

転炉内上吹き気流およびガス反応の解析

技術報告

馬渕昌樹*・国分春生*・中戸 参*²・野崎 努*³

Numerical Analysis of the Gas Flow and Combustion Reaction in Converter

Masaki MABUCHI, Haruo KOKUBU, Hakaru NAKATO and Tsutomu NOZAKI

Synopsis :

The mathematical model for numerical analysis of the gas flow and combustion reaction in a converter is developed by taking into account of the equilibrium reaction of CO-CO₂-O₂ gas mixture at a given temperature. The effect of molten steel bath shape, thermal condition of side wall and operation conditions on the combustion ratio is clarified by the calculation on the mathematical model.

The model is compared by the evaluation of the combustion ratio between calculated value and observed one. By considering the depression of molten steel bath and the heat flow to side wall, the high temperature gas region above 2 250 K in the converter is found to appear near molten steel bath surface.

Key words : post combustion ; mathematical model ; gas flow ; basic oxygen converter.

1. 緒 言

転炉での熱補償は、溶銑予備処理時の温度低下の回復、溶融還元あるいはスクラップ大量使用時の熱源として重要な技術である。特に、転炉内での二次燃焼は、木村ら¹⁾の先駆的研究があり、以来、安価で清浄な熱源として注目され、多くの二次燃焼促進技術が開発されている^{1)~5)}。

転炉内のガス流れを解析し、燃焼域を特定することは、二次燃焼機構の解明と着熱効率の高い二次燃焼促進技術開発の指針になると考えられる。二次燃焼機構の解析に関しては、O₂自由噴流を2次元で解析して、COの巻込みとCO₂の逸散を考慮した例⁶⁾、平衡反応からCO-CO₂-O₂フレイムの燃焼温度を推定した例⁷⁾がある。最近、加藤ら⁸⁾は、単孔ランスの場合の炉内ガス反応をモデル化し、ガス成分の濃度分布と燃焼のエンタルピーを解析した。また斜め吹きした自由噴流の上昇流による屈曲と二次燃焼率の関係を求めた⁹⁾。これらの研究は、O₂自由噴流と雰囲気気の反応を扱っており、円筒対称あるいはO₂ジェットのみを解析するなど単純化している。転炉内のガス流れは上吹きランスからのO₂ジェットが鋼浴面と衝突、反転し循環流を構成するうえ、

副孔からのO₂ジェットも存在し、複雑な乱流場となる。本報では、汎用伝熱解析ソフトPHOENICSを用いて、3次元ガス流れおよび燃焼反応の解析を試み、鋼浴の形状、壁の熱的条件の二次燃焼に与える影響を実機操業と比較、検討した。

2. 計算理論および方法

転炉内のガスは、非等温圧縮性流体として扱い、O₂とCOおよびCO₂から成る混合気体を単一のガス相と考えてその乱流拡散混合を数値解析した。

2.1 基礎式

三次元軸対称座標系を(*R*, *θ*, *Z*)とすれば、定常状態における基礎方程式は次のように与えられる。

連続の式および運動方程式はそれぞれ(1)、(2)式で与える。

$$\text{div}(\rho \vec{u}) = 0 \quad \dots\dots\dots (1)$$

$$\text{div}(\rho \vec{u} \vec{u}) = \text{div}(\mu_{eff} \text{grad} \vec{u}) - \text{grad} P \quad \dots\dots (2)$$

ガスの密度は、状態方程式から(3)式で与える。

$$\rho = (p_0 + p) / (N \cdot R_0 \cdot T) \quad \dots\dots\dots (3)$$

ここで、*R*₀: 気体定数 8 314 (J/kmol·K)

(3)式中単位体積当たりのモル数 *N* は(4)式で与える。

$$N = \sum (X_i / M_i) \quad \dots\dots\dots (4)$$

昭和 63 年 4 月 本会講演大会にて発表 平成元年 1 月 12 日 受付 (Received Jan. 12, 1989)

* 川崎製鉄(株)鉄鋼研究所 (Iron & Steel Research Laboratories, Kawasaki Steel Corp., 1 Kawasakidori Mizushima Kurashiki 712)

*² 川崎製鉄(株)鉄鋼研究所 工博 (Iron & Steel Research Laboratories, Kawasaki Steel Corp.)

