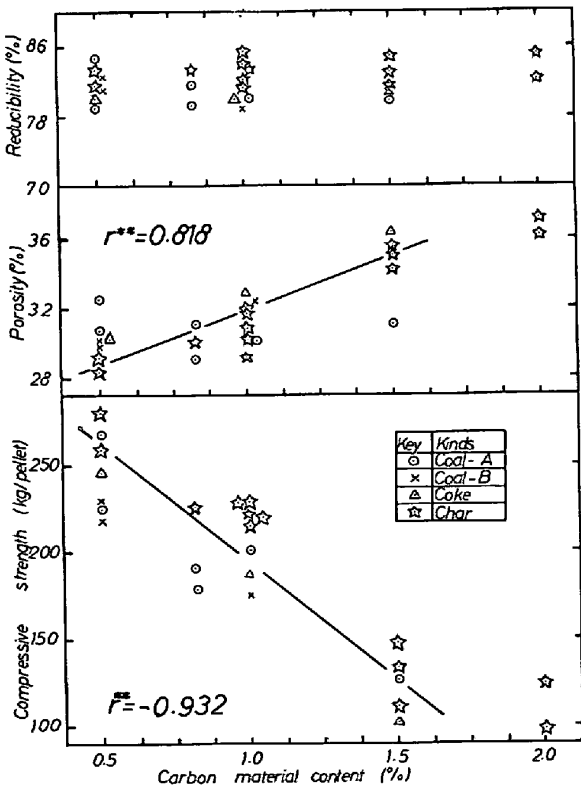


Fig. 7. Influence of carbonaceous material content on compressive strength, porosity and reducibility of fired pellet.

Table 2. Compressive strength of pellets on each location in pellet layer.

Char content	Location	Compressive strength
0.5%	Upper layer	280 kg/p
	Middle layer	249 kg/p
	Bottom layer	249 kg/p
2.0%	Upper layer	116 kg/p
	Middle layer	125 kg/p
	Bottom layer	130 kg/p

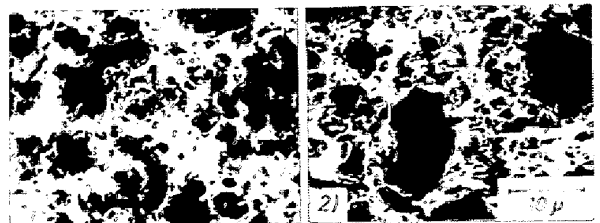
することで、この傾向は内装量の増加とともに、また Photo. 1 に示すように揮発分の多い石炭で顕著である。その結果、気孔率が通常のペレットに比較し高い値を示し 30% 以上となり、Fig. 7 に示すように還元率は向上するが圧潰強度は内装量の増加とともに低下する。ペレット層内の強度の変動は炭材含有量が少ないときには上層部が高いが、Table 2 より内装量が増すとともに中、下層部が高くなる。これは炭材内装量の増加とともに Fig. 5 に示すヒートパターンより、中、下層部への供給熱量が多くなるためと考えられる。

Photo. 2 より炭材内装ペレットのマイクロ組織はチャー内装量と無関係に一部自形成したヘマタイト粒子のまわりをスラグが埋めている。そしてチャー内装量が増すにつれ、ガス化によつて生成する気孔の径が大きくなり気孔率の上昇と強度の劣化がみられる。また石炭内装ペレットでは、内装量と組織の関係は基本的にはチャーの場合と同様であるが、ペレットの核部分にかなりマグネタイト相が多くみられた。その結果、前述の Fig. 7 に示すように還元率は他の炭材に比べ低い傾向を示した。

4. 考 察

4.1 シミュレーション予測結果と実験結果との比較

Fig. 8 にチャー内装量 1.5% の場合の焼成試験結果とこれと同一条件でシミュレートした予測計算結果を示す。焼成試験結果とシミュレーション結果との差の原因は以下のように考えられている。(1)ペレット層内空間率の評価が妥当でないため ERGUN の式<sup>8)</sup>より得られる



1) char 0.5% (P.\*=28.6%, C. S.\*\*=280 kg/P),  
2) char 1.5% (P.\*=35.0%, C. S.\*\*=112 kg/P)  
\* P. : porosity, \*\* C. S. : compressive strength

Photo. 2. Microstructure of pellet with addition of char.

