実用燃焼炉の三次元噴霧燃焼シミュレーション*

青木 秀之^{*1}, 丹野 庄二^{*2}
三浦 隆利^{*1}, 大西 恵^{*3}Three Dimensional Spray Combustion Simulation
in a Practical BoilerHideyuki AOKI, Shyoji TANNO,
Takatoshi MIURA and Satoshi OHNISHI

The three dimensional spray combustion simulation in a swirling fired type furnace (125MW) where a pulverized petroleum coke and an ASTM No. 6 heavy oil are fed from two opposite side walls has been presented. Predicted results are compared with measurements of exhausted NO concentration in a boiler with and without air introduced tangentially from the bottom of the furnace to convert from H₂S to SO₂ effectively. The predicted NO concentration in the exhausted gas is in good agreement with experimental results, and both of them show that the NO concentration in the exhausted gas increases with a proportion to tangential air flow rate ratio to the total secondary air flow rate, however, the soot concentration in the exhausted gas decreases. The prediction also shows that the tangential air introduction will be effective for oxidation of H₂S which is expected to sulfur corrosion.

Key Words: Pollutant, chemical equilibrium, swirl, furnace, three dimensional model, NO formation model, soot formation model, H₂S formation model, petroleum coke combustion, ASTM No. 6 oil combustion

1. 緒 言

燃焼操作はエネルギー獲得手段として今後も主流を占めると予想される。しかし燃焼で生成するCO₂は、地球温暖化の元凶とされ、NO_x, SO_x, ばいじんは生物に対して悪影響を及ぼす。実用燃焼炉では、NO_xの抑制手段として二段燃焼法、低NO_xバーナの使用あるいは排ガス再循環法などが併用され効果を挙げている。しかし一方で燃焼効率の低下、排出ばいじん量の増大や、炉内水管の硫化腐食発生を引き起こし、コストの増大を余儀なくされているのが現状である。さらには燃料の多様化、安定供給を目的に、2種類以上の燃料を混焼する場合もある。通常の電力発生用ボイラでは微粉炭、微粉砕コークス、石炭あるいはピッチ・水スラリー、特C重油(ASTM No. 6級)などの燃焼が主流であるが、上記の燃料は燃えきり性が不良で高N・S含有率を有するため、安定操業の上に高効率で環境汚染物質排出量の少ない燃焼条件を決定することは容易ではない。

近年、コンピュータの発達に伴い、燃焼の分野においてもシミュレーションが盛んに行われている。著者らは実用燃焼炉内燃焼解析の基礎として、実験室規模燃焼炉の噴霧燃焼シミュレーションを円筒軸対称座標系で行ってきた。そこでは特C重油⁽¹⁾、石炭およびピッチ・水スラリー燃焼⁽²⁾に対して、二段燃焼空気および旋回流の影響を詳細に検討した。

本研究では上記の解析法を直交三次元座標に拡張し、発電量125MW級の石油コークス・特C重油混焼ボイラの噴霧燃焼シミュレーションを試みた。解析が三次元であるため実用性を考慮し、可能な限り簡単なモデルを採用・提案するとともに、二段燃焼空気の一部を炉底部から導入し、その空気量を変更した場合の排出NO_x、ばいじん量に及ぼす影響を解析的に検討する。さらに炉底部におけるH₂S濃度への影響をも検討する。

2. モ デ ル

2・1 気相の支配方程式 乱流モデルは、計算コストや予測性能の点を考慮して、 $k-\epsilon$ 2方程式モデルを採用した。定常三次元乱流場の基礎式をカーテシアン・テンソル形式で記述すると次式となる。

* 平成2年11月28日 第28回燃焼シンポジウムにおいて講演、原稿受付 平成2年11月9日。

^{*1} 正員、東北大学工学部 (〒980 仙台市青葉区荒巻字青葉)。

^{*2} 東北大学工学部。

^{*3} 東ソー(株) (〒746 新南陽市大字富田 4560)。

表 1 燃料の燃焼反応機構

(i)	
Pet. coke	$\rightarrow \text{N}_2 + \text{O}_2 + \text{SO}_2 + \text{H}_2\text{O} + \text{Ash} + \text{CO}$
	$\downarrow$ (ii)
	CO_2
	$\uparrow$ (ii)
	CO
	$\uparrow$ (i)
ASTM No.6 (i),(ii)	
heavy oil	$\rightarrow \text{N}_2 + \text{O}_2 + \text{CO}_2 + \text{SO}_2 + \text{H}_2\text{O} + \text{C(residual)} + \text{Ash}$
(i):Heterogeneous reaction, (ii):Homogeneous reaction.	

