



流動床プロセス基本設計モデルの開発と石炭の乾燥、加熱および分級プロセスの検討

永井 和範*・鈴木 淳*・砂川 辰則*²・須山 真一*³

Development of Basic Design Model for Fluidized Bed and Study of Coal Drying, Heating and Classification Process on Fluidized Bed

Kazunori NAGAI, Atsushi SUZUKI, Tatsunori SUNAGAWA and Shinichi SUYAMA

Synopsis: SCOPE21 (Super Coke Oven for Productivity and Environmental enhancement toward 21st century) process was performed as a national project for the purpose of development of the next generation coke-making technology.

In this process coal is pre-treated by a fluidized bed for drying, heating and classification.

In this study, by bench plant examination and pilot plant examination, the quantitative elucidation of the phenomenon in the fluidized bed was elucidated for establishment of the basic design model of a fluidized bed process.

As a result, by this model developed newly, a process design and process evaluation of a fluidized bed process became possible.

Key words: coal; coke; fluidized bed; SCOPE21; drying; heating; classification; basic design; process design.

1. 緒言

次世代コークス製造技術の開発を目的として、SCOPE21 (Super Coke Oven for Productivity and Environmental enhancement toward 21st century)の開発¹⁻⁵⁾が、国家プロジェクトとして進められてきた。

このSCOPE21プロセスにおいては、石炭の事前処理として、流動床プロセスを用いて石炭の乾燥、加熱および分級処理が同時に行なわれる。石炭事前処理として採用されている従来の流動床プロセス⁶⁾は、湿炭の乾燥と微粉炭、粗粒炭の分級が目的であり、石炭粒子の加熱温度も70°Cから80°C程度と低い。それに対し、SCOPE21プロセスでは、流動床プロセスの後段にある気流塔プロセスでの急速加熱の事前加熱として、250°Cから350°C程度の高温までの加熱^{4,5)}が要求されている。

本研究では、微粉塊成炭配合設備(DAPS)^{6,7)}等の知見に基づき筆者らが確立した流動床プロセス基本設計モデルをベースとして、SCOPE21における流動床プロセス基本設計モデルの開発を行う事を目的とした。この目的を達成するため、冷間分級試験⁸⁾、ベンチプラント(以下BP)試験およびパイロットプラント(以下PP)試験を実施し、流動床プロセス内の熱移動現象と物質移動現象の定量的解明を行った。この結果、流動床プロセス内現象の定量的解明

に基づき新しく開発した流動床プロセス基本設計モデルにより、プロセス設計とプロセス評価が可能となった。

2. 流動床プロセスの概要

SCOPE21における流動床プロセスの概略(石炭粒子の対流方向、流動床長手方向の分割槽数5槽の場合)をFig. 1に示す。原料炭ホッパーから#1槽に供給された石炭粒子は、熱風発生器から供給される熱風ガスによって乾燥、加熱されるとともに、粗粒炭と微粉炭に分級される。乾燥、加熱および分級された粗粒炭は、流動床出側のロータリーバルブで排出され乾燥粗粒炭ホッパーに貯蔵される。微粉炭の内、#1~#3槽(乾燥・加熱ゾーン)で飛出した微粉炭は、サイクロンで捕集された後、更に温度をあげるため#5槽のフリーボード部に供給され、#4、#5槽(加熱・分級ゾーン)で飛出した微粉炭とともに流動床加熱排ガスによって再加熱後、サイクロンで捕集され、乾燥微粉炭ホッパーに貯蔵される。乾燥ゾーンの熱風排ガスのうち余剰ガス(熱風発生炉からの熱風供給分および石炭中水分の蒸発分)が放散され、残りの熱風排ガスは分級ゾーンからの熱風排ガスとともに熱風発生炉で再加熱され循環使用される。

本プロセスの達成すべき機能を、具体的な目標値の例と

平成16年1月8日受付 平成16年6月21日受理 (Received on Jan. 8, 2004; Accepted on June 21, 2004)

* 新日本製鐵(株)環境・プロセス研究開発センター (Environment & Process Technology Center, Nippon Steel Corp., 20-1 Shintomi Futtsu 299-8511)

* 2 新日本製鐵(株)環境・プロセス研究開発センター(現:(株)日鉄技術情報センター) (Environment & Process Technology Center, Nippon Steel Corp., now JICST)

* 3 (社)日本鉄鋼連盟(現:住友金属工業(株)) (The Japan Iron and Steel Federation, now Sumitomo Metal Industries, Ltd.)