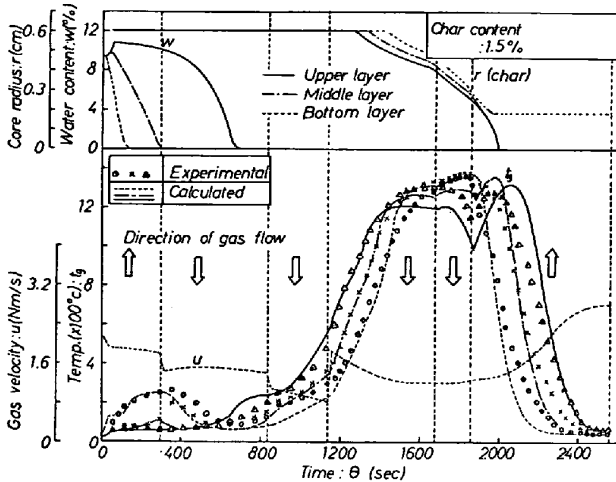


Fig. 8. Comparison of heat pattern between experiment and calculation.

流速が実験値のそれと差がある。(2)炭材内装量が増すにつれ層内ヒートパターンが炭材の燃焼熱に強く依存するようになり、炭材の反応速度定数の評価が必ずしも正確でない。特に焼成ゾーンのように焼成ガス中の酸素分圧が低い場合には  $C + 1/2O_2 = CO$  の反応も考慮する必要がある、などが考えられる。

4.2 炭材内装量の限界および組織

Fig. 7 より炭材内装ペレットを高炉用原料と想定した場合、ポットグレート炉試験の結果からは強度の面からその限界は約 1% と推定される。これ以上では Photo. 1 に示したように炭材のガス化による気孔径の増大などにより強度劣化が著しかった。また実機を想定した Fig. 8 のシミュレーション結果より、1% 以上の炭材内装ではヒートパターンの上中下層の差の拡大がみられ成品ペレットの性状の変動が予想される。

Table 3 に同一原料を用いて製造した 1% 炭材内装

Table 3. Physical and metallurgical properties of various pellets.

Properties	Basic pellet	Pellet with addition of carbonaceous material (1%)			
		Coal-A	Coal-B	Char	Coke
Porosity (%)	23	30	33	31	33
Compressive strength (kg/p)	270	201	175	223	186
JIS-reducibility (%)	73	80	79	83	80
C. S.* after reduction (kg/p)	67	51	59	87	69
Swelling index (%)	9	18	12	10	14
Shrinkage** at 1300°C (%)	33	—	—	39	—

\* C. S. : Compressive strength  
 \*\* Testing conditions : Sample 400 g, Applied load 0.5 kg/cm<sup>2</sup>, Reducing gas CO/N<sub>2</sub>=30/70, 15 Nl/min

ペレットと塩基性ペレットの性状比較をした。塩基性ペレットに比較し炭材内装ペレットは気孔率が高いため圧潰強度は低いが還元率は高く高炉原料としては問題ないと考えられる。

また 3.3 の組織の特徴については、小島ら<sup>24)</sup>が指摘しているように焼成過程で酸素分圧が低下すると 1300 °C 以下の低融点ゾーンが拡大しマグネタイトおよびライムオリビン系シリケート質ガラスをマトリックスとする組織が生成したものと考えられる。さらに焼成条件によつては後焼成工程、冷却工程でマグネタイトはヘマタイトに再酸化され最終組織を形成すると推定された。このため組織的にはかなり溶融型のスラグ結合組織になり、それにもかかわらず還元率の高い理由はその気孔率の高さによるものと考えられる。高温荷重軟化性についても、その被還元性の良好なことにより、FeO を介する低融点スラグの生成が抑制され、性状は通常の塩基性ペレットと同程度に優れていることが確認できた。

4.3 炭種の成品ペレット性状への影響

Fig. 7 より内装量の 1% で炭種の差を比較すると一般的には揮発分の多い石炭 (Coal B) はチャー、コークスに比較し成品ペレットの強度は低い。これは揮発成分のガス化に伴う気孔径の増大、熱応力によるき裂生成が他の炭種に比較し大きく成品ペレットの性状に影響したものと考えられる。また 1.5% 内装ではコークス内装ペレットの強度が低下している。これは Table 1 に示すコークスの粒度構成が他の炭種に比較し粗いため、内装量が増加したとき粒度の影響が現れたものと思われる。チャーについては微粉炭に比べ粒度は粗いが、コークスより細かいため粒度の影響は出なかつたものと考えられる。Fig. 7 より炭材 1% 内装に対して成品ペレットの圧潰強度は約 70 kg/p 低下することが認められた。

