

CDQ 上部プレチャンバーにおける部分燃焼空気吹込みの コークス再加熱現象に及ぼす影響の数値解析

松下 洋介*・八木 哲也*・両角 仁夫*²・青木 秀之*²・三浦 隆利*²・前野 幸彦*³

Numerical Analysis of Effect of Partial Combustion Air Introduction on Coke Re-heating Behavior in CDQ

Yohsuke MATSUSHITA, Tetsuya YAGI, Yoshio MOROZUMI, Hideyuki AOKI, Takatoshi MIURA and Yukihiro MAENO

Synopsis : In this study, the mathematical model for the solid-gas two phase combustion simulation is developed in order to analyze the effect of partial combustion air introduction on coke re-heating behavior in Coke Dry Quencher (CDQ). By introducing combustion air into the pre-chamber of CDQ, the coke quality is expected to be improved. Thus, it is necessary to understand the effect of partial air introduction on transport phenomena in CDQ.

The difference of the transport phenomena such as gas flow, gas and coke temperature and concentration of chemical species in CDQ between with and without partial combustion is mainly discussed in this paper.

Temperature is about 370K higher in both solid and gas phase with partial air than that without partial combustion around the surface of coke bed due to heat release of volatile matters combustion. In the middle of CDQ, however, the simulation results with partial combustion air introduction show the larger decreasing rate of coke temperature than that without air introduction because not only heat transfer between coke and quenching gas but also endoergic reactions such as C-CO₂ and C-H₂O are yielded due to higher temperature and more CO₂ and H₂O. Coke temperature is almost the same, that is 500K, at the bottom of CDQ, coke outlet.

Key words: partial combustion air; cokemaking; CDQ; pre-chamber; numerical simulation.

1. 緒言

近年製鉄業におけるコークス製造分野では、コークス炉の合理化とともに赤熱コークスの冷却工程の見直しが進められている¹⁾。1980年代初頭まで赤熱コークスの冷却法は、散水により冷却を行うコークス湿式消火設備 (Coke Wet Quencher, 以下CWQ) を用いる方法が一般的であり、赤熱コークスの顕熱は水の蒸発潜熱として水蒸気の形で大気中に放散されていた。しかし、省エネルギーの推進や発塵公害抑制のニーズが高まるにつれ、不活性ガスを用いて冷却を行い、赤熱コークスの顕熱を回収するコークス乾式消火設備 (Coke Dry Quencher, 以下CDQと呼ぶ) が積極的に導入された²⁾。特に1994年度からは、国家プロジェクトSCOPE21 (Super Coke Oven for Productivity and Environment Enhancement toward for 21st Century)¹⁾において、コークス製造工程全体の省エネルギー化および環境改善が検討されており、その中の一つとしてCDQを用いた中低温乾留コークスの品質改善法などが研究されている。

コークス炉において乾留されたコークスは通常1000°C以上の高温で窯出しされ、CDQ上部よりバッチ式で投入される。投入されたコークスはCDQ内において充填状態

となり、下部より流入される不活性ガスと向流で接触することにより、その顕熱が回収される。顕熱を回収されたコークスはCDQ下部より排出される。この向流式の熱交換装置を使用することにより、コークス顕熱を回収できることのみならず、従来のCWQと比較して発塵量が少なく、また急激な冷却を避けられるためコークスの亀裂発生も抑えられコークス品質を改善することが可能となる。また、さらなるコークス品質改善策として空気をCDQ上部プレチャンバーへ吹込むことにより、再加熱する方法がある。この再加熱を行うことで従来のものと比較して品質が劣る中温乾留コークスもより品質が改善されると期待されている^{3,4)}。

CDQ内部においてはコークスおよびガスによる流動、伝熱および化学反応などが相互に影響し、複雑な移動現象が起こっているが、これらを総括的に取り扱った研究報告⁵⁾は希少である。そこで本研究では、流動、伝熱および化学反応を考慮したCDQ内移動現象の把握が可能な数学モデルを構築し、CDQ上部プレチャンバー内部への空気吹込みにより生じるコークス部分燃焼による再加熱の効果について検討する。さらにこの条件下において、CDQ内移動現象を定量的に把握することを試みる。

平成16年1月20日受付 平成16年6月22日受理 (Received on Jan. 20, 2004; Accepted on June 22, 2004)

* 東北大学大学院生 (Graduate Student, Tohoku University, 07 Aoba Aramaki Aoba-ku Sendai 980-8579)

* 2 東北大学大学院工学研究科 (Graduate School of Engineering, Tohoku University)

* 3 新日鐵化学 (株) (Nippon Steel Chemical Co., Ltd.)

Table 1. Proximate and ultimate analysis of Witbank coal.

