

## 格子ボルツマン法による転炉内二次燃焼の解析\*

古賀輝久<sup>\*1</sup>, 山本和弘<sup>\*2</sup>  
岸本康夫<sup>\*3</sup>, 山下博史<sup>\*2</sup>Numerical Simulation of Secondary Combustion in Converter  
Using Lattice Boltzmann MethodTeruhisa KOGA, Kazuhiro YAMAMOTO<sup>\*4</sup>,  
Yasuo KISHIMOTO and Hiroshi YAMASHITA<sup>\*\*</sup>Department of Mechanical Science and Engineering, Nagoya University,  
Furo-cho, Chikusa-ku, Nagoya-shi, Aichi, 464-8603 Japan

In this study, numerical simulation on fluid flow and secondary combustion reaction in a converter has been conducted, where CO formed from the high-temperature molten steel is reacted with oxygen. With top blowing lance, the oxygen jet impinges on liquid metal to produce a cavity under gravity. To consider two phases, molten steel and mixture of O<sub>2</sub>, CO, CO<sub>2</sub>, the Lattice Boltzmann method is used. As for the combustion reaction, the flamer model and finite reaction model are used to discuss the mass and heat transport in the converter. Results show that the time-averaged cavity shape corresponds to the empirical model derived from the experiments and theoretical consideration. Then, the fluctuated liquid surface with the oxygen jet impingement is well simulated. By increasing the oxygen injection velocity, the surface of molten steel is largely wrinkled. The convection and reaction of CO are affected, with smaller secondary combustion ratio.

**Key Words:** Numerical Analysis, Jet, Flame, Multi-phase, Lattice Boltzmann Method, Secondary Combustion

## 1. 緒 論

転炉を使用する従来の目的は、溶鉄中の不純物(C, Si, Pなど)を酸化除去して高品位の溶鋼にすることである。しかし、最近に至って溶せん予備処理プロセスの熱源であるけい素の減少および工程分割に伴う熱損失の増加のため、転炉内の熱源が不足し、熱源の確保が重要な課題となってきた<sup>(1)</sup>。一般に、固体原料の多量使用となる高スクラップ操業や鉍石の溶融還元プロセスでは、大量の熱源を必要とするので、通常の転炉操業における酸化反応熱のみでは不十分である<sup>(2)</sup>。そこで、転炉への熱供給方法として、(1)石炭やコークスなどの燃料添加、(2)二次燃焼の利用、の二つが挙げられる<sup>(1)</sup>。

石炭、コークスなどの燃料添加は確実に熱補償を行えるが、炭材使用によるコストアップや精練時間の延長、不純物濃度の増加などの欠点がある。二次燃焼法

とは、ランスから超音速の酸素噴流を炉内に吹き込むことにより溶鉄中に含まれる炭素分からCOを生成させ、最終的にCO<sub>2</sub>になる際の燃焼熱を利用して溶鉄に着熱させる方法である。石炭、コークスなどの燃料添加と違い、鋼中のS, Nなどの不純物濃度の増加がなく、清浄な熱源付加技術として注目されている<sup>(3)</sup>。この転炉内二次燃焼技術を用いることにより、石炭やコークスなどの燃料を添加する場合でも、燃料を少なくすることができるという利点がある。

現在、高い二次燃焼率をもつランスの開発が行われている。その指標として二次燃焼率があり、その定義は転炉の外部に排出するCOとCO<sub>2</sub>の混合気におけるCO<sub>2</sub>の割合である。二次燃焼を効率よく行うために、ランスから吹き込んだO<sub>2</sub>の流動やCOとの反応挙動の解析が重要となる。しかしながら、従来の研究では溶融鉄の形状を仮定し、気相との境界面が時間的に変動することを考慮していない。転炉ではランスからの酸素噴流が鋼浴面と衝突し循環流が形成され、実際の溶鉄の界面は吹き付けられる酸素噴流によりつねに変動しており、これにより転炉内の熱・物質移動も大きく影響を受けるはずである。

そこで本研究では、ランスからの酸素噴流と液相の溶融鉄を考慮した転炉内の流れを解析し、COとCO<sub>2</sub>

\* 原稿受付 2006年3月28日。

<sup>\*1</sup> 名古屋大学大学院工学研究科機械理工学専攻(☎464-8603 名古屋市千種区不老町)。<sup>\*2</sup> 正員、名古屋大学大学院工学研究科。<sup>\*3</sup> JFEスチール(株)スチール研究所(☎721-8510 福山市鋼管町)。