ともに示す。

- (1) 石炭の分級：粉碎した石炭を所定の分級点（例えば、0.5 mm）にて分級する。
- (2) 石炭の乾燥：約10 wt%水分を含む石炭を乾燥する。
- (3) 石炭の加熱：粗粒炭、微粉炭を所定温度（例えば、250°Cから300°C）まで加熱する。

3. 検討内容

流動床プロセスにおける設備基本仕様（流動床幅、長さ等）および操作条件（熱風ガス温度、熱風ガス空塔速度等）の最適化のためFig. 2に示したフローで検討を行なった。

流動床プロセスでは、後段のプロセスである気流加熱プロセス、熱間成型プロセスから要求される石炭粒子の乾燥条件、加熱条件および分級条件を満足させることが必要である。しかし、流動床では槽内の乱流拡散により滞留時間分布を有するが、滞留時間や乱流拡散の度合い（ペクレ数 $Pe = u \cdot L / D_s [-]$ 、 u ：平均移動速度[m/s]、 L ：流動槽流れ方向の各槽長さ[m]、 D_s ：乱流拡散係数[m²/s]）等により石炭粒子の乾燥、加熱特性、すなわち温度、水分率の分布は変化する。したがって、流動床プロセスの最適化のためには、乱流拡散特性（滞留時間分布）および分級特性を精度

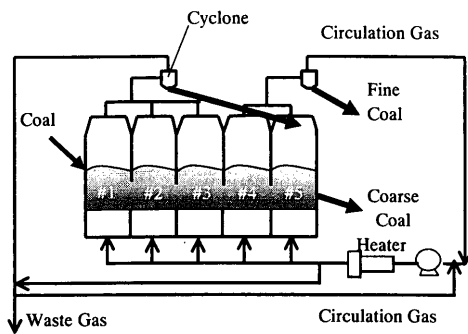


Fig. 1. Schematic illustration of fluidized bed process.

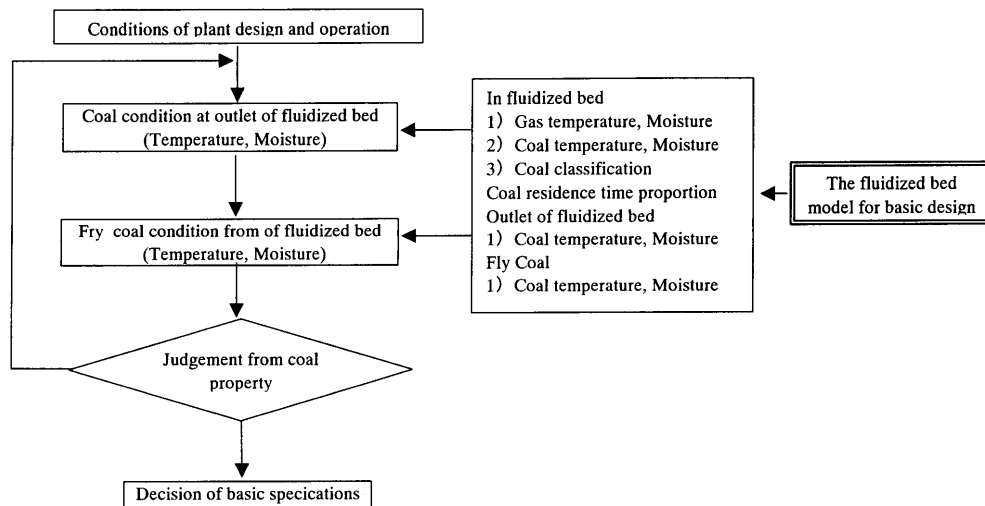


Fig. 2. Concept of fluid bed model for basic process design.

よく把握することが必要である。本開発では、これらを考慮した流動床プロセス基本設計モデルを構築し、本モデルを用いてBP試験、PP試験にて操作解析、評価を行った。検討結果を5.2に示す。

また、本モデルを用いて乾燥、加熱および分級特性を解析し、加熱速度等の石炭品質に及ぼす影響を評価した結果を5.3に示す。

4. 流動床モデルの構築

4.1 流動床プロセスにおける乾燥、加熱および分級の基礎方程式

流動床プロセスにおける加熱、乾燥および分級の基礎方程式⁹⁾として以下の(1)~(6)式に示す式を用いた。(1)式は、石炭粒子の質量保存式であり、左辺第一項は非定常項、第二項は対流項、右辺第一項は流動床内での石炭のバックミキシングを考慮した乱流拡散項、第二項は分級による飛出し項である。(2)式は、石炭粒子中水分の質量保存式であり、右辺第二項は水分蒸発項である。(3)式は、熱風加熱ガスの質量保存式であり、右辺第二項は水分蒸発項である。(4)式は熱風加熱ガスの状態方程式である。(5)式は、石炭粒子のエネルギー保存式であり、右辺第二項は対流伝熱項であり、第三項は蒸発潜熱項である。(6)式は、熱風加熱ガスのエネルギー保存式であり、右辺第二項は対流伝熱項である。

流動床内は、石炭粒子の対流方向（流動床長手方向）をX軸とした。石炭の対流方向の任意のX点では、流動床の幅方向、熱風加熱ガスの流れ方向（高さ方向）で、石炭粒子条件や熱風加熱ガス条件に差異はないと仮定し、石炭の対流方向（長手方向）座標Xのみの一次元座標軸で考えた。