Proximate analysis [wt. % db]			Ultimate analysis [wt. % d.a.f.]					Reflectance [%]
VM	FC	ASH	C	H	O	N	S	R _o
32.9	59.1	8.0	82.7	4.5	10.0	2.2	0.6	0.74

2. 数値解析方法

2.1 解析対象および解析モデル

Fig. 1にCDQの解析領域の模式図を示す。炉高が26m、最大内径φ9.7mの円筒型装置を対象とし、二次元軸対称を仮定し、軸方向に135分割、半径方向に40分割した格子を用いて解析した。炉上部より赤熱したコークスを投入し、炉中心下部に設置されたブラスティングデバイスにより主成分がN₂である冷却用ガスを流入する。さらに、炉上部においてコークスを部分燃焼させ、再加熱するために、プレチャンバーに空気を吹込む。CDQにおいては、コークスが間欠的に炉上部より投入され、熱交換を行った後に炉下部より排出される。しかし、炉内のコークス量に対する1回当たりのコークス投入量が少ないことから定常状態を仮定し、さらにコークスを連続体と見なし、Euler法を用いてモデル化を行った。また、解析対象としたコークスはTable 1にその諸物性値を示すWitbank炭が所定温度に乾留されたものである。

2.2 基礎式

軸対称を仮定した二次元円筒座標系における固-気二相流燃焼定常解析の基礎式は解くべき従属変数をφで代表させると(1)式に示す通りである。

$$\frac{\partial}{\partial z} (\alpha_i \rho_i U_i \phi) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (\alpha_i r \rho_i V_i \phi) = \frac{\partial}{\partial z} \left(\alpha_i \Gamma_\phi \frac{\partial \phi}{\partial z} \right) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(\alpha_i r \Gamma_\phi \frac{\partial \phi}{\partial r} \right) + S_\phi \dots \dots \dots (1)$$

φ=1 (mass), U_i, V_i, h_i, m_{g,j}

ここで、αは体積分率を、ρは密度を、Γ_φおよびS_φは各従属変数に対する拡散係数および生成項を意味し、Table 2に具体的内容をまとめて示す。添え字*i*は気相あるいは固相を、*j*は気相における化学種を示し、本解析においてはN₂, O₂, CO, CO₂, H₂およびH₂Oの6化学種を考慮した。各従属変数に対する基礎式を有限体積法に従い離散化し、SIMPLE法⁶⁾を用いて速度場および圧力場のカップリングを行いながら、TDMA法を用いて収束解が得られるまで繰り返し計算を行った。各従属変数に対する基礎式中の諸物性値および各パラメータの算出方法については次節以降で詳述する。

2.3 諸物性値および各パラメータの算出方法

2.3.1 空隙率

空隙率の算出には、(2)式で示す高炉内コークスの装入

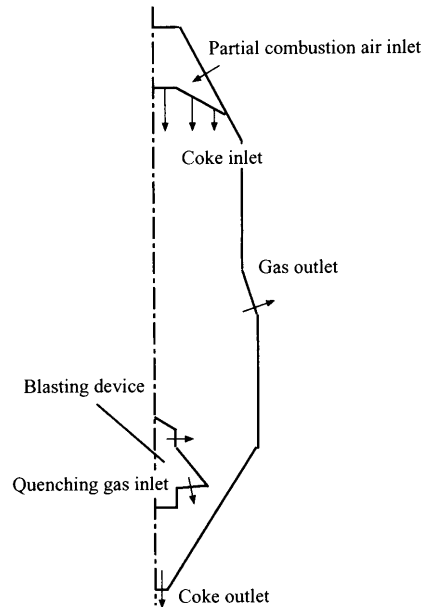


Fig. 1. Schematic diagram of calculation domain in CDQ.

Table 2. Diffusion and source term for each dependent variable.

φ	Γ _φ	S _φ
1	0	±S _g
U _i	$\frac{\partial}{\partial z} (\epsilon_i \mu_i \frac{\partial U_i}{\partial z}) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (\epsilon_i r \mu_i \frac{\partial V_i}{\partial r}) - \epsilon_i \frac{\partial P}{\partial z} \pm \beta(U_s - U_g)$	
V _i	$\frac{\partial}{\partial z} (\epsilon_i \mu_i \frac{\partial U_i}{\partial r}) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (\epsilon_i r \mu_i \frac{\partial V_i}{\partial z}) - \epsilon_i \mu_i \frac{2V_i}{r^2} - \epsilon_i \frac{\partial P}{\partial r} \pm \beta(V_s - V_g)$	
h _i	$\frac{\lambda_i}{C_{p,i}}$	±a _i h(T _s -T _g)
m _{g,i}	$\rho_{g,i} D_{g,i}$	$\sum_m V_{j,m} r'_m$

分布と通気性の関係から求められた山田ら⁷⁾の実験式を用いた。

$$\alpha_g = 0.153 \log_{10}(d_s) + 0.724 \dots \dots \dots (2)$$

2.3.2 密度

気相の密度は混合ガスの平均モル数、圧力および温度の関数として理想気体の式を用いて算出し、固相の密度は900 kg/m³であるとした。

$$\rho_g = P_g / MRT_g \dots \dots \dots (3)$$

2.3.3 粘度

混合ガスの粘度は(4)式に示すSutherlandの式を用いて、

モル分率 C_j 、純ガスの粘度 μ_j および混合系と温度に固有のパラメータである結合係数 Φ_{jk} を用いて推算した。なお、結合係数 Φ_{jk} は (5) 式に示す純ガスの粘度および分子量により評価する Wilke の方法⁸⁾ を用いて算出した。

$$\mu_g = \sum_j \left\{ C_j \mu_j / \left(\sum_k C_k \Phi_{jk} \right) \right\} \dots\dots\dots (4)$$

$$\Phi_{jk} = \frac{\{1 + (\mu_j / \mu_k)^{1/2} (M_k / M_j)^{1/4}\}^2}{\{8(1 + M_j / M_k)\}^{1/2}} \dots\dots\dots (5)$$