E-mail: kazuhiko@mech.nagoya-u.ac.jp

の反応挙動について検討する。解析には、混相流の解析に広く適用されている格子ボルツマン法(LBM)を用いた<sup>(4)~(7)</sup>。本解析モデルの妥当性を検証するため、得られた溶融鉄の界面をこれまでに提案されている界面形状の実験式と比較した<sup>(8)</sup>。また、COの燃焼反応に関しては、反応速度が無限大とする火炎面モデルと、一段不可逆反応による有限反応速度モデルを用いて比較し、検討を行った<sup>(9)(10)</sup>。

2. 解析モデルおよび計算方法

2.1 格子ボルツマン法 格子ボルツマン法(Lattice Boltzmann Method: LBM)は、非圧縮の単相流体だけでなく、混相流や多孔体内の流れ解析などに近年適用されている<sup>(11)(12)</sup>。本解析は二次元で行うため、9方向の速度ベクトルをもつD2Q9モデルを用いる(図1)。図1に示すような二次元のモデルでは、空間は正方形の格子で離散化される。この場合、粒子の速度ベクトルはそれぞれ以下ようになる。

$$e_i = \begin{cases} = (0, 0) & (i=0) \\ = (\cos [(i-1)\pi/2], \sin [(i-1)\pi/2]) \cdot c & (i=1-4) \\ = (\cos [(i-5)\pi/2 + \pi/4], \sin [(i-5)\pi/2 + \pi/4]) \sqrt{2} \cdot c & (i=5-8) \end{cases} \dots\dots\dots (1)$$

ここで、 $c = \delta_x / \delta_t$ であり、 $\delta_x$ と $\delta_t$ は格子間距離と時間間隔である。格子ボルツマン法には圧縮性のモデルと非圧縮性のモデルがある。本解析で使用した圧縮性のモデルでは、密度の分布関数 $\rho_i$ を用いて流れを記述する。圧縮のモデルにおける密度 $\rho$ の分布関数の発展方程式を式(2)に、また平衡分布関数を式(3)に示す。

$$\rho_i(\vec{x} + \vec{e}_i \delta_t, t + \delta_t) - \rho_i(\vec{x}, t) = -\frac{1}{\tau} [\rho_i(\vec{x}, t) - \rho_i^{eq}(\vec{x}, t)] \dots\dots\dots (2)$$

$$\rho_i^{eq}(\vec{x}, t) = w_i \rho \left[ 1 + 3 \left( \frac{\vec{e}_i \cdot \vec{u}}{c^2} \right) \right]$$

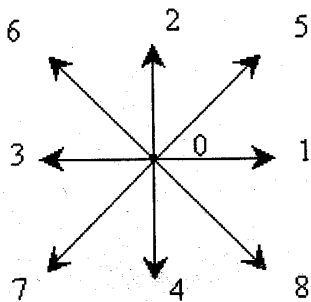


Fig. 1 D2Q9 model

$$+ \frac{9}{2} \left( \frac{\vec{e}_i \cdot \vec{u}}{c^2} \right)^2 - \frac{3}{2} \left( \frac{\vec{u}}{c} \right)^2 \dots\dots\dots (3)$$

ここで、 $w_i$ は定数であり、 $w_0=4/9$ 、 $w_{1-4}=1/9$ 、 $w_{5-8}=1/36$ を用いる。密度と速度ベクトルは式(4)、(5)により求められる。

$$\rho(\vec{x}, t) = \sum_i \rho_i(\vec{x}, t) \dots\dots\dots (4)$$

$$\vec{u}(\vec{x}, t) = \sum_i (\rho_i^{eq}(\vec{x}, t) \vec{e}_i) / \rho(\vec{x}, t) \dots\dots\dots (5)$$

動粘性係数 $\nu$ は、式(2)中の緩和時間 $\tau$ を用いて以下のように表される。

$$\nu = \frac{2\tau - 1}{6} \frac{\delta_x^2}{\delta_t} \dots\dots\dots (6)$$

2.2 気相と溶融鉄に対する二相流体モデル

前述したモデルは単相流を対象としたものであったが、LBMは液液や気液の二相流体にも適応することができる。従来の二相流体の解析手法では、それぞれの相を別々に解くことから、二相の境界面の位置を求める必要があった。しかし、二相系の格子ボルツマン法では界面形状を追跡する必要がないため、二相流の解析に適しているといえる。現在、二相系のLBMのモデルはいくつか開発されているが、本研究では初期のモデルであるGunstensen & Rothmanモデル<sup>(6)</sup>を用いて気相と液相(溶鉄)の二相を扱い、これらの界面形状の変化を解析した。