これらの結果より炭材としては揮発分の少ないチャー、コークスが揮発分の多い石炭より優れている。ただしコークスについてはその硬度のため微粉化が困難で、1% 以上の内装では成品ペレットの強度劣化につながると判断された。

4.4 炭材内装量による供給熱量の代替

炭材内装量の増加に伴い Fig. 6 に示したように焼成温度を低下させることが可能になり、その結果として供給熱量を減少することができる。これらの関係を Fig. 9 に示す。Fig. 9 よりチャーを例にとると内装量が 1.5% 以下ではチャーを 1.0% 内装すると約 80 000 kcal/t の供給熱量の減少が期待できる。これはチャー 1.0% 内装分の発熱量にほぼ該当するため、チャーを含めた全焼成熱量はほぼ一定 (400 000 kcal/t) と考えられ

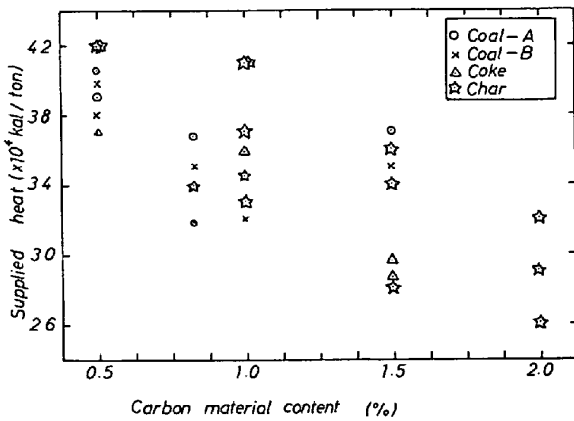


Fig. 9. Relation between carbonaceous material content and supplied heat for induration.

る。このため炭材を含めた供給熱量の面からは省エネルギーにはならないが、重油使用量はチャー 1.0% 配合により約 7~8 l/t の減少が期待できる。なお全焼成熱量はほぼ実機の焼成熱量に匹敵する値であつた<sup>25)</sup>。2.0% 以上の内装では代替率は横ばいとなる。これは Fig. 7 よりペレット層内の温度分布の差により、上層部ペレットの性状を考慮すると焼成温度を単純に低下させることができないことに帰因している。また Fig. 9 より石炭についてはチャーと同様の供給熱量の低減は期待できないと推定された。

4.5 新しい炭材内装ペレット製造技術

(1) 炭材の分割添加による製造技術

Fig. 8 より炭材の配合率が 1.0% 以上では、上層部ペレットの性状が熱量不足のため悪化する傾向がみられた (Table 2)。この現象をなくすためシミュレーションモデルにより予測計算を行いヒートパターンの改善を試みた。その結果上層部ペレットに内装する炭材量を多くし、中、下層部を少なくする炭材の分割装入が有効と想定された。Fig. 10 よりヒートパターンは Fig. 8 に比較し焼成ゾーン末期以降はかなり改善され Table 4 に示すように、層内ペレットの圧潰強度のばらつきも少なくなることが明らかとなつた。

(2) ペレットの強度向上対策

炭材を 1.0% 以上内装し、かつ強度を 200 kg/p 以上維持する方法としてペレットの核部分とシェル部分とで炭材含有量を変えて造粒し焼成する方法について検討した。Photo. 1. 2), Photo. 3. 1) より炭材含有量が増加すると特にペレットの中心部に空洞化が目立ち強度劣化を起ししやすい。Photo. 3. 2) はペレット核部の炭材含有量を 0.5% と少なくし、シェル部のそれを 2.0% と多くしペレット全体の平均炭材含有量を 1.5% とし