固相のモデリングに Euler 法を用いる場合、固相を連続体とみなすため、その粘度を仮定しなければならない。本解析では、Chen ら⁹⁾、Austin ら¹⁰⁾ の研究を参考にコークス層の粘度を 1 Pa·s であると仮定し、解析を行った。

2.3.4 比熱

気相および固相の比熱はともに、温度に関する 2 次関数を用いて算出した。

$$C_{p,i} = a_i + b_i T_i + c_i T_i^2 \dots\dots\dots (6)$$

2.3.5 熱伝導率

(1) 気相熱伝導率

混合気体の熱伝導率は、(7) 式に示す粘度の Sutherland の式に相当する Wassiljewa の式により純成分のモル分率および熱伝導率を用いて算出した。 A'_{jk} は結合係数を意味し、混合系と温度に依存するパラメータであり、ここでは Mason-Saxena¹¹⁾ の粘度の場合との類似性を考慮した (8) 式により求めた。

$$\lambda_g = \sum_j \left\{ C_j \lambda_j / \left(\sum_k C_k A'_{jk} \right) \right\} \dots\dots\dots (7)$$

$$A'_{jk} = 1.065 \Phi_{jk} \dots\dots\dots (8)$$

(2) 充填層内有効熱伝導率

コークスにより CDQ 内部に形成される充填層内において、ふく射伝熱を考慮した有効熱伝導率は (9) 式で示す Kunii-Smith の式¹²⁾ を用いて評価した。

$$\frac{\lambda'_s}{\lambda_g} = \alpha_g \cdot \left(1 + \frac{h_{rv} d_s}{\lambda_g} \right) + \alpha_s \left\{ \left(\frac{1}{\varphi} + \frac{h_{rs} d_s}{\lambda_g} \right)^{-1} + \frac{2}{3} \left(\frac{\lambda_g}{\lambda_s} \right) \right\} \dots\dots\dots (9)$$

ここで、 h_{rs} および h_{rv} はふく射伝熱係数であり、コークスの放射率、固相の温度および空隙率を用いて (10)、(11) 式により算出される。

$$h_{rs} = 2.27 \times 10^{-4} \cdot \frac{\varepsilon}{2 - \varepsilon} \cdot \left(\frac{T_s}{100} \right)^3 \dots\dots\dots (10)$$

$$h_{rv} = 2.27 \times 10^{-4} \cdot \left(1 + \frac{\alpha_g}{2\alpha_s} \cdot \frac{1 - \varepsilon}{\varepsilon} \right)^{-1} \cdot \left(\frac{T_s}{100} \right)^3 \dots\dots\dots (11)$$

また、 λ_s はコークス熱伝導率であり、(12) 式に示す温度お

よび石炭化度を表すピトニットの平均最大反射率 R_o の関数として定式化した深井ら¹³⁾ の式を用いて算出した。

$$\lambda_s = \lambda_o \cdot \exp\{A_o \cdot (T_s - T_o)\} \dots\dots\dots (12)$$

式中の λ_o 、 A_o および T_o は平均最大反射率 R_o の関数として求められる。

2.3.6 拡散係数

気相における拡散係数は、解析対象の全領域において N_2 のモル分率が大きいことから、化学種 j に対する拡散係数 $D_{g,j}$ が化学種 j と $k=N_2$ の 2 成分系に支配されているものとし、Chapman-Enskog の理論の第 1 近似式¹⁴⁾ である (13) 式を用いた。ここで、 $\sigma_{j,k}$ は分子間力定数、 Ω は基準化温度 T_N を用いて (14) 式で表される還元衝突積分である。

$$D_{g,j} = 0.1883 \cdot \frac{\{T^3 (M_j + M_k) / M_j M_k\}}{P_g \sigma_{j,k}^2 \Omega} \dots\dots\dots (13)$$

$$\Omega = \frac{1.06036}{T_N^{0.1561}} + \frac{0.19300}{\exp(0.47635 T_N)} + \frac{1.03587}{\exp(1.52996 T_N)} + \frac{1.76474}{\exp(3.89411 T_N)} \dots\dots\dots (14)$$

2.4 固-気運動量交換

本解析では古畑らの式¹⁵⁾ を用いて、固-気間相互作用係数を算出した。なお、 C_{D0} は抵抗係数であり、(16) 式により算出する。また、 $f(\alpha_g, Re_s)$ は空間率関数を意味し、(17) 式を用いて表される。これらの式中の Re_s は粒子レイノルズ数であり、(18) 式で定義される無次元数である。

$$\beta = \frac{3}{4} C_{D0} \alpha_g^2 (1 - \alpha_g) \cdot \frac{\rho_g |\bar{U}_g - \bar{U}_s|}{d_s} \cdot f(\alpha_g, Re_s) \dots\dots\dots (15)$$

$$C_{D0} = (2.25 Re_s^{-0.31} + 0.36 Re_s^{0.06})^{3.45} \dots\dots\dots (16)$$

$$f(\alpha_g, Re_s) = \alpha_g^{-n}, \quad n = \frac{8.70}{Re_s + 7.43} + 3.84 \dots\dots\dots (17)$$

$$Re_s = \frac{\alpha_g \rho_g |\bar{U}_g - \bar{U}_s| d_s}{\mu_g} \dots\dots\dots (18)$$