このモデルを簡単に説明する。まず2種類の流体をそれぞれ赤粒子( $k=r$ )、青粒子( $k=b$ )とする。各粒子分布は以下のような格子ボルツマン方程式(7)によって記述される。

$$f_i^k(\vec{x} + \vec{e}_i \delta_t, t + \delta_t) = f_i^k(\vec{x}, t) + \Omega_i^k(\vec{x}, t) \dots\dots (7)$$

ここで、 $f_i^k(\vec{x}, t)$ は各流体の*i*方向( $i=0\sim 8$ )の分布関数である。各粒子の密度 $\rho_r$ 、 $\rho_b$ は分布関数により式(8)のように表される。

$$\rho_k(\vec{x}, t) = \sum_i f_i^k(\vec{x}, t) \dots\dots\dots (8)$$

衝突項 $\Omega_i^k(\vec{x}, t)$ は、単相のときに考慮した衝突項と二相間の相互作用項がある。それぞれ $(\Omega_i^k)^1$ と $(\Omega_i^k)^2$ とすると、 $(\Omega_i^k)^1$ は式(9)で記述される。

$$(\Omega_i^k)^1 = -\frac{1}{\tau_k} [f_i^k(\vec{x}, t) - f_i^{k(eq)}(\vec{x}, t)] \dots\dots\dots (9)$$

ここで $\tau_k$ は各相における緩和時間である。二相の間の相互作用項は、次式のように記述される。

$$(\Omega_i^k)^2 = \frac{A_k}{2} |\vec{F}| \left[ \frac{(\vec{e}_i \cdot \vec{F})^2}{|\vec{F}|^2} - \frac{2}{3} \right] \dots\dots\dots (10)$$

ここで、 $\vec{F}$ は赤粒子と青粒子の局所の密度差を表し、次式で与えられる。

$$\vec{F}(\vec{x}) = \sum_i \vec{e}_i [\rho_r(\vec{x} + \vec{e}_i, t) - \rho_b(\vec{x} + \vec{e}_i, t)] \dots\dots\dots (11)$$

$A_k$ は表面張力を決定する係数であり、溶融鉄の表面

張力が1800 mN/mとなるように与えた<sup>(13)</sup>。また以下のようなパラメータを導入する。

$$j = \sum_i (f_i^r - f_i^b) \cdot \vec{e}_i \dots \dots \dots (12)$$

Gunstensen & Rothman モデルでは、二つの粒子の分布関数が存在するとき、 $-(j \cdot \vec{F})$  が最大になるように赤粒子と青粒子の分布関数を与える。この操作により、同じ種類の流体は互いに凝集する。また、本解析では外力として重力も考慮し<sup>(14)</sup>、気相と溶融鉄の二相を模擬した。

**2.3 燃焼場の解析方法(火炎面モデル)** 火炎面

モデルでは、反応速度は無限大であり、反応は無限小厚さの火炎面内で起こるとする。この場合、混合の度合いを示す混合分率  $f$  により温度や濃度(各化学種の質量分率)のスカラ量が決定される<sup>(15)</sup>。火炎面モデルによる格子ボルツマン法の解析では、混合分率の分布関数を用いる。その発展方程式と平衡分布関数をそれぞれ式(13)、(14)に示す<sup>(9)</sup>。

$$F_{f,i}(\vec{x} + \vec{e}_i \delta_t, t + \delta_t) - F_{f,i}(\vec{x}, t) = -\frac{1}{\tau} [F_{f,i}(\vec{x}, t) - F_{f,i}^{(eq)}(\vec{x}, t)] \dots \dots \dots (13)$$

$$F_{f,i}^{(eq)}(\vec{x}, t) = w_i f \left[ 1 + 3 \left( \frac{\vec{e}_i \cdot \vec{u}}{c} \right) + \frac{9}{2} \left( \frac{\vec{e}_i \cdot \vec{u}}{c} \right)^2 - \frac{3}{2} \left( \frac{\vec{u}}{c} \right)^2 \right] \dots \dots \dots (14)$$

また、式(15)により混合分率を求める。

$$f(\vec{x}, t) = \sum_i F_{f,i}(\vec{x}, t) \dots \dots \dots (15)$$

**2.4 燃焼場の解析方法(有限反応速度モデル)**

有限反応速度モデルでは、アレニウスの式により反応速度を決定し、流れを記述する密度の分布関数と同様に、温度や濃度などの各スカラ量に対する分布関数を用いる。その発展方程式と平衡分布関数をそれぞれ式(16)と式(17)に示す<sup>(10)</sup>。

$$F_{s,i}(\vec{x} + \vec{e}_i \delta_t, t + \delta_t) - F_{s,i}(\vec{x}, t) = -\frac{1}{\tau_s} [F_{s,i}(\vec{x}, t) - F_{s,i}^{(eq)}(\vec{x}, t)] + w_i Q_s \dots \dots \dots (16)$$