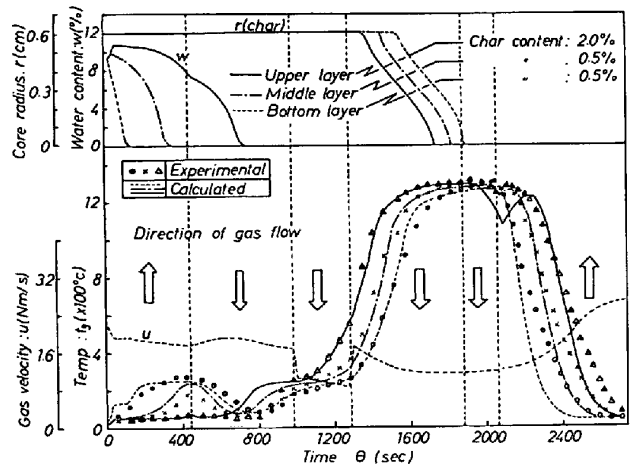
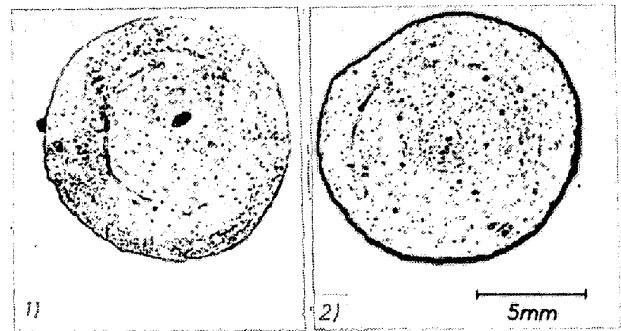


Fig. 10. Trial to uniforming heat pattern in the pellet layer.



1) conventional pellet (C. S.\*=102 kg/P),  
2) double layered pellet (C. S.\*=180 kg/P)  
\* C. S. : compressive strength

Photo. 3. Macrostructure of double layered pellet <coke 1.5%>

Table 4. Compressive strength of pellets, according to various adding methods of char.

Process	Conventional	S. A.*	G. D.**
Char content (%)	1.0	1.0	1.5
Compressive strength (kg/p)	Upper zone	189	218
	Middle zone	242	227
	Bottom zone	239	220
	Average	223	222

\* Separate addition of char to pellet bed  
\*\* Granulation of double layers as to the content of char

て造粒、焼成したものである。この結果より同一炭材含有量であつても、2層構造化することによつて中心部の空洞化は抑制することができ、Table 4 に示すように強度は約 200 kg/p まで向上することが可能となつた。

5. 結 言

トラベリンググレート式ペレット焼成炉で炭材内装ペレットを製造する場合の技術的可能性および海外よりの

炭材内装ペレットの入荷に備え、その焼成試験を行い次のような知見を得た。

1) 実機に近い条件で操業が可能なポットグレート炉の設置および炭材内装ペレットの焼成現象をシミュレートするシミュレーションモデルを開発した。そしてシミュレーションによる予測からポットグレート炉の焼成条件を設定し焼成試験を行つた。この結果をもとにモデルの精度を向上させ実機のヒートパターンを予測を可能とした。

2) 炭材内装量が1%以上になると成品ペレットの空洞化、き裂の発生が顕著になり強度低下が著しくなる。今回の焼成試験では炭材の種類によらず、その内装量の限界は約1%と推定された。

3) 炭種のペレット性状におよぼす影響を調べた結果、揮発分の多い石炭では成品ペレットのき裂の発生、空洞化が促進されること、コークスはその硬度のため粒度が粗く成品ペレットに同様の傾向がみられることが確認された。また炭材粒度はペレットフィードと同程度あるいはそれ以下の粒度が強度維持のために望ましく、今回選択した炭材ではチャーが望ましいと考えられた。

3) 炭材内装量の供給熱量低減におよぼす影響をチャーを例に調べた結果、1%内装で約80000 kcal/tの供給熱量の代替(重油換算で7~8 l/t)が期待できた。

4) 新しい炭材内装ペレットの製造技術を検討した。ペレット層内の品質のばらつきに対しては炭材のペレット層への分割添加によるヒートパターンの改善が効果的であつた。またペレットの強度向上には2層構造化ペレットが効果的であつた。

記号

- $a_p$ : ペレットの比表面積 [cm<sup>2</sup>/cm<sup>3</sup>]
- $c_g, c_s$ : 焼成ガス, ペレットの比熱 [cal/g·°C]
- $d_p$ : ペレットの粒径 [cm]
- $D_o$ : 粒内有効拡散係数 [cm<sup>2</sup>/s]
- $g_o$ : 重力換算係数 [kg·cm/kg·min<sup>2</sup>]
- $h, h_p$ : 熱伝達係数 [cal/cm<sup>2</sup>·s·°C]
- $H, H^*$ : 湿度, 飽和湿度 [g H<sub>2</sub>O/g]
- $k_i$ : 反応速度定数 [cm/s]
- $k_c, k_g$ : 境界物質移動係数 [g/s·cm<sup>2</sup>], [cm/s]
- $L$ : ペレットの層厚 [cm]
- $n$ : 微分層内のペレットの個数 [-]
- $p_{O_2}$ : 酸素分圧 [atm]
- $\Delta p$ : ペレット層の差圧 [kg/cm<sup>2</sup>]
- $r, r_o$ : ペレットの反応界面半径, 半径 [cm]
- $R_o^*$ : ペレット水分の蒸発速度 [gH<sub>2</sub>O/cm<sup>2</sup>·s]
- $R_g$ : ガス定数 [atm·cm<sup>3</sup>/mol·deg]
- $R_1^*$ : ペレット1個の反応速度 [mol/s·個]
- $r_1^*$ : 微分層での反応速度 [mol/s]
- $S$ : 微分層断面積 [cm<sup>2</sup>]
- $t_g, t_s, t_m, t_r, t_o, t_w$ : ガス, ペレット表面, 平均, 界面, 初期, 湿球温度 [°C]