石炭粒子の質量保存

$$\frac{\partial(m_t \cdot f(j))}{\partial t} + \frac{\partial(m_t \cdot f(j) \cdot \bar{U})}{\partial X} = \frac{\partial^2(Ds(j) \cdot m_t \cdot f(j))}{\partial X^2} - K \cdot f(j)$$

$$m_t = \sum m(j) = \sum \{\rho_s(j) \cdot B \cdot Z_r \cdot (1 - \epsilon_r) \cdot f(j)\} \dots\dots\dots(1)$$

$$m(j) = m_t \cdot f(j)$$

石炭粒子中水分の質量保存

$$\frac{\partial(\rho_s(j) \cdot w_s(j))}{\partial t} + \frac{\partial(\rho_s(j) \cdot w_s(j) \cdot \bar{U})}{\partial X} = \frac{\partial^2(\rho_s(j) \cdot w_s(j) \cdot Ds(j))}{\partial X^2} - R(j) \cdot a(j) \dots\dots\dots(2)$$

ガスの質量保存式

$$\frac{\partial \rho_g}{\partial t} = \frac{\rho_{gi} \cdot U_{gi} - \rho_{go} \cdot U_{go}}{Z_r \cdot \epsilon_r} + \sum_{j=1}^n \frac{R(j) \cdot a(j) \cdot (1 - \epsilon_r)}{\epsilon_r} f(j) \dots\dots\dots(3)$$

ガスの状態保存式

$$p/\rho_g = R \cdot T/M \dots\dots\dots(4)$$

石炭粒子のエネルギー保存式

$$\frac{\partial(\rho_s(j) \cdot Cp_s(j) \cdot T_s(j))}{\partial t} + \frac{\partial(\rho_s(j) \cdot Cp_s(j) \cdot \bar{U} \cdot T_s(j))}{\partial X} = \frac{\partial^2(\rho_s(j) \cdot Ds(j) \cdot Cp_s(j) \cdot T_s(j))}{\partial X^2} + h_{s-g}(j) \cdot a(j) \cdot (T_{gr} - T_s(j)) - R(j) \cdot a(j) \cdot \Delta H \dots\dots\dots(5)$$

ガスのエネルギー保存式

$$\frac{\partial(\rho_g \cdot Cp_g \cdot T_g)}{\partial t} = \frac{\rho_{gi} \cdot U_{gi} \cdot Cp_{gi} \cdot T_{gi} - \rho_{go} \cdot U_{go} \cdot Cp_{go} \cdot T_{go}}{Z_r \cdot \epsilon_r} - \sum_{j=1}^n \frac{h_{s-g}(j) \cdot a(j) \cdot (1 - \epsilon_r) \cdot (T_{gr} - T_s(j))}{\epsilon_r} f(j) \dots\dots\dots(6)$$

石炭粒子および石炭粒子中水分の質量保存式とエネルギー保存方程式については、粒度分布区分 (j=1~n, 例えば0~6 mmの粒度分布をn=7分割) し、それぞれの粒度の粒子について連立して解析した。これにより、粒度分布区分毎の滞留時間分布、分級率および石炭粒子温度分布、水分率等が算出できる。本モデルの各支配方程式においてプロセス現象の解明にかかわる諸因子について以下に述べる。

4.2 石炭粒子の乱流拡散係数 Ds

石炭粒子の質量保存方程式(1)中に示される石炭粒子の乱流拡散係数 Ds [m²/s]は、L. Nilssonの式¹⁰⁾に対し、今回のBP試験およびPP試験で得られた流動床内ガス、石炭温度分布、分級特性等の実験結果に基づき、Nilssonの式を7倍した(7)式に示される式を導出し採用した。なお、均一混合性の大きい、すなわちペクレ数の小さい冷間試験から

導出した値⁸⁾に対し、ピストンフロー的要素のある、すなわちペクレ数の大きいBP試験およびPP試験のデータをベースに乱流拡散係数Dsの値を見直している。

$$Ds = [10.43 \times \{0.01 \times (Z_r - 0.05) + 0.000168 \times \rho_g (u_g u_{mf}) u_{mf}^{0.23}\}] / u_{mf}^{1/3} \dots\dots\dots(7)$$

4.3 石炭粒子の飛出し速度定数 K

石炭粒子の質量保存式(1)中に示したように、石炭粒子の飛出し量は、飛出し部位における粒度区分jの石炭粒子の重量分率f(j)[-]と飛出し速度定数K(j)[kg/m²·s]の積で定義した。ここで、飛出し速度定数K(j)[-]は石炭粒子の飛出し部位のガス流速V_g[m/s]と終末速度U_{t(j)}[m/s]の比V_g/U_{t(j)}[-]の関数としてモデル化した。各々の係数は、まず冷間分級試験 (n=12条件)⁸⁾の分級率(飛出し量)のみの合せ込みで求めた。最終的には、BP試験およびPP試験結果において、粒度分布毎の分級特性を合せ込み、式(8)において、α=1.8、β=0.59とした。

$$K(j) = \alpha \cdot (V_g / u_{t(j)} - \beta) \dots\dots\dots(8)$$

流動床における分級特性に関して速度論を扱った文献は少ない。特に、今回のSCOPE21の様な均一混合でもピストンフローでもない乱流拡散を伴う流動床での分級特性の速度論の例は、ほとんどない。今回、流動床の乱流拡散特性を分級特性と分離して定量的に解明する事により、分級特性を定量的に解明できた。これにより、流動床内での分級特性の速度論が、式(1)、式(7)および今回導出した式(8)を用いて扱えるようになった。