$$\frac{\partial}{\partial x_j}(\rho U_j \phi) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\Gamma_{\phi} \frac{\partial \phi}{\partial x_j} \right) + S_{\phi} + S_{d\phi} \quad \dots\dots (1)$$

式中の ϕ は従属変数であり、質量 1, 3 方向速度成分 U, V, W , 乱流生成エネルギー k , その消散率 ε , エンタルピー h , 各化学種 ($i = \text{N}_2, \text{O}_2, \text{CO}_2, \text{SO}_2, \text{H}_2\text{O}, \text{CO}, \text{NO}, \text{HCN}$) の質量分率, 3 方向ふく射熱流束 R_x, R_y, R_z である。 Γ_{ϕ} は各変数の乱流拡散係数, S_{ϕ} は各変数のソース項, $S_{d\phi}$ は気流と粒子および液滴間の相互作用項であり, PSI セル法⁽³⁾ で評価した。

流入条件は, k と ε に関しては Khalil ら⁽⁴⁾ の式で与え, その他の変数は実験条件を与えた。流出条件は, 流出面に平行な速度成分を零とし, その他の変数は出口方向こう配を零とする。壁面条件は壁面に垂直な質量および運動量に関しては不透壁とし, 水平方向運動量に関しては壁関数⁽⁵⁾ を適用する。 R_j に関しては壁面射出率およびその温度から決定する。またエンタルピーに関しては外壁面温度を水管内蒸気温度で一定とし, 内壁面温度を炉内ガスと外壁面の熱バランスから Newton-Raphson 法で決定して評価する。

2・2 燃焼反応経路 表 1 に燃料の燃焼反応経路を示す。表 1 中 (i), (ii) はそれぞれ表面不均相, 均相反応を意味する。液滴の場合, 揮発分蒸発完了後に残留炭素分の燃焼を開始すると仮定した。揮発分および CO の燃焼速度は, 化学反応速度を無限大とし, 乱流混合により律速されたとした渦消散モデル⁽⁶⁾ で与える。

2・3 旋回バーナのモデル化 図 1 に旋回バーナモデルの概要を示す。解析の都合上, 実際のバーナを等面積の正方断面として取扱う。太線で囲まれた領域がバーナ開口部であり, ハッチング領域は粒子導入孔に相当する。混焼バーナの場合は, ハッチング領域の中央部に噴霧ノズルが位置する。スタッガード格子を採用しているため, 実際と同様なスワール数を旋回方向速度成分 V および W で与えることにより, 旋回流を発生させる。

2・4 ふく射伝熱モデル ふく射熱流束の計算はモデルの簡便性から 6-フラックスモデル⁽⁷⁾ を使用する。

図 1 旋回バーナモデルの概要

る。射出率 ε に関しては, 混合ガスの組成および燃料粒子の数密度から決定する。 ε_g はふく射に参与するガス成分を CO_2, SO_2 および H_2O として, 吸収波長の荷重和で表す⁽⁸⁾。さらに粒子による吸収を考慮した式は次式で表される。

$$\varepsilon = 1 - (1 - \varepsilon_g) \exp(-\pi D_p^2 \rho_N \Delta x_j / 4) \quad \dots\dots\dots (2)$$

ここで D_p は粒子直径, ρ_N は粒子数密度, Δx_j は格子間隔である。吸収係数 a_R はキルヒホッフの法則より, 次式で与えられる。

$$a_R = 0.025 a'_R = 0.025 \varepsilon / \Delta x_j \quad \dots\dots\dots (3)$$

散乱係数 s_R については, 場所によらず 0.13 で一定⁽⁹⁾ とする。

2・5 NO生成モデル Thermal NO と Fuel NO 生成経路の 2 種類を考慮する。Thermal NO については, JANAF データをもとに, OH, H, O の局所化学平衡濃度を求め, 以下の拡大 Zeldovich 機構から決定する。

Fuel NO については Scott らの解析法⁽¹⁰⁾ を用いた。

2・6 H₂S 生成モデル 燃料中の S 分はすべていったん SO_2 に酸化されるものとし, 次式の局所化学平衡が成立すると仮定する。

式(7)の平衡濃度は、式(4)～(6)と連立して計算される。

2・7 気相析出す生成モデル 特C重油の揮発分に対して、すす生成・燃焼反応を考慮した Abbas らのモデル⁽¹¹⁾を適用する。

2・8 噴霧滴および粒子の運動・反応モデル 解析対象のボイラは旋回方向およびスワール数の異なるバーナを対向して12本備えるため、噴霧滴および粒子の運動・反応モデルは極力簡略化したものを使用する。