2.5 固-気熱量交換

固-気間に生じる対流伝熱は固体の表面とその周りを取り巻くガスの間の温度差に比例して起こり、(19) 式に示す Ranz-Marshall の式¹⁶⁾ を用いて対流熱伝達係数 h_c を推算するのが一般的である。

$$Nu = \frac{h_c d_s}{\lambda_g} = 2.0 + 0.6 \cdot Re^{1/2} \cdot Pr^{1/3} \dots\dots\dots (19)$$

しかしながら、粒子内温度分布を考慮した解析は計算負荷の観点から不可能である。そこで、Stuke¹⁷⁾ は (20) 式で示す粒子内温度分布均一条件下において計算可能な見かけヌセルト数 Nu' を提案しており、本解析では、(21) 式で示す Stuke の式を用いて対流伝熱を評価した。

$$\frac{Nu'}{Nu} = \frac{h'_c}{h_c} \frac{1}{nBi+1} \quad (n=0.2) \dots\dots\dots(20)$$

$$Bi = h_c d_s / \lambda_s \dots\dots\dots(21)$$

2.6 化学反応

2.6.1 揮発分放出反応

揮発分放出反応には、Table 3中のR1に示すモデルを仮定し、(22)式で示す1次のArrhenius型の反応速度に従うとして定式化された三浦らの式¹⁸⁾を用いて反応速度を算出した。ここで、*j*は化学種を、*l*は化学種*j*の*l*番目の反応を意味し、*v_{j,l}*、*F_{j,l}*、*A_{j,l}*および*E_{j,l}*はそれぞれ化学種*j*の*l*番目の反応率、発生割合、頻度因子および活性化エネルギーを意味する。本解析で対象としているCDQでは中温乾留温度が支配的であり、中温乾留温度において放出反応が完了していないCOおよびH₂の2成分を揮発分として考慮した。

$$\frac{dv_{j,l}}{dt} = \sum_l F_{j,l} A_{j,l} \exp(-E_{j,l}/RT_s) \cdot (1 - v_{j,l}) \dots\dots\dots(22)$$

2.6.2 不均一反応

コークスの反応には、Table 3中のR2~R4に示すO₂、CO₂およびH₂Oによるコークスの部分酸化反応を考慮し、これらの反応速度はKuwabaraら¹⁹⁾およびHeら²⁰⁾の報告を参考に(23)式で示す総括反応式により算出した。

$$r_2 = k_2 C_{O_2}, \quad r_3 = k_3 C_{CO_2}, \quad r_4 = k_4 C_{H_2O} \dots\dots\dots(23)$$

$$k_m = a_s / (1/k_{f,j} + 1/k_{c,m}), \quad m = j = 2 \sim 4 \dots\dots\dots(24)$$

ここで*k_m*は(25)式で示す流体境膜内拡散および(26)~(28)式で示す化学反応速度を考慮した総括反応速度定数である。

$$k_{f,j} = (D_{g,j} / \psi d_s) \cdot Sh_s, \quad Sh_s = 1.5(Re_s)^{0.55} \dots\dots\dots(25)$$

$$k_{c,2} = 7260 \cdot \exp(-17980/T_m) \cdot RT_g \dots\dots\dots(26)$$

$$k_{c,3} = 8.13 \times 10^9 (\alpha_s \rho_s / a_s) \cdot \exp(-30190/T_m) \dots\dots\dots(27)$$

$$k_{c,4} = 13.4 (\alpha_s \rho_s / a_s) \cdot \exp(-17310/T_m) \cdot T_m \dots\dots\dots(28)$$

2.6.3 均一反応

揮発分放出および不均一反応により生成したCOおよびH₂は、気相においてTable 3中のR5~R6に示す酸化反応を受けるとした。COの酸化反応はHowardら²¹⁾のCO、O₂およびH₂Oの濃度を考慮したArrhenius型反応モデルを用いた(29)式で反応速度を推算した。H₂に関しては桑原らの研究¹⁹⁾を参考にし、O₂のモル分率(*C**=0.05)を限界濃度として、(30)式で示される反応モデルを用いてその反応速度を推算した。

$$r_5 = 1.3 \times 10^{11} \cdot C_{CO} \cdot C_{O_2}^{0.5} \cdot C_{H_2O}^{0.5} \exp(-15106/T_g) \dots\dots\dots(29)$$

$$r_6 = r_4, \quad (C_{O_2} \geq C^*) \dots\dots\dots(30)$$

$$r_6 = 0, \quad (C_{O_2} < C^*)$$

Table 3. Chemical reactions considered in this study.