4.4 蒸発速度 R

Fig. 3に示す石炭乾燥曲線実測値をベースに、蒸発速度R[kg/m²·s]を解析し、Fig. 4に示すように恒率乾燥、減率乾燥に区分した蒸発速度Rを求めた。水分4%以上では恒率乾燥領域であり熱風加熱ガスから与えられた熱量h_{s-g}·(T_{gr}-T_s)[W/m²]に比例した蒸発速度R₀[kg/m²·s]で乾燥するが、水分4%以下では減率乾燥領域であり熱風加熱ガスから与えられ熱量に対し、式(10)に示す蒸発速度Rとなる。

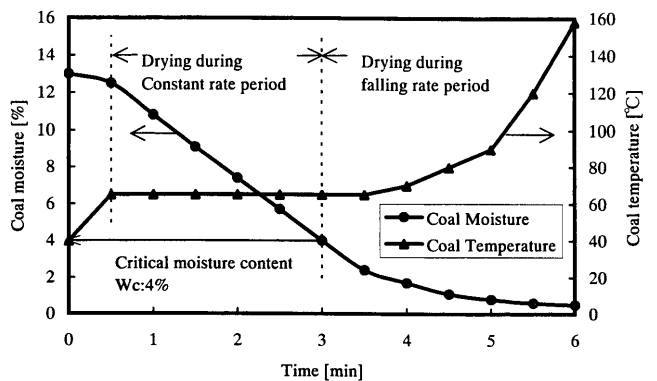


Fig. 3. Coal drying curve.

$$R_0 = h_{s-g} \cdot (T_{gf} - T_s) / \Delta H \dots\dots\dots (9)$$

$$R = R_0 \cdot w_s / w_c \dots\dots\dots (10)$$

$$Nu = h_{s-g} \cdot d_s / \lambda_g$$

$$Re = d_s \cdot U_g \cdot \rho_g / \mu_g$$

4.5 ガス-石炭粒子間熱伝達係数 h_{s-g}

ガス-石炭粒子間熱伝達係数 h_{s-g} [kcal/m²·h·°C], レイノズル数 ($Re = u \cdot d / \nu$ [-], u : 熱風ガス流速 [m/s], d : 石炭粒径 [m], 熱風ガス動粘性係数 ν [m²/s]) の高い領域 ($Re \geq 70$) では連続流動床の実験式 (9)^{11,13}, Re の低い領域 ($Re < 70$) では Ranz-Marshall の式 (10)^{12,13} を, 採用した。なお, SCOPE21 で検討した Re 範囲は, $7 < Re < 600$ である。

$$Nu = 4 \times 10^{-3} \cdot Re^{1.5} \dots\dots\dots (11)$$

$$Nu = 2 + 0.6 \cdot Re^{1/2} \cdot Pr^{1/3} \dots\dots\dots (12)$$

粒子径が小さくかつ水分率の高い石炭粒子は, 凝集により比表面積が小さくなるため, 式(11), 式(12)から求めた h_{s-g} では大きな値となる。ここで, 水分率3%以上で粒径 0.735 mm 以下の粒子については, Fig. 5¹⁴) に示すような補正值 L [-] を用いて, 凝集による伝熱特性悪化の影響を補正した h'_{s-g} を用いた。

$$h'_{s-g} = L \cdot h_{s-g} \dots\dots\dots (13)$$

5. 基本設計モデル検討

5.1 BP試験およびPP試験概要

SCOPE21 の開発⁵⁾においては平成10, 11年度にはBP試験を実施し, 平成14年度にPP試験を実施した。各試験においては, 本流動床プロセス基本設計モデルを用いて試験設備の基本仕様の決定および操業結果の解析を行い, 本モデルの検証を行った。各試験設備の基本仕様を Table 1 に示す。

5.2 操業解析およびモデル検証

5.2.1 試験条件

BP試験およびPP試験ではエンジニアリングデータの採取を目的とした試験として, Table 2 の条件にて試験を実施した。これらの試験結果に基づきモデルの検証を行った。

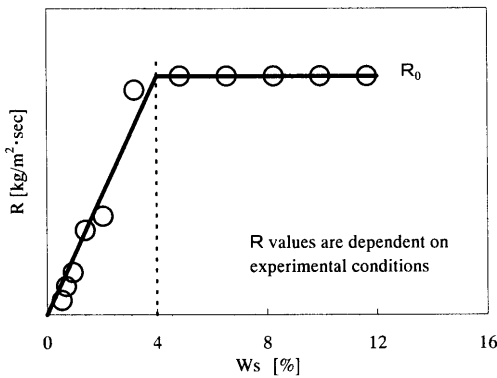


Fig. 4. Drying characteristic curve.