$$F_{s,i}^{(eq)}(\vec{x}, t) = w_{is} \left[ 1 + 3 \left( \frac{\vec{e}_i \cdot \vec{u}}{c} \right) + \frac{9}{2} \left( \frac{\vec{e}_i \cdot \vec{u}}{c} \right)^2 - \frac{3}{2} \left( \frac{\vec{u}}{c} \right)^2 \right]$$

$$s = T, Y_j (j = O_2, CO, CO_2) \dots \dots \dots (17)$$

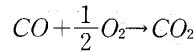
温度と化学種  $j$  の濃度(質量分率)は以下で与えられる。

$$T(\vec{x}, t) = \sum_i F_{T,i}(\vec{x}, t) \dots \dots \dots (18)$$

$$Y_j(\vec{x}, t) = \sum_i F_{Y_{j,i}}(\vec{x}, t) \dots \dots \dots (19)$$

ここで式(16)にある  $Q_s$  は、発熱速度や反応速度などの生成項である。本研究では、反応機構に一段の総括

不可逆反応を用いた。反応速度定数の前指数因子  $A$  と活性化エネルギー  $E$  は文献(16)を参考に、



$$A = 3.1 \times 10^{11} \text{ [cm}^3 \text{ / (mol} \cdot \text{s)]}$$

$$E = 1.58 \times 10^5 \text{ [J/mol]}$$

とした。温度場や濃度場の計算に必要な緩和時間  $\tau_s$  については、熱拡散率  $\kappa$  や各化学種の物質拡散係数  $D_j$  により式(20)、(21)で与えた。

$$\kappa = \frac{2\tau_T - 1}{6} \frac{\partial_x^2}{\partial_t} \dots \dots \dots (20)$$

$$D_j = \frac{2\tau_{Y_j} - 1}{6} \frac{\partial_x^2}{\partial_t} \dots \dots \dots (21)$$

**2.5 計算領域と境界条件**

次に、計算領域について説明する。図2において、計算領域下部が溶融鉄を示し、その上部は気相である。また中央部に酸素を吹き出すランスがある。実際の転炉は数 m のスケールを有するが、今回は計算の制約上、計算領域の大きさを 8 mm × 6 mm、格子点数は  $x$  方向 401、 $y$  方向 301 とした。ランスの直径は 0.8 mm とし、半径 0.4 mm に 21 点の格子点を配置した。静止した溶融鉄の界面からランスまでの高さ  $H_0$  は 3.8 mm である。ランスから噴出する酸素の初速を  $U_{in}$  (速度の大きさは 2, 5, 10 m/s の三とおり)、酸素の温度は 300 K とし、溶融鉄の温度は 1700 K とした。

また境界条件については、計算領域の各境界に分けて説明する。

(1) 酸素噴出口(ランス出口) ランスから噴出される酸素は、流入速度  $U_{in}$  で流入する。温度や濃度は以下のように与えた。

$$T = 300 \text{ K}, Y_{CO} = 0, Y_{CO_2} = 0, Y_{O_2} = 1$$

(2) ノズル側壁部 ノズル側壁部の境界条件は粘性壁とし、 $x$  方向と  $y$  方向の流速が零となる Non-slip 条件を密度の分布関数に適用した。なお、温度や濃度などのこう配は零とした。

(3) 中央部(ランス以外) 中央部は対称境界 (Slip 境界) を用いた。また、温度や濃度などのスカラ量の境界条件に関しても同様に Slip 境界を用いた。

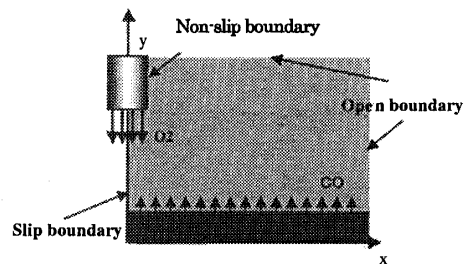


Fig. 2 Coordinate and boundary conditions

(4) 計算領域右端および上部の出口部 図2において、上部ノズル部を除いた境界および右端の溶鉄の領域を除いた境界は自由流出境界とした。すなわち、出口では十分発達しているとしてこう配を零とした。