2・8・1 運動方程式 粒子・液滴の運動方程式は次式で表される。

$$m_p \frac{du_j}{dt} = \frac{1}{2} C_D \rho (U_j - u_j)^2 + m_p g_j \quad \cdots \cdots (8)$$

ここで m_p は粒子あるいは液滴質量、 ρ_p は粒子あるいは液滴の密度、 g は重力の加速度、 C_D は抵抗係数であり、滴 Reynolds 数の関数である⁽¹²⁾。粒子および液滴分散モデルを図2に示す。初期軸方向速度は、粒子の場合には搬送空気速度に等しく、その他は初速度零とし、射出位置は搬送空気孔内で一様とする。液滴は噴霧角を θ とすると、初期打出し角を標準偏差 0.5θ のガウス分布で与え、 v_{p0} 、 w_{p0} を与える。したがって液滴は図2のように円すい状に分散することになる。射出後の粒子および液滴の運動に対して気相の乱流変動の影響⁽⁹⁾を考慮する。

2・8・2 反応モデル 粒子あるいは液滴のエネルギー収支式は次式で表される。

$$\frac{d(m_p h_p)}{dt} = h_p \frac{dm_p}{dt} + Q_{pc} + Q_{pr} + Q_{pb} + Q_{pl} \quad \cdots \cdots (9)$$

ここで m_p および h_p は液滴あるいは粒子の質量およびエンタルピーであり、 Q_{pc} 、 Q_{pr} 、 Q_{pb} および Q_{pl} はそれぞれ対流、ふく射、粒子燃焼および蒸発潜熱によ

る伝熱量である。

石油コークス粒子の化学反応速度係数 k_c は Young らの実験値⁽¹³⁾で与えた。特C重油滴の場合、揮発分と残炭を異なるモデルで表現する。揮発分の蒸発速度は吹出し効果を考慮した Ranz-Mashall 式で表される。

$$\frac{dm_p}{dt} = -\frac{\pi D_p^2}{C_p} \ln(1+B) h_c \quad \cdots \cdots (10)$$

$$B = C_p(T_p - T_s)/L_H \quad \cdots \cdots (11)$$

ここで C_p は燃料油の定圧比熱、 B は移動係数、 T_s は燃料油の飽和温度、 L_H は燃料油の蒸発潜熱である。残炭の化学反応速度係数 k_c はコークス粒子と同様な式で表されるとする。コークスおよび残炭の反応速度は総括反応速度係数 k_t を用いて次式で表される。

$$\frac{dm_p}{dt} = -\pi D_p^2 k_t \quad \cdots \cdots (12)$$

$$k_t = \frac{1}{(1/k_c) + (1/k_d)} \quad \cdots \cdots (13)$$

ここで k_d は酸素拡散速度係数⁽¹⁴⁾である。

3. 数値解法

3・1 偏微分方程式の解法 式(1)中の変数 ϕ は相互に関連し、また対流項の非線形性もあることから数値解法は反復法の形式をとる。離散化はスタッガード格子配列のコントロールボリューム法を採用した。コントロールボリューム内で支配方程式を積分することにより、次の代数関係式が得られる⁽¹⁵⁾。

$$A_P \phi_P = A_E \phi_E + A_W \phi_W + A_N \phi_N + A_S \phi_S + A_T \phi_T + A_B \phi_B + S_U \quad \cdots \cdots (14)$$

$$A_P = A_E + A_W + A_N + A_S + A_T + A_B - S_P \quad (15)$$

ここで、 A_i ($i=E, W, N, S, T, B$) は着目する格子点 P まわりの差分係数であり、各係数に含まれる対流項と拡散項の寄与はべき乗法により評価した。生成項の S_U と S_P は次式により線形化した。

$$S_U + S_P \phi = \iiint S_\phi(x, y, z) dx dy dz \quad \cdots \cdots (16)$$

さらに解の発散を避けるために不足緩和法を採用した。使用した緩和係数を表2に示す。また圧力場と速度場の結合は SIMPLE 法⁽¹⁵⁾を採用した。行列式は TDMA 法を三次元に拡張したもので解いた。収束条件は、各格子点の残差の合計が質量(連続式)および質量分率の保存式に対して流入質量、運動量保存式に対して流入運動量、エンタルピー・ふく射熱流束に対して