Pyrolysis reaction				
R1	VM	→	τ _{CO} CO	+ τ _{H₂} H ₂
Heterogeneous reactions				
R2	C	+ 1/2 O ₂	→	CO
R3	C	+ CO ₂	→	2 CO
R4	C	+ H ₂ O	→	CO + H ₂
Homogeneous reactions				
R5	CO	+ 1/2 O ₂	→	CO ₂
R6	H ₂	+ 1/2 O ₂	→	H ₂ O

Table 4. Boundary conditions.

Coke		
Mass flow rate	190	[t/h]
Temperature	1073.15	[K]
Diameter	0.070	[m]
Gas for partial combustion of coke		
Specific gas volume	150	[m ³ /t]
Temperature	293.15	[K]
Mole fraction	N ₂	0.79 [-]
	O ₂	0.21 [-]
	CO	0 [-]
	CO ₂	0 [-]
	H ₂	0 [-]
	H ₂ O	0 [-]
	CH ₄	0 [-]
Quenching gas		
Specific gas volume	1400	[m ³ /t]
Temperature	493.15	[K]
Mole fraction	N ₂	0.60 [-]
	O ₂	0 [-]
	CO	0.05 [-]
	CO ₂	0.20 [-]
	H ₂	0.05 [-]
	H ₂ O	0.10 [-]
	CH ₄	0 [-]

2.7 解析条件

Table 4に本解析において用いた境界条件をまとめて示す。CDQに投入するコークスは190 t/hとし、その温度を1073.15Kとした。また、コークス加熱のための燃焼空気は150 m³/tとし常温で吹込み、ブラスティングデバイスより流入する熱交換用ガスは実操業条件に合わせてN₂: 0.60, CO: 0.05, CO₂: 0.20, H₂: 0.05, H₂O: 0.10より構成されるガスであるとし、493.15Kで1400 m³/t吹込むものとした。

3. 解析結果および考察

3.1 気相および固相の流れ場

Fig. 2に(a)気相および(b)固相の流れ場を示す。ブラスティングデバイスから流入する冷却ガスは一部炉下部まで流れ場を形成するが、上方への流れが支配的であり、このガス流れが固相と向流型熱交換を行い、コークスの冷却に

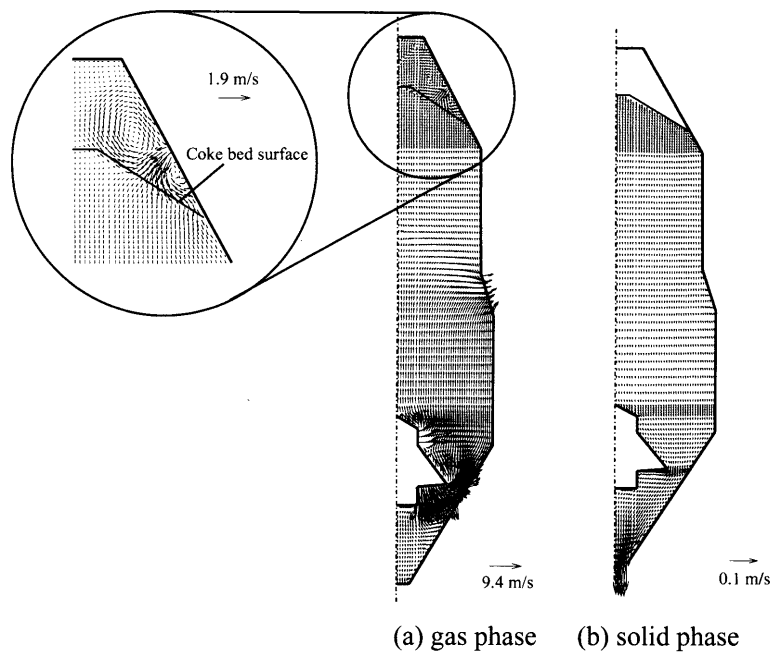


Fig. 2. Gas and solid velocity distributions with partial combustion.

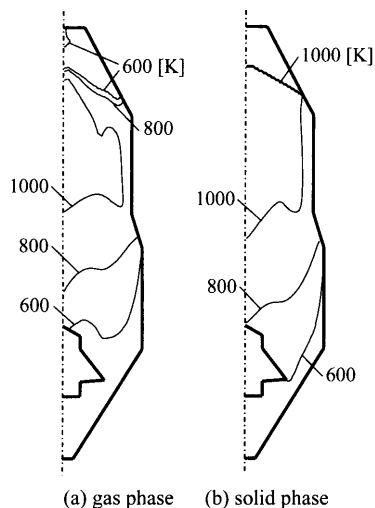


Fig. 3. Temperature distributions without partial combustion.

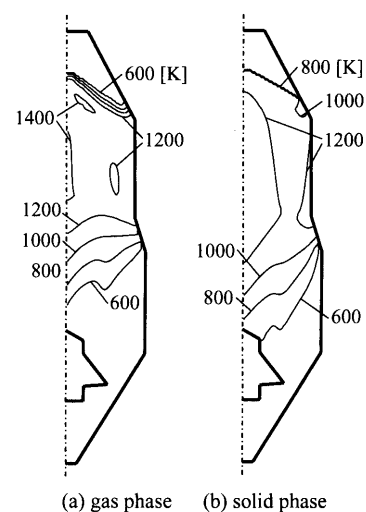


Fig. 4. Temperature distributions with partial combustion.