(5) 溶融鉄界面 溶融鉄の表面からはつねにCOが流入するとした。COの流入速度  $U_F$  は0.1, 0.25, 0.5 m/sとした。これらの値を用いると、溶融鉄の界面が変動する前の状態でCOの流入量がランスから供給される酸素量と等しくなる。

$$T=1700\text{ K}, Y_{CO}=1, Y_{CO_2}=0, Y_{O_2}=0$$

本モデルの妥当性を検証するため、溶鉄の界面形状についてすでに提案されている経験式と比較した。概略図を図3に示す。最大くぼみ深さ  $L$  は瀬川の与えた以下の式(22), (23)から計算した<sup>(8)(17)</sup>。

$$L=L_h \exp(-0.78H_0/L_h) \dots\dots\dots(22)$$

$$L_h=0.0411(Q_{O_2}/d)^{2/3} \dots\dots\dots(23)$$

$L$  はくぼみ深さ、 $H_0$  は静止した界面からノズルまでの距離、 $Q_{O_2}$  はノズルでの酸素の流量、 $d$  はノズル直径、 $L_h$  は  $H_0=0$  のときのくぼみ深さを表す。吹き付けられた  $O_2$  ジェットによる鋼浴面のくぼみ部の形状は、文献(17)にあるように放物線で近似して式(24)で与えた。

$$y=ax^2 \dots\dots\dots(24)$$

式にある定数  $a$  については、ガスジェット出口での単位時間当たりの運動量とくぼみ部がガスに与える垂直方向の体積力の釣り合いから式(25)により求めた。

$$\dot{m}_{in}U_{in}=\rho_l g \int_0^L \pi x^2 dy = \pi \rho_l g L^2 / 2a \dots\dots\dots(25)$$

ここで、 $\rho_l$  は溶鉄の密度を表している。またこの経験式により与えられる溶融鉄の形状(溶融鉄の界面は変動せず一定の形状)を与えた計算も行った。

3. 解析結果および考察

3・1 溶融鉄の界面形状の比較 図4(a), (b)にノズル(ランス)から酸素を5 m/sと10 m/sで高温のCO雰囲気中に噴出した場合の界面形状を示す。計算

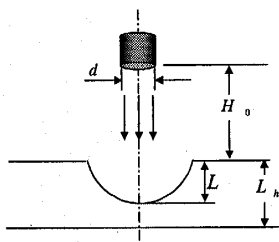


Fig.3 Schematic diagram of impinging free jet on molten steel bath surface

領域中央上部に酸素ノズルがあり、下部の黒い領域で示した溶融鉄が噴流により変形しているようすが模擬されている。

次に、今回の二相流解析の妥当性を確認するため、溶融鉄の界面形状とこれまでに提案されている経験式との比較を行った。図5に、酸素の流入速度が5 m/sと10 m/sの場合の結果をそれぞれ示した。なお、 $d$  はノズル直径であり、点線が経験式により与えられる分布形状、実線が変動する界面の0.3 ms間の時間平均形状を示している。

これによると、本解析モデルにより得られたくぼみ界面の形状は、いずれの流速でも経験式にほぼ一致することがわかった。したがって、本解析により実際の形状をよく再現できていることが確認できた。

3・2 化学反応モデルによる比較

次に、反応モデルについて検討した。まず、反応速度無限大を仮定した火炎面モデルにおいて、混合分率  $f$  と各スカラー量の関係を図6に、これを用いて得られた時刻  $t=3\text{ms}$

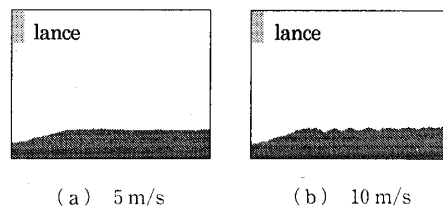


Fig.4 Region of molten steel at different oxygen velocity

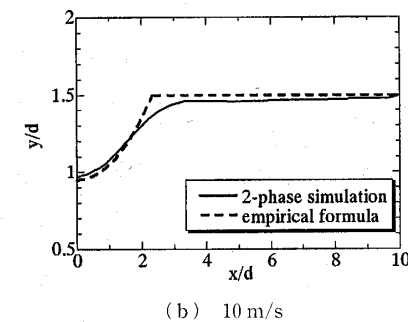
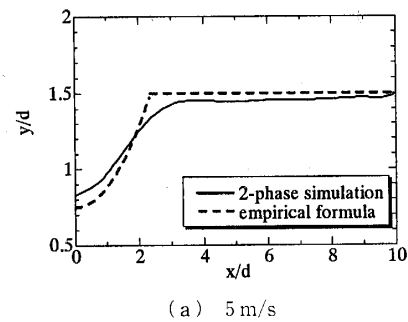


Fig.5 Comparison between 2-phase simulation and empirical formula

の結果を図7に示す。また比較のため、有限反応速度モデルを用いて同じ流速条件で得られた燃焼場の同時刻の結果を図8に示した。いずれも、酸素の流速は10 m/sとした。