- $u$ : ガス流速 [cm/s] [cm/min]
- $w, w_o, w_e$ : ペレット水分, 限界水分, 平衡水分 [-]
- $y_i$ : 特定ガス成分濃度 [mol/cm<sup>3</sup>]
- $z$ : 距離 [cm]
- $\rho_g, \rho_s$ : ガス, ペレットの密度 [g/cm<sup>3</sup>], [kg/cm<sup>3</sup>]
- $\epsilon$ : 層空間率 [-]
- $\mu$ : 混合ガスの粘度 [kg/min·cm]
- $\lambda_w, \lambda_m$ :  $t_w, t_m$  における蒸発潜熱 [cal/g·H<sub>2</sub>O]
- $\theta$ : 時間 [s]
- $\Delta H_1$ : エンタルピー変化 [cal/mol]
- $\kappa$ : ペレットの熱伝導度 [cal/cm·s·°C]
- 添字  $i$ :  $i=1, 2, 3$  それぞれ炭材, 石灰石, マグネタイトを表す

文 献

- 1) 日本鉄鋼協会共同研究会: 第59回製鉄部会 (1981. 11) 神戸製鋼所 (私信)
- 2) M. CROSS and R. W. YOUNG: Ironmaking and Steelmaking, 3 (1976), p. 129
- 3) V. VENKATESWARAN and J. K. BRIMACOMBE: Met. Trans., 8B (1977), p. 387
- 4) J. K. BRIMACOMBE and A. P. WATKINSON: Met. Trans., 9B (1978), p. 201
- 5) J. K. BRIMACOMBE and A. P. WATKINSON: Met. Trans., 9B (1978), p. 209
- 6) P. O. PAPE, R. D. FRANS, and G. H. GEIGER: Ironmaking and Steelmaking, 3 (1976), p. 138
- 7) 桐原良三: 化学機械の理論と計算 (1979), p. 358 [産業図書]
- 8) S. ERGUN: Chem. Eng. Progr., 48 (1952), p. 89
- 9) W. E. RANZ: Chem. Eng. Progr., 48 (1952), p. 141
- 10) T. K. SHEWOOD: Properties of Gases and Liquids (1966), p. 399 [McGraw Hill]
- 11) C. R. WILKE: Indust. Eng. Chem., 43 (1951), p. 1641
- 12) C. R. WILKE: AIChEJ, 8 (1962), p. 221
- 13) 藤田重文: 化学工学, 28 (1964), p. 251
- 14) 佐藤一雄: 物性定数推算法 (1968), p. 137 [丸善]
- 15) O. A. HOUGEN: AIChEJ, 41 (1945), p. 445
- 16) 化学工学便覧 (化学工学協会編) (1968), p. 37 [丸善]
- 17) KUBASHEWSKI: 金属熱化学 (1968), p. 244 [産業図書]
- 18) H. C. HOTTEL: Indust. Eng. Chem., 28 (1936), p. 1334
- 19) 八木順一郎, 田村健二, 鞭 巖: 日本金属学会誌, 31 (1967), p. 103
- 20) G. BITSIANES and D. PAPANASTASSION: Met. Trans., 4 (1973), p. 487
- 21) G. D. SMITH: 偏微分方程式の解法 (1979), p. 10 [サイエンス社]
- 22) 金子伝太郎, 小野田守: 日本鉱業会誌, 94 (1978) 1090, p. 851
- 23) C. A. CZAKO, J. J. CLARK, and C. J. NELSON: Agglomeration (1977), p. 243 [AIME]
- 24) 小島鴻次郎, 稲角忠弘: 鉄と鋼, 56 (1970), p. 1789
- 25) 鉄鋼便覧日本鉄鋼協会編 (1979), p. 154 [丸善]