寄与するものと考えられる。また、炉上部より流入した部分燃焼用空気は移動層表面に到達すると、一部は炉上部空間で循環領域を形成し、一部は移動層内部へ流入している。この移動層内部に流入する空気がコークスの部分燃焼を促進する。固相の流れは炉下部への沈降が支配的であり、半径方向においてもほぼ均一な流れ場が形成されている。

3・2 気相および固相温度

(1) 部分燃焼用空気の吹込みがない場合

Fig. 3 に部分燃焼用空気の吹込みがない場合の気相および固相の温度分布を示す。ブラスティングデバイスから流入したガスはコークスと熱交換を行いながらガス出口に流れるため、炉上部においてコークスの投入温度とほぼ等しい1046Kまで温度が上昇している。一方で固相の温度は炉

上部からガス出口まではほぼ1000Kを示すが、ガス出口より下部において、気相との熱交換が急速に進行し、固相出口において556.0Kまで冷却されている。

(2) 部分燃焼用空気の吹込みがある場合

Fig. 4 に部分燃焼用空気の吹込みがある場合の気相および固相の温度分布を示す。部分燃焼用空気は固相表面において急速に加熱され1425Kまで昇温し、(1)の結果と比較して379K高温を示した。これは、部分燃焼用空気を導入することにより、揮発分およびコークスの一部が燃焼し、燃焼熱を発生するためである。しかしながら、炉下部に向かって気相温度は(1)の結果よりも急激に低下している。これは、冷却の初期段階においては、部分燃焼により気相および固相が高温であることと、部分燃焼によりCO₂およびH₂Oが生成することから、R3およびR4で示す吸熱反応

量が増大し、冷却が促進されたと考えられる。さらに、その後の冷却ガスとの固-気熱交換においても空気吹込みがない場合と比べて、より早く、より低温に冷却されるのは、コークスが空気により燃焼し、 CO_2 や H_2O と反応して消費されたため、コークス単位重量あたりの冷却ガス量が増加したためと考えられる。また、固相の温度は最高で1395Kと(1)の結果と比較して327K高温を示した。しかしながら、固相の出口での温度493Kと(1)の結果と比較して64K低く、コークスが冷却されると計算された。これも部分燃焼によりコークスが消費され、冷却されるコークス量に対し、冷却ガス量が多くなるためと考えられる。したがって、部分燃焼は炉内コークス温度分布を上昇させるのみならず、出口におけるコークスの温度の上昇を引き起こさないことが示された。

3.3 コークスの炉内滞在時間に対する温度変化

Fig. 5に部分燃焼用空気の吹込みがある場合とない場合について軸上における固相の炉内滞在時間に対する温度変化を示す。なお、固相の炉内滞在時間はFig. 2(b)に示した通り炉下部への沈降運動が支配的であることから、軸方向距離および固相の軸方向速度成分を用いて算出した。部分燃焼用空気の吹込みがある場合とない場合を比較すると、コークスの温度履歴は大きく異なる。吹込みがある場合は、コークスの温度は投入と同時に温度が上昇し、滞在時間1.8h経過程度で最高1400Kを示し、2.0h以上投入コークス温度以上に加熱されている。一方、吹込みがない場合はコークスの温度は1050Kとほぼ一定の値を示す。滞在時間2.0h経過後は、吹込みの有無に関わらず、ともに温度が低下し始めるが、吹込みがある場合は3.2(2)で示した通り、降温速度が大きく、最終的にも若干ではあるが低温を示す結果となった。部分燃焼用空気の吹込みは移動層表面のみならず、炉内部にも大きな影響を与えることが示された。具体的には揮発分やコークスを部分燃焼させることにより、コークスの温度を投入温度より350K程度再加熱する効果や投入コークス以上の温度を2.0hにわたり保持する効果があり、コークスの品質改良が期待出来る。以下、部分燃焼の影響を詳細に調べるため、ガス種のモル分率分布について考察する。

3.4 ガス種のモル分率分布

(1) COモル分率分布

Fig. 6(a)に炉内COモル分率分布を示す。本解析で仮定したCOの発生に寄与する反応は揮発分放出反応とコークスの CO_2 による部分酸化である。移動層上部においてCOモル分率は最高約0.12のピークを示した。これは揮発分の放出によりCOが生成するものの、炉上部より流入した部分燃焼空気により直ちに CO_2 に酸化されるためである。また、このピーク後、炉上部から下部に向かって、COモル分率は再度上昇し、ガス出口上部で最高モル分率を示している。これはコークスと CO_2 の反応が進行するためである。

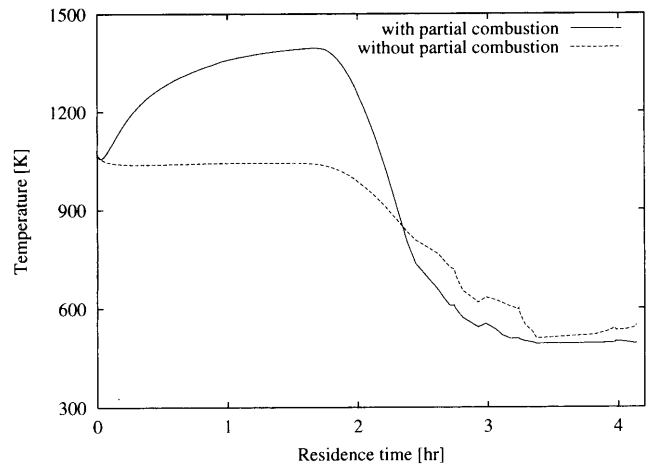


Fig. 5. Coke temperature with and without partial combustion for residual time.