これによると、火炎面モデルではCOやO<sub>2</sub>は完全に消費されるのに対し、有限反応速度モデルでは高温の領域でも反応せずに残っているCOやO<sub>2</sub>があることがわかった。また、有限反応モデルの高温領域は火炎面モデルに比べ狭くなっており、最高温度は有限反応速度モデルが火炎面モデルより1000 Kほど低い結果となった。ただし、加藤らが行った解析<sup>(17)</sup>と比較すると、有限反応速度モデルでも最高温度が400 Kほど高い結果となっている。これはおそらく、ふく射による熱損失を考慮していないことや溶融鉄の温度を1700 Kに固定しているためであると考えられる。

3.3 酸素の流入速度の違いによる比較

ここでは、酸素の流入速度を変えたときの燃焼場の違いについて検討した。流入速度が5 m/sと10 m/sの温度分布を図9に、時刻  $t=4.8\text{ms}$  のO<sub>2</sub>の濃度分布を図10にそれぞれ示す。これらの結果は、反応モデルに有限

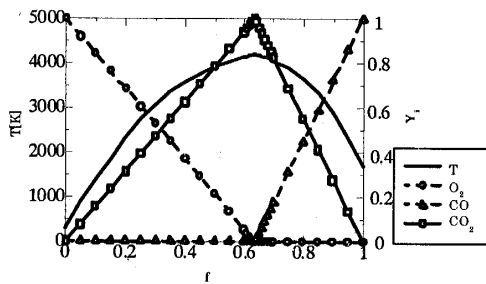


Fig. 6 Temperature and mass fraction of species as function of mixture fraction

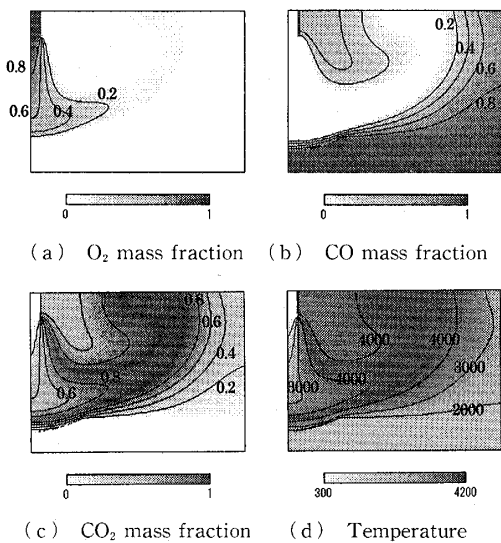


Fig. 7 Contours using infinite reaction rate model

反応速度モデルを用い、二相流の解析を行って溶融鉄の変動を考慮した結果である。温度分布と反応速度分布を比較したところ、2500 Kより高い領域が反応領域に相当しており、温度分布から反応帯を含む火炎の挙動を議論することができる。

中央部の酸素の噴流では界面付近に火炎が存在するが、そこから離れるにつれ火炎は上部に移動した。また、流入速度により温度分布と濃度分布に違いが見られた。特に、酸素の流入速度が大きいと、火炎面が大きく変動していることがわかる。これはおそらく酸素噴流が溶融鉄の表面に衝突して反射し、生じた循環流のために、流速が大きく変動したためであると思われる