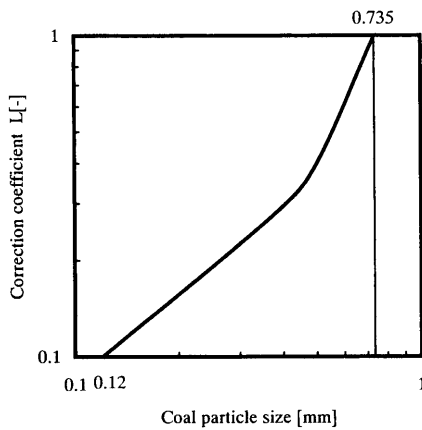


Fig. 5. Correction coefficient for heat transfer coefficient at small particle.

Table 1. Specification of experimental plant.

	Bench Plant	Pilot Plant
Number of chamber	3	5
Length (m)	0.95	7.0
Width (m)	0.25	0.5
Height of bed (m)	0.3	0.3
Height of chamber partition (m)	0.1	0.5
Velocity of hot gas (m/s)	4.5	4.5
Gas velocity at free board (m/s)		
#1 chamber	1.0	0.5
#2 chamber	1.0	1.0
#3 chamber	1.0	1.0
#4 chamber	-	2.0
#5 chamber	-	2.0
Inlet gas temperature (°C)	270~410	295~390
Coal treatment capacity (t-dry/h)	0.6	6
Coal moisture (%)	10.2	10.2

Table 2. Condition of experiment.

No.		Bench Plant						Pilot Plant					
		BP-1	BP-2	BP-3	BP-4	BP-5	BP-6	PP-1	PP-2	PP-3	PP-4	PP-5	PP-6
Coal throughput	t/h	0.621	0.644	0.601	0.644	0.566	0.566	5.8	5.8	5.8	5.8	5.8	5.8
Coal blend													
Coking coal	%	50	50	50	50	0	100	50	50	50	50	50	50
Poor coking coal	%	50	50	50	50	100	0	50	50	50	50	50	50
Moisture ratio	%	8.2	8.4	9.1	8.1	9.0	9.0	8.8	7.5	8.3	8.8	8.8	9.0
Inlet gas volume	Nm ³ /h	1,570	1,570	1,570	1,570	2,849	2,849	26,500	26,500	26,500	26,500	26,500	26,500
Inlet gas temperature	°C	407	403	405	402	410	410	295	345	295	380	380	365
Height of partition	mm	100	500	30	500	30	30	500	500	500	500	500	500
Height of static bed	mm	260	260	260	140	260	260	300	300	100	300	100	300

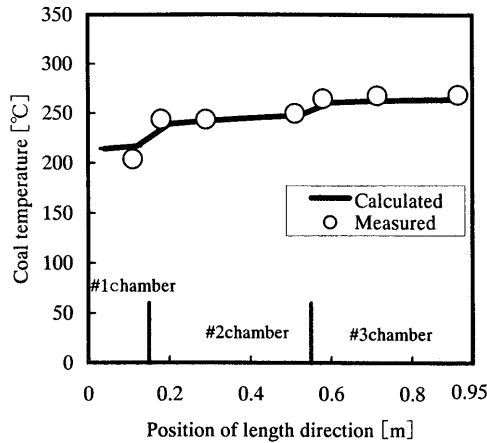


Fig. 6. Comparison of measured and calculated temperature at bench plant. (BP-3)

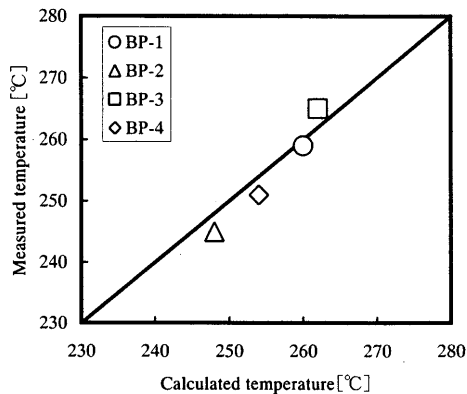


Fig. 7. Comparison of measured and calculated coarse coal temperature at bench plant.

5.2.2 流動床乾燥、加熱特性

本モデルでの解析値と各試験の実測値の比較を行った。Fig. 6にTable 1に示したBP-2条件における流動床内の温度分布の実測値と解析値の比較を、Fig. 7にBP各試験条件での本モデルでの実測値と解析値を比較した結果を示す。実測値は流動床内に挿入した熱電対温度計の値であり、石炭温度を測定していると見なせる（流動床内熱風加熱ガス温度と石炭温度の差は2~12°C程度と小さい。特に最終槽での温度差は2°C程度と小さい）。

Fig. 6に示されるようにBP試験での乱流拡散による混合の影響が大きい流動床内の現象を本モデルが精度よく推定できることを確認した。一方、Fig. 8にPP試験条件PP-2での流動槽長手方向の石炭温度分布の測定値を示す。また、本モデルでの解析結果を太線で示す。乱流拡散係数Dsの温度分布に与える影響を見るため、(7)式で算出される乱流拡散係数Dsを、0（ピストンフロー）から1.4倍まで変化させて場合の解析値をプロットした。