図2 粒子・液滴分散モデル

表2 解析に使用した緩和係数の値

P	U_j	k	ϵ	μ_t	ρ	h	η_i	R_j
1.0	0.3	0.7	0.7	0.7	0.7	0.5	0.7	1.0

表 3 燃料の性状および飛跡計算時の初期条件

Fuel	Petroleum coke	ASTM No.6 heavy oil
Proximate		
volatile matter (%)	-	87.95
fixed carbon (%)	98.8	12.0
fly ash (%)	1.2	0.05
Ultimate		
C (%)	88.6	84.65
H (%)	4.0	10.0
O (%)	0.2	0.0
N (%)	2.2	0.35
S (%)	5.0	5.0
Lower calorific value (MJ/kg)	34.7	40.0
Initial velocity (m/s)	50.0	150.0
Initial diameter (μm)	10.0~130.0	25.0~325.0
class division number	7	7
Ejection point	20(Gaussian dist.)	Fixed in nozzle tip
Ejection angle [deg.]	0	10(Gaussian dist.)
Number of nozzle	6	12
Total calculated number of trajectories	840	840

断熱火炎温度における値の1%以下とした。

3・2 常微分方程式の解法 常微分方程式はルンゲ・クッタ・ギル法の連立方程式の初期値問題として解いた。積分の時間刻みは、乱流エネルギーとその消散速度から求められる乱流特性時間に従った⁽⁹⁾。炉排出口から粒子が出た場合は、その時点をもって計算を打ち切り、未燃量とみなした。

4. 実験装置および方法

図3に燃焼炉の形状と解析格子分割図を示す。旋回バーナが上段および下段に3本ずつ対向して合計12本設置されている。上段の6本は特C重油専焼, 下段6本は特C重油・石油コークス混焼バーナである。二段燃焼空気の導入孔(OAP)は上段バーナの上方に5本ずつ対向して合計10本設置されている。またこの二段燃焼空気の一部は下段バーナの下, 炉底部の4箇所から炉内に旋回のかかるように導入される(LAP)。ここで全二段燃焼用空気量に対するLAP空気量をLAP空気割合 α とする。表3に燃料の性状および飛跡計算時の条件を、図4に解析に用いた燃料の粒径分布を示す。液滴の初期粒径は実験値をもとに対数正規分布で与えている。表4に実験条件を示す。表4中EGRは排ガス再循環率, Sはスワール数である。

5. 解析結果と実験結果の比較・検討

5・1 燃料の飛跡 図5に α を変化させた場合の石油コークスおよび特C重油の飛跡計算結果を示す。粒子の場合、バーナ付近に形成される旋回流により速やかに分散し、旋回流が粒子燃焼に非常に効果的であることがわかる。液滴の場合初速度が大きいため粒子

図 3 燃焼炉形状と格子分割図

に比較してほぼ直線的に運動している。しかし、どちらの場合も α の増加とともに燃焼性が向上している傾向が示されている。

5・2 ガス温度分布 図6に α を変化させた場合の炉中心断面におけるガス温度分布の解析結果を示す。 α の増加とともにOAP段に形成される高温領域

が排出口方向に拡大している。また炉底部付近にも一部高温領域が出現している。

5.3 酸素濃度分布 図7に α を変化させた場合の炉中心断面における酸素濃度分布の解析結果を示す。 α の増加とともに低酸素濃度領域が拡大し、燃焼領域が炉の広範囲に拡大している。

5.4 NO濃度分布 図8に α を変化させた場合の炉中心断面におけるNO濃度分布の解析結果を示す。炉中心付近に形成される低濃度領域は、いったん生成したNOが N_2 に分解される環元領域と考えられる。この環元領域は、 α の増加とともに次第に減少し、それとともに排出濃度も増加している。

5.5 排出口におけるNO・ばいじん濃度に及ぼす α の影響 図9に α を変化させた場合の排出NOおよびばいじん濃度の解析結果およびNO濃度の実験結果を示す。図8からも示されるように、 α の増加と

ともに排出NO濃度は増加している。実験結果も同様な傾向であり、三次元炉内の燃焼現象を、本解析手法で推算可能であることが示される。一方ばいじん濃度はNO濃度が増加するにつれて減少している。ばいじんに関する定量的実験結果はないものの、定性的には一致した結果が得られており、解析結果はNOとばいじんのトレード・オフの関係を良好に表現している。 α が小さい場合に排出ばいじん濃度が大きいのは、OAP段より下部での高当量比燃焼によるばいじん生成量が、OAP段より上部でのばいじん燃焼量を上回った結果と考えられる。