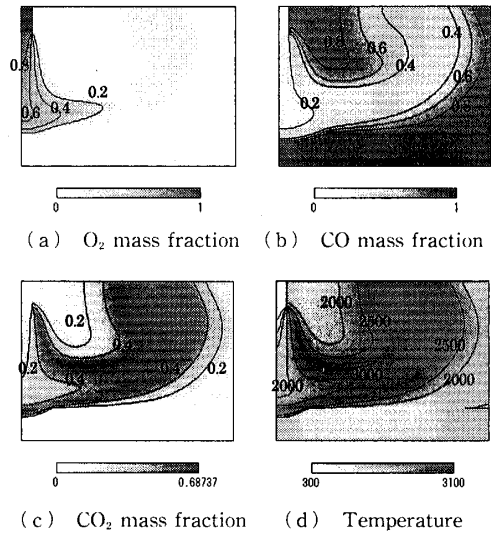


Fig. 8 Contours using finite reaction rate model

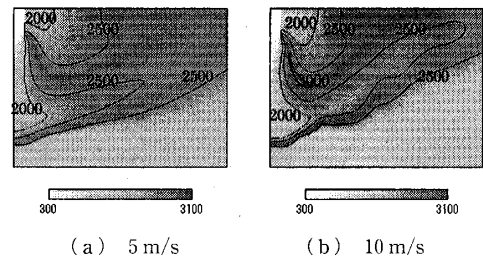


Fig. 9 Contours of temperature

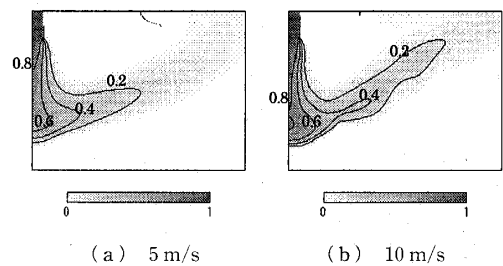


Fig. 10 Contours of mass fraction of O<sub>2</sub>

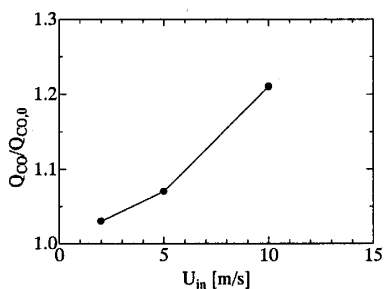


Fig. 11 Variations of CO volume rate with oxygen injection velocity

る。

次に、酸素の流入速度を 2, 5, 10 m/s と変化させ、変動する界面から流入する CO の流量を求めた。その結果を図 11 に示す。ここで、縦軸は CO の流入量  $Q_{CO}$  を、界面を固定させた場合(溶融鉄の界面は変動せず一定の形状を与えた場合)の流入量  $Q_{CO,0}$  で無次元化して表示した。これによると、酸素の流入速度が大きくなるほど CO の流入量が増えていることがわかった。

図 4 でも示したが、酸素の流入速度が大きいくほど界面の変動が大きくなる。すなわち、気相と溶融鉄の境界面の表面積が大きくなるために、界面からの CO の流入が多くなったものと思われる。このような結果は、従来の固定した溶融鉄を仮定した解析では得ることができない。実際の下吹き転炉の場合も、炉の底部より酸素を吹き込むことで溶融鉄のかくはんを行い、酸素と溶融鉄の接触面積を増やすことで脱炭を促進させる<sup>(18)</sup>。したがって、本解析のように溶融鉄の界面の変動を考慮することで、より現実的な予測が可能となるものと思われる。

**3・4 二次燃焼率** 最後に、二次燃焼率について検討した。二次燃焼率は、転炉の外に排出される排ガス中に含まれる CO+CO<sub>2</sub> の量に対する CO<sub>2</sub> の比である。本研究では転炉全体を計算の対象としていないため、計算領域の外に流出する混合気中の CO と CO<sub>2</sub> の和に対する CO<sub>2</sub> の割合を二次燃焼率として式(26)より求めた。

$$SCR = \frac{Q_{CO_2}}{Q_{CO} + Q_{CO_2}} \dots\dots\dots (26)$$

ここで、 $Q_{CO_2}$  は領域外に排出される CO<sub>2</sub> の流量、 $Q_{CO}$  は CO の流量を表す。また、表 1 に示すように、以下の四つのケースについて二次燃焼率を求めた。その結果を図 12 に示す。反応モデルに加え、溶鉄の界面の変動を考慮した場合と経験式で界面の形状を与えた場合の違いも比較した。

Table 1 Calculation condition

model	reaction	boundary
a	finite	empirical fomula
b	finite	two-flow
c	infinite	empirical fomula
d	infinite	two-flow

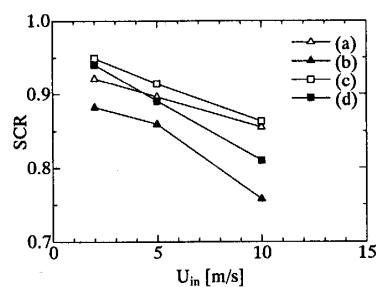


Fig. 12 Secondary combustion ratio

いずれの場合も酸素の流入速度を大きくすると、二次燃焼率が低くなることがわかった。この傾向は、これまでに報告されている実験の結果と同様の傾向を示した<sup>(17)</sup>。次に反応モデルによる違いについて検討する。火炎面モデルでは CO の反応量を高く見積もるため、有限反応速度モデルより二次燃焼率が高い値となっている。一方、二相流の解析により界面の変動を考慮した場合は、経験式により固定された界面を与えた場合より全体的に低い値となった。これはおそらく、界面の変動を考慮することで、CO の流入量が増え、同時に未反応の CO も増えて二次燃焼率が減少したものと思われる。