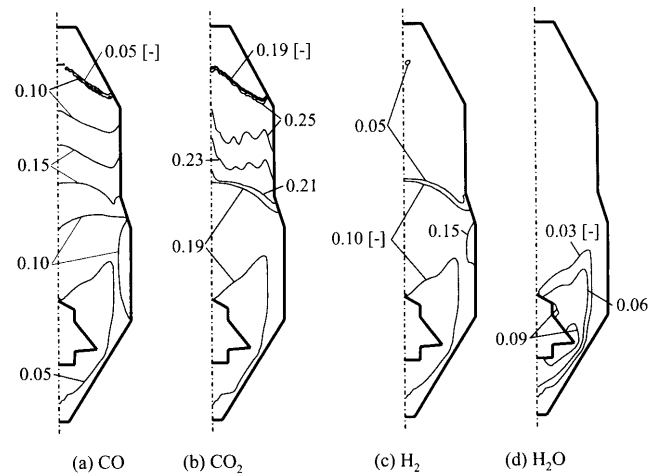


Fig. 6. Distribution of mole fraction with partial combustion.

また、冷却ガス内に含まれているCOのモル分率はガス出口に向かってほとんど減少していないことから、炉下部においてはCOの酸化反応は起こっていない。これは、炉下部においてCOが酸化するのに十分な O_2 が存在しないためである。

(2) CO_2 モル分率分布

Fig. 6(b)に炉内 CO_2 モル分率分布を示す。 CO_2 は移動層上部表面付近において最高モル分率を示し、その後炉下部に向かって緩やかに減少している。表面付近で最高モル分率を示すのは、COモル分率分布でも述べたが、揮発分およびコークスの酸化により生成したCOが酸化反応を受けるためである。その後炉下部に向かって CO_2 のモル分率が減少しているのは、 CO_2 がコークスにより還元反応を受けるためであり、吸熱反応であるR3の反応が支配的な領域であると考えられる。またこの時、 CO_2 はガス出口で約0.18程度のモル分率を示した。一方で、冷却ガス内に含まれる CO_2 は若干ではあるが、炉上部に向かってそのモル分率が減少している。これは冷却ガス中に含まれる CO_2 は

コークスとの反応に消費されているが、炉上部と比較して雰囲気温度が低いいため、炉上部と比較してコークスの反応速度が小さい。

(3) H₂モル分率分布

Fig. 6(c)に炉内H₂モル分率分布を示す。COモル分率分布同様、揮発分放出反応によりH₂が発生するが、その後直ちに酸化反応を受けるため、炉上部、移動層表面においてはさほど高モル分率を示さなかった。しかしながら、コークスとH₂Oの反応により生成するH₂は高いモル分率を示し、ガス出口近傍においてH₂のモル分率は最高で0.16程度を示した。

(4) H₂Oモル分率分布

Fig. 6(d)に炉内H₂Oモル分率分布を示す。冷却ガス内に含まれるH₂Oはブラスティングデバイスから流出後次第に炭素との反応により消費され、モル分率が減少する。また、ブラスティングデバイスの上側から流出するH₂Oは下側から流出するH₂Oよりもコークスとの反応速度が大きい。これは、コークスの温度が上方ほど高く、不均一反応が進行しやすいためである。

4. 結言

本研究では、CDQ内熱交換用ガスおよびコークスの流動、伝熱、さらには化学反応を考慮可能な数学モデルを構築し固-気二相流燃焼解析を行った。具体的には、CDQ上部プレチャンバー内部への空気吹込みにより生じるコークス部分燃焼による再加熱の効果について検討し、さらにこの条件下において、CDQ内移動現象の定量的把握を試みた結果、以下の知見を得た。

(1) コークスからの揮発分放出反応は、移動層表面上で起こり、部分燃焼空気の吹込みがある場合は、揮発分の燃焼も移動層表面で直ちに起こる。

(2) コークスは部分燃焼により空気の吹込みがない場合と比較して350K程度再加熱されることが示された。

(3) コークスの冷却は部分燃焼用空気の吹込みの有無に関わらずガス出口の設置されたCDQ中央付近から開始し、コークスは出口において500K程度まで冷却される。

(4) コークスの冷却速度は部分燃焼用空気の吹込みがある場合の方が大きく、これはコークスと冷却ガスとの熱交換と同時に、CDQ内温度および化学種の分布からもわかる通り、吸熱反応であるコークスによるCO₂およびH₂Oの還元反応が進行するためである。