表4 実験条件

Fuel flow rate	
Petroleum coke(provided with lower burner)	3.47 [kg/s]
ASTM No.6 heavy oil (upper burner)	0.96 [kg/s]
(lower burner)	3.21 [kg/s]
Air flow rate and temperature	
Lower burner(with EGR=0.147, S=1.3)	39.0 [Nm ³ /s], 563 [K]
Upper burner(with EGR=0.147, S=1.3)	39.0 [Nm ³ /s], 563 [K]
Over air port	16.6(1- α) [Nm ³ /s], 556 [K]
Lower air port	16.6 α [Nm ³ /s], 556 [K]
Air ratio	1.1 [-]

図4 燃料の粒径分布

図5 α を変化させた場合の燃料の飛跡計算結果 (上図:石油コークス, 下図:特C重油)

5.6 炉底部における H_2S 濃度に及ぼす α の影響

図10に α を変化させた場合の、炉底部における最大 H_2S 濃度の解析結果を、図11に炉底部における酸素濃度分布の解析結果を示す。図10を見ると α の増加

とともに急激に最大 H_2S 濃度は減少している。これは図11に示されるように、炉底部から導入される二段燃焼空気により、炉底部付近の高酸素濃度領域が拡大し、式(7)の平衡が左辺に移動するためと考えられる。

6. 結 言

実用燃焼ボイラの三次元噴霧燃焼シミュレーションを行い、二段燃焼用空気の一部をバーナ段下部から導入し、その割合を変化させ、排出 NO ・ばいじん濃度、炉底部の H_2S 濃度に及ぼす影響を検討した。その結果、次に示す知見が得られた。

(1) 二段燃焼空気の一部をバーナ段下部から導入

図6 α を変化させた場合の炉中心断面におけるガス温度分布の解析結果

図7 α を変化させた場合の炉中心断面における酸素濃度分布の解析結果

図8 α を変化させた場合の炉中心断面における NO 濃度分布の解析結果

図9 α を変化させた場合の排出 NO ・ばいじん濃度の実験・解析結果

図 10 α を変化させた場合の炉底部における最大H₂S 濃度の解析結果

図 11 α を変化させた場合の炉底部における酸素濃度分布の解析結果

した結果、実験値および解析値ともに排出 NO 濃度は上昇し、排出ばいじん濃度は減少した。

(2) 炉底部の最大H₂S 濃度は、バーナ段下部からの二段燃焼用空気導入により急激に減少した。したがって水管硫化腐食防止に、本方法は有効である。

また、二段燃焼空気の一部を下段バーナ下部から導

入する操作のみでは NO とばいじんの同時低減は不可能であり、他の方法、例えば、全二段燃焼空気の割合、バーナのスワール数、EGR などの併用を検討する必要がある。本シミュレーション法は上記の変更に対しても容易に対応できるが、基礎実験によるモデルの検証および精選化が残された課題である。

文 献

- (1) 鷹嘴・ほか 5 名, 化工論, 14-3(1988), 272.
- (2) 青木・ほか 6 名, 燃協誌, 68-12(1989), 1053.
- (3) Crowe, C. T., ほか 2 名, *Trans. ASME, J. Fluid Eng.*, 99 (1977), 325.
- (4) Khalil, E. E., ほか 2 名, *Int. J. Heat Mass Transf.*, 18 (1975), 775.
- (5) Launder, B. E. and Spalding, D. B., *Comput. Methods Appl. Mech. Eng.*, 3(1974), 269.
- (6) Magnussen, B. F. and Hjertager, B. H., *Proc. 16th Symp. (Int.) Combust.*, (1976), 719.
- (7) Gosman, A. D. and Lockwood, F. C., *Proc. 14th Symp. (Int.) Combust.*, (1972), 661.
- (8) Beer, J. M. (Afgan, N. H. and Beer, J. M., ed.) *Heat Transfer in Flames*, (1974), 30, John Wiley & Sons.
- (9) Boyd, R. K. and Kent, J. H., *Proc. 21th Symp. (Int.) Combust.*, (1986), 265.
- (10) Scott, C. H., ほか 2 名, *Proc. 20th Symp. (Int.) Combust.*, (1984), 1391.
- (11) Abbas, A. S. and Lockwood, F. C., *J. Inst. Energy*, 58 (1985), 112.
- (12) Clift, R. M., ほか 2 名, *Bubble, Drop and Particles*, (1978), 97, Academic Press.
- (13) Young, B. C. and Smith, I. W., *Proc. 18th Symp. (Int.) Combust.*, (1981), 1249.
- (14) Mulcahy, M. F. R. and Smith, I. W., *Rev. Pure Appl. Chem.*, 19(1969), 81.
- (15) Patankar, S. V., *Numerical Heat Transfer and Fluid Flow*, (1980), 113, Hemisphere Pub. Co.