#### 4. 結 論

本研究では、気相と溶融鉄が混在する転炉内の流れ場を LBM により解析し、ランスから流入した酸素と溶融鉄から出る CO の反応挙動について検討した。Gunstensen & Rothmann の二相流モデルを用いて溶融鉄の界面を模擬し、これまでに提案されている界面形状の実験式と比較した。また、CO の燃焼反応に関しては、反応速度が無限大とする火炎面モデルと、一段不可逆反応による有限反応速度モデルを用い、比較・検討を行った。その結果、以下の結論を得た。

(1) ノズル(ランス)から吹き出す酸素の速度を大きくすると、溶鉄の界面の変動が大きくなり、くぼみも深くなる。溶鉄の界面の形状をこれまでに提案されている実験式と比較した結果、両者はほぼ一致したことから、実際の溶融鉄の形状を本解析により再現でき

た。

(2) COの燃焼反応に有限反応速度モデルを用いた場合は、無限反応速度を仮定した火炎面モデルに比べて高温の領域が狭くなり、最高温度も1000 K程度低くなる結果となった。

(3) 火炎の形状を観察した結果、酸素の噴流が溶鉄の界面に衝突する中央部では、界面近くに火炎が存在するが、そこから離れるにつれ火炎位置が上部に移動した。これは酸素噴流が溶融鉄の表面で反射した流れにより火炎が影響を受けることを示している。

(4) 酸素の流入速度を大きくすると、排ガス中に含まれるCO<sub>2</sub>の割合を示す二次燃焼率は下がった。この傾向は、これまでに報告されている実験結果と同様であった。二次燃焼率は有限反応速度を用いることにより火炎面モデルより低い値となった。また界面の変動を考慮すると界面の表面積が増加するためCOの流入量が増え、二次燃焼率は減少した。

## 文 献

- (1) Hirai, M. et al., The Mechanism of Post Combustion in Converter, *Iron and Steel*, (1987), pp. 1117-1124.
- (2) Mabuchi, M. et al., Numerical Analysis of the Gas Flow and Combustion Reaction in Converter, *Iron and Steel*, (1989), pp. 1139-1145.
- (3) Takashiba, N. et al., Develop of the Post Combustion Technique in Combined Blowing Converter, *Iron and Steel*, (1989), pp. 89-96.
- (4) Inamuro, T., *Physicality research*, Vol. 77, No. 2 (2001), pp. 197-232.
- (5) Gunstensen, A. K. et al., Lattice Boltzmann model of immiscible fluids, *Physical Review A*, Vol. 43 (1991), pp. 4320-4327.
- (6) Inamuro, T. et al., Lattice Boltzmann Simulations of drop deformation and breakup in shear flows, *International Journal of Modern Physics B*, (2003), pp. 21-26.
- (7) Chen, S. and Doolen, G. D., Lattice Boltzmann Method for Fluid Flows, *Annual Rev. Fluid Mech.*, Vol. 30 (1998), pp. 329-364.
- (8) Segawa, K., *Metallurgy Engineering*, (1976), pp. 87-96.
- (9) Yamamoto, K., LB Simulation on Combustion with Turbulence, *International Journal of Method Physics B*, Vol. 17 (2003), pp. 197-200.
- (10) Yamamoto, K. et al., Simulation of Combustion Field with Lattice Boltzmann Method, *Journal of Statistical Physics*, (2002), pp. 367-383.
- (11) Yamamoto, K. et al., Combustion Simulation with Lattice Boltzmann Method in a Three-Dimensional Porous Structure, *Proceedings of the Combustion Institute*, Vol. 30 (2005), pp. 1509-1515.
- (12) Yamamoto, K. and Takada, N., LB Simulation on Soot Combustion in Porous Media, *Special Volume in Physica A*, Vol. 362 (2006), pp. 111-117.
- (13) Ogino, K., Wetting at High Temperature, *Electric Furnace Steel*, (1981), Vol. 4: pp. 262-269.
- (14) He, X. et al., Analytic Solutions of Simple Flows and Analysis of Nonslip Boundary Conditions for the Lattice Boltzmann BGK Model, *Journal of Statistical Physics*, (1997), pp. 115-136.
- (15) Kuo, K. K., Principles of Combustion, *A Wiley-International Publication*, (1986), pp. 6-108.
- (16) Westbrook, C. K. and Dryer, F. L., Simplified Reaction Mechanisms for the Oxidation of Hydrocarbon Fuels in Flames, *Comust. Sci. Technol.*, Vol. 27 (1981), pp. 31-43.
- (17) Kato, Y. et al., Theoretical Study on Gas Flow and Heat and Mass Transfer in a Converter, *Iron and Steel*, (1989), pp. 100-107.
- (18) Ishikawa, H. et al., Characteristics of Post-combustion and Heat Transfer into the Wall in a Test Decarburization Furnace, *Iron and Steel*, (1987), pp. 653-600.