今回算出した(7)式を用いることにより流動床内の石炭の温度分布を精度よく推定できることがわかる。Fig. 9にはPP試験条件PP-1~3の条件での#1~#4槽での石炭温度の実測値と解析値の比較(○)、最終槽である#5槽の実測値と

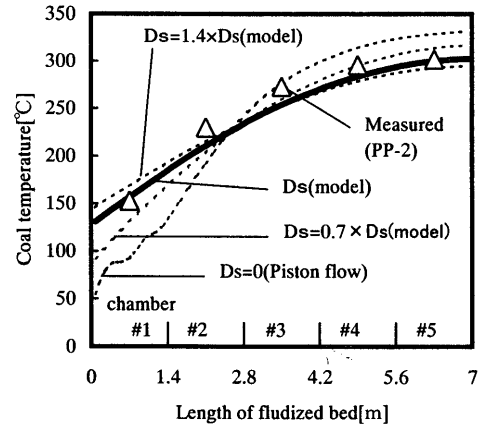


Fig. 8. Comparison of measured and calculated temperature at pilot plant. (PP-2)

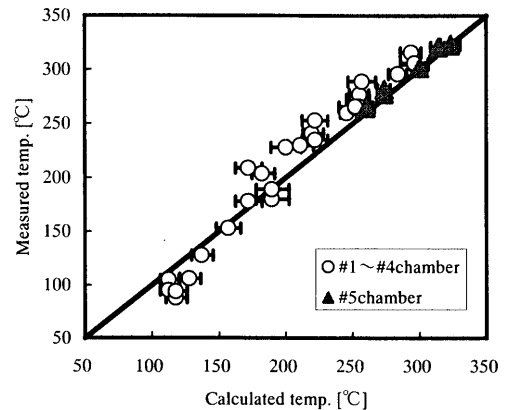


Fig. 9. Comparison of measured and calculated coarse coal temperature at pilot plant. (PP-1, 2, 3)

解析値との比較(▲)を示す（各プロットにおけるエラーバーの値は石炭投入速度±10%の変化による流動床内石炭粒子の温度変化対応量に対応した解析結果を示す）。#5槽の石炭温度実測値（流動床排出石炭温度-2°C）と解析値がよく一致している。

したがって、今回提示した(7)式を用いることにより、石炭粒子の乱流拡散をともなう流動床内の物質移動現象が推定可能となった。このことより、本モデルで流動床内の乾燥・加熱特性を定量的に精度高く説明できるものと考えられる。

5.2.3 分級特性評価

PP試験条件PP-2での流動床から排出した微粉、粗粒炭の粒度分布の実測値と解析値の比較をFig.10に示す。実測値、解析値共に、設定分級点0.5mmで分級できている事がわかる。また、粗粒炭中の微粉(<0.5mm)混入率は実測値3.5%（解析値3.8%）、微粉炭中の粗粒炭(>0.5mm)混入率は実測値3.9%（解析値5.1%）と小さく、実測値と解析値がほぼ一致している。供試原料の粒度分布に対し、分級後の粗粒炭と微粉炭の合計の粒度分布はほぼ等しい。

以上の結果、本モデルにより、分級特性の評価が可能であることが明確になった。

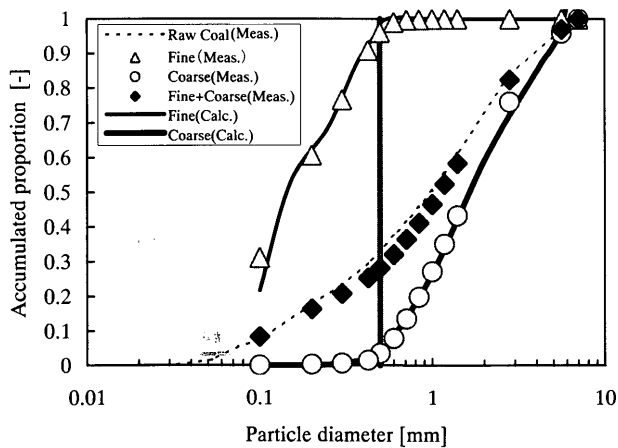


Fig. 10. Coal classification property. (PP-2)

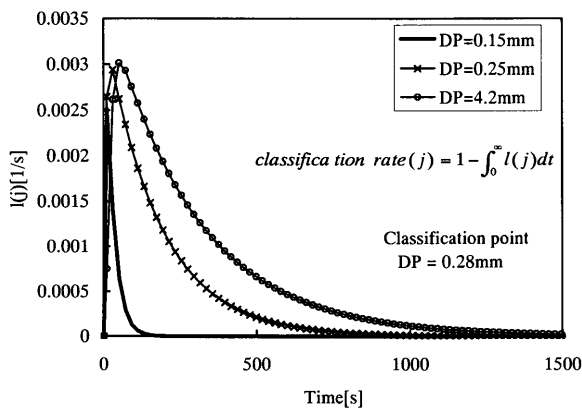


Fig. 11. Coal residence time in fluidized bed. (BP-2)