記号

A	: 頻度因子 (1/s)
A'	: 結合係数 (-)
A_o	: 深井らの式中関数 (1/K)
a	: 比表面積 (m ² /m ³ -bed)
Bi	: ビオ数 (-)

a, b, c	: 比熱係数
C	: モル分率 (-)
C^*	: 限界モル分率 (-)
C_{D0}	: 抵抗係数 (-)
C_p	: 比熱 (kJ/(kg·K))
D	: 拡散係数 (m ² /s)
d	: 粒子径 (m)
E	: 活性化エネルギー (J/mol)
F	: 発生割合 (-)
h_c	: 対流熱伝達係数 (kW/(m ² ·K))
h'_c	: 見かけの対流熱伝達係数 (kW/(m ² ·K))
h_{r_s}	: ふく射伝熱係数 (kW/K)
h_{r_w}	: ふく射伝熱係数 (kW/K)
k_m	: 総括反応速度定数 (1/s)
k_c	: 反応速度定数 (m/s)
k_f	: 境膜物質移動係数 (m/s)
M	: 分子量 (kg/kmol)
m	: 質量分率 (-)
n	: モル (kmol)
Nu	: 真のヌッセルト数 (-)
Nu'	: 見かけのヌッセルト数 (-)
P	: 圧力 (Pa)
Pr	: プラントル数 (-)
R	: 気体定数 (J/(mol·K))
Re	: レイノルズ数 (-)
r, z	: 座標 (m)
r	: 反応速度 (kmol/(m ³ -bed·s))
S	: 生成項
Sh	: シャーウッド数 (-)
T	: 温度 (K)
T_N	: 基準化温度 (-)
T_o	: 深井らの式中関数 (K)
t	: 時間 (s)
U, V	: 半径/軸方向速度成分 (m/s)
ギリシャ文字	
α	: 体積分率 (-)
β	: 固-気間相互作用係数 (kg/(m ³ ·s))
Γ	: 拡散係数 (kg/(m·s))
ε	: 放射率 (-)
Φ	: 結合係数 (-)
ϕ	: 従属変数
φ	: Kunii-Smith式中定数 (-)
λ	: 熱伝導率 (kW/(m·K))
λ_o	: 深井らの式中関数 (kW/(m·s))
μ	: 粘度 (Pa·s)
ν	: 反応率 (-)
τ	: 反応割合 (-)
ρ	: 密度 (kg/m ³)
σ	: 分子間力定数 (m)
Ω	: 還元衝突積分 (-)
添え字	
i	: 相
j, k	: 化学種
l, m	: 反応番号
g	: 気相
m	: 平均
s	: 固相

文 献

- 1) K.Nishioka: *Tetsu-to-Hagané*, **82** (1996), 353.
- 2) K.Nishioka: *J. Jpn. Inst. Energy*, **79** (2000), 285.
- 3) H.Iwakiri: *Tetsu-to-Hagané*, **78** (1992), 1314.
- 4) Y.Maeno, H.Haraguchi and H.Sato: *Tetsu-to-Hagané*, **82** (1996), 425.
- 5) H.Sato, T.Miura and H.Iwakiri: *J. Fuel Soc. Jpn.*, **70** (1991), 1136.
- 6) S.V.Patankar and D.B.Spalding: *Int. J. Heat Mass Transfer*, **15** (1972), 1781.
- 7) T.Yamada, M.Sato, N.Miyazaki, E.Shimamura and S.Taguchi: *Kawasaki Steel Giho*, **6** (1974), 6.
- 8) C.R.Wilke: *J. Chem. Phys.*, **18** (1950), 517.

- 9) J.Chen, T.Akiyama, H.Nogami, J.Yagi and H.Takahashi: *ISIJ Int.*, **33** (1993), 664.
- 10) P.R.Austin, H.Nogami and J.Yagi: *ISIJ Int.*, **37** (1997), 458.
- 11) E.A.Wason and S.C.Saxena: *Phys. Fluids*, **1** (1958), 361.
- 12) D.Kunii and J.M.Smith: *AIChE J.*, **6** (1960), 71.
- 13) J.Fukai, T.Miura and S.Ohtani: *Kagaku Kougaku Ronbunshu*, **11** (1985), 1985.
- 14) R.C.Reid, J.M.Prausnitz and B.E.Poling: *Gas and Liquid Properties*, McGraw-Hill, New York, (1988).
- 15) T.Furuhata, T.Ikeda, A.Shinoda, H.Aoki and T.Miura: *Kagaku Kougaku Ronbunshu*, **48** (2000), 380.
- 16) W.Ranz and W.R.Marshall, Jr.: *Chem. Eng. Prog.*, **48** (1952), 141.
- 17) B.Stuke: *Angew. Chem.*, **B20** (1948), 262.
- 18) T.Miura, J.Fukai, H.Matsubayashi and S.Ohtani: *Tetsu-to-Hagané*, **71** (1985), 1872.
- 19) M.Kuwabara, Y.Hsieh and I.Muchi: *Tetsu-to-Hagané*, **66** (1980), 1918.
- 20) J.He, M.Kuwabara and I.Muchi: *Tetsu-to-Hagané*, **72** (1986), 1847.
- 21) J.B.Howard, G.C.Williams and D.H.Fine: *Proc. 14th Int. Symp. on Comb.*, The Combustion Institute, Pittsburgh, (1973), 975.