5.2.4 流動床内石炭粒子の滞留時間分布

5.2.2, 5.2.3に示す様に、石炭粒子のバックミキシングを考慮した乱流拡散現象を定量的に取り込んだ本基本設計モデルで石炭の乾燥、加熱および分級特性が精度高く推定できることが明らかになった。このことより、本モデルを用いて算出した粗粒炭として排出される粒子の滞留時間分布は、現象を正しく表現していると見なせる。一例として、BP試験条件BP-2（分級点粒径0.28 mm，篩上効率=篩下効率=96%）における石炭粒子の粒度分布区分毎（代表粒径DP=0.15 mm，0.25 mm，4.2 mm）の滞留時間分布をFig.11に示す。

この試験条件での平均滞留時間τは約270sであるが、流動床内での石炭粒子の乱流拡散現象および粒子飛出し現象により、石炭粒子の粒径の違いで滞留時間分布が異なることがわかる。DP=0.15 mmと粒径の小さい粒子の場合は、滞留時間分布は平均滞留時間に比べて滞留時間が短い粒子のみが粗粒炭側に排出される。この粒径の粒子の分級率は94%である。DP=4.2 mmと粒径の大きい粒子の場合は、分級率が0%であり、滞留時間分布の拡がり大きい。一方、DP=0.25 mmと分級点粒径より若干小さい粒径の粒子場合は、分級率は47%である。この様に、分級特性が定量的に評価できるので、最適な分級特性をもつプロセス設

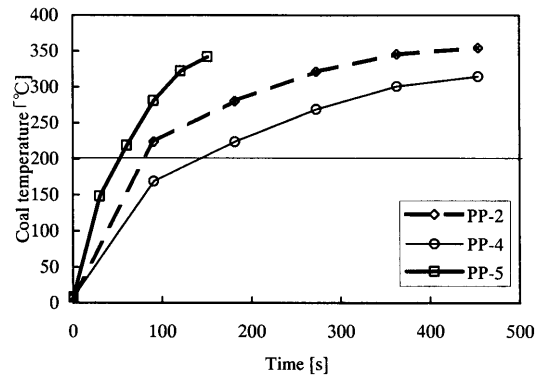


Fig. 12. Coarse coal heating pattern at pilot plant.

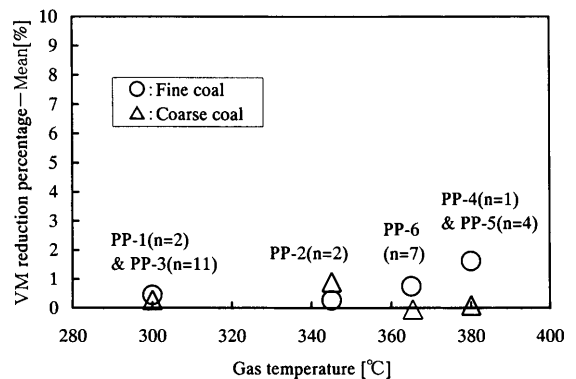


Fig. 13. VM reduction percentage in fluidized bed process at pilot plant. (PP-1, 2, 3, 4, 5, 6) n: Number of experiment.

計が可能となる。

5.3 流動床内の石炭品質

5.3.1 流動床設備での石炭粉化の評価

Fig.10に示したように、供試原料の粒度分布に対し、分級後の粗粒炭と微粉炭の合計の粒度分布はほぼ等しく、微粉炭の増加は認められない。これは、流動床内では熱風ガス流速が低いためと推定される。このことから、流動床設備（流動床本体とサイクロン）では、石炭はほとんど粉化しないと推察される。

5.3.2 流動床加熱による石炭の揮発分変化

BP試験において、流動床の熱風加熱ガス温度410°C以上(BP-5, 6)では、粗粒炭、微粒炭ともに一割程度の石炭粒子に発泡が観察され、石炭品質が劣化することが確認された。PP試験においては、過加熱による石炭劣化回避条件を確認するため、熱風加熱ガス温度380°C以下（PP-1~6、粗粒炭排出最高温度350°C）の試験を実施して、揮発分(VM)変化量を測定した。例として、PP試験条件PP-2, 4, 5での粗粒炭の平均加熱パターンをFig.12に示す。流動床プロセスでの加熱速度は、石炭温度が200°C超の領域では、30~100°C/min程度である。この加熱速度は、気流塔^{5,15)}での昇温速度1000~10000°C/minに比べて小さい。

PP試験での粗粒炭および微粉炭のVM変化量をFig.13に示す。熱風加熱ガス温度が380°C以下での粗粒炭のVM減

少率は、1%以下と小さい。また微粉炭のVM減少率も1.6%以下と小さい。さらに、この温度範囲内では、粗粒炭、微粒炭ともに発泡は認められなかった。

以上の実験結果より、SCOPE21で想定している流動床プロセスでの石炭の加熱速度、温度領域では、粉化や発泡、VM減少等の石炭の劣化はないことがわかった。

6. 結言

SCOPE21の開発において、石炭事前処理流動床プロセスの検討を、BP試験、PP試験および解析により実行し、次の結論を得た。

(1) 流動床プロセスにおける石炭の乾燥、加熱および分級現象を、BPおよびPP試験により、定量的に解明することにより、SCOPE21流動床プロセスのプロセス基本設計モデルを構築した。

(2) 流動床プロセス基本設計モデルによる解析結果とBP試験、PP試験結果との比較を行い、モデルの妥当性を検証した。

(3) この事より、今回開発した流動床プロセス基本設計モデルにより、SCOPE21の石炭事前処理としての流動床プロセスの基本設計やプロセス評価が可能となった。

(4) 流動床プロセスでの350°C程度の高温加熱（最高熱風温度380°C）において、石炭粒子の発泡、割れおよび揮発分の減少等の品質劣化が発生しないことを確認した。

最後に、本研究は石炭生産・利用技術振興費補助金の石炭燃焼技術開発（石炭高度転換コークス製造技術）に係る研究の一環として実施されたものであり、ここに関係各位に感謝の意を表します。

記号

X : 流動床長手方向位置	[m]
\bar{U} : 石炭粒子平均移動速度	[m/s]
$f(j)$: 石炭重量分率	[-]
ρ_s : 石炭粒子密度	[kg/m ³]
w_s : 石炭粒子水分率	[kg/kg]
T_s : 石炭粒子温度	[K]
h_{s-g} : ガス-石炭粒子間の熱伝達係数	[W/m ² K]
ρ_g : ガス密度	[kg/m ³]
ε_f : 流動化時の空隙率	

T_{gf} : 流動床内ガス温度	[K]
$C_{p,g}$: ガス定圧比熱	[kJ/kg·K]
P : 圧力	[kPa]
B : 流動床幅	[m]
$K(j)$: 飛出し速度定数	[kg/m·s]
D_s : 石炭粒子の乱流拡散係数	[m ² /s]
$R(j)$: 蒸発速度	[kg/m ² ·s]
a : 石炭粒子の比表面積	[m ² /m ³]
$C_{p,s}$: 石炭粒子定圧比熱	[kJ/kg·K]
ΔH : 蒸発潜熱	[kJ/kg]
u_g : ガス流速	[m/s]
Z_f : 流動化高さ	[m]
T_g : ガス温度	[K]
R : ガス定数	[kJ/mol·K]
M : 分子量	
$m(j)$: 粒度毎の石炭量	[kg/m]
m_t : トータルの石炭量	[kg/m]
u_{mr} : 最小流動化速度	[m/s]
v_g : 分級部のガス流速	[m/s]
$u_t(j)$: 石炭粒子の終末速度	[m/s]
α, β : 係数	
R_0 : 恒率乾燥時の蒸発速度	[kg/m ² ·s]
w_s : 石炭中の水分率	[%]
w_c : 限界水分率	[%]
λ_g : ガスの熱伝導率	[W/m·K]
μ_g : ガスの粘性係数	[kg/m·s]
j : 粒径区分	[-]

文 献

- 1) K.Nishioka: Proc. 1st Int. Cong. on Science and Technology of Iron-making (ICSTI '94), ISIJ, Tokyo, (1994), 378.
- 2) S.Kubo: Proc. 3rd Int. Cokemaking Cong., CRM, Liege, (1996), 279.
- 3) K.Nishioka: Proc. 3rd Int. Cokemaking Cong., CRM, Liege, (1996), 285.
- 4) M.Matsuura, M.Sasaki, K.Saito, K.Kato and I.Komaki: *Tetsu-to-Hagané*, **89** (2003), 565.
- 5) K.Nishioka, H.Oshima, I.Sugiyama and H.Fujikawa: *CAMP-ISIJ*, **16** (2003), 740.
- 6) S.Tanaka, K.Okanishi, A.Kikuchi and Y.Yamamura: 56th Ironmaking Conf. Proc., ISS, Chicago, (1997), 139.
- 7) Y.Nakashima, S.Mochizuki, S.Ito, K.Nakagawa, Y.Nishimoto and K.Kobayashi: Proc. 2nd Int. Cokemaking Cong., CRM, Liege, (1992), 518.
- 8) 須山真一, 高谷幸司: 私信, (1998).
- 9) A.Suzuki, K.Nagai and T.Sunagawa: *CAMP-ISIJ*, **16** (2003), 964.
- 10) L.Nilsson and R.Wimmerstedt: *Chem. Eng. Sci.*, **43** (1988), 1153.
- 11) 化学機械技術第15集, 化学工業協会編, 東京, (1963), 22.
- 12) W.E.Ranz and W.R.Marshall, Jr.: *Chem. Eng. Prog.*, **48** (1952), 247.
- 13) 改訂4版化学工学便覧, 化学工学協会編, 丸善, 東京, (1978), 297.
- 14) 桐栄良三: 乾燥装置, 日刊工業新聞社, 東京, (1966), 272.
- 15) M.Matsuura, M.Sasaki and K.Kato: *CAMP-ISIJ*, **16** (2003), 102.