*³ 川崎製鉄(株)鉄鋼研究所 理博 (Iron & Steel Research Laboratories, Kawasaki Steel Corp.)

ここで、 X_i : i 成分の質量分率、 M_i : i 成分の分子量
乱流モデルは二方程式モデルとして、 k - ϵ モデル¹⁰⁾を用いた。乱流エネルギー k および k の散逸速度 ϵ の輸送方程式は、(5)、(6)式で与えられる。

$$\text{div}(\rho \vec{u} k) = \text{div}\{(\mu_{eff}/\sigma_k)\text{grad } k\} + \mu_t \cdot G_k - \rho \epsilon \quad (5)$$

$$\text{div}(\rho \vec{u} \epsilon) = \text{div}\{(\mu_{eff}/\sigma_\epsilon)\text{grad } \epsilon\} + C_1 \cdot (\epsilon/k) \cdot \mu_t \cdot G_k - C_2 \cdot \rho \epsilon \cdot (\epsilon/k) \quad (6)$$

有効粘性係数 μ_{eff} は(7)式のように層流粘性係数 μ_{lam} と乱流粘性係数 μ_t との和で定義される。

$$\mu_{eff} = \mu_{lam} + \mu_t \quad (7)$$

k - ϵ モデルでは、乱流動粘性係数 ν_t は(8)式で計算される。

$$\nu_t = C_\mu \cdot k / \epsilon \quad (8)$$

(5)、(6)、(8)式中の定数は、LAUNDER and SPALDING¹⁰⁾によつて以下のように与えられている。

$$C_\mu = 0.09, C_1 = 1.44, C_2 = 1.92, \sigma_k = 1.0, \sigma_\epsilon = 1.3 \quad (9)$$

粘性消散項 G_k は(10)式で与えられる。

$$G_k = 2[(\partial u / \partial r)^2 + \{(1/r) \cdot (\partial v / \partial \theta) + (u/r)\}^2 + (\partial w / \partial z)^2] + |r(\partial / \partial r)(v/r) + (1/r)(\partial u / \partial \theta)|^2 + \{(1/r)(\partial w / \partial \theta) + (\partial v / \partial z)\}^2 + \{(\partial w / \partial r) + \partial u / \partial z\}^2 \dots (10)$$

エネルギー方程式はエンタルピー h を用いて(11)式で与える。

$$\text{div}\{(\nu_{lam} / Pr_{lam} + \nu_t / Pr_t)\text{grad } h\} + \nu_t \cdot \rho \cdot G_k + S_h = 0 \quad (11)$$

ここで、 Pr_{lam} , Pr_t : 層流および乱流プラントル数、 S_h : 熱の生成項(反応熱)(J/kg·s)

温度 T は(12)式よりもとめる。
 $T = (h - H_f \cdot X_{CO}) / \bar{C}_p \quad (12)$

ここで、 H_f : CO 1 kg の燃焼熱 (J/kg)
平均比熱 \bar{C}_p は、各ガス成分 i の比熱 C_{pi} の加性を仮定して、(13)式で与えた。

$$\bar{C}_p = \sum (X_i \cdot C_{pi}) \quad (13)$$

二次燃焼反応は(14)式で表した。
 $\text{CO} + 1/2\text{O}_2 \leftrightarrow \text{CO}_2 \quad (14)$

化学量論的反応量は、質量表示で X_{CO} の 1 に対し X_{O_2} は $f = 0.5714$ となる。平衡定数 K_2 はそれぞれの分圧により(15)式で与えた¹¹⁾。

$$k_2 = \frac{P_{CO_2}}{P_{CO} P_{O_2}^{1/2}} = \exp(14760 / T - 4.54) \quad (15)$$

CO と O_2 の質量分率の分布を解くために混合拡散の指標として(16)式で定義される X_f を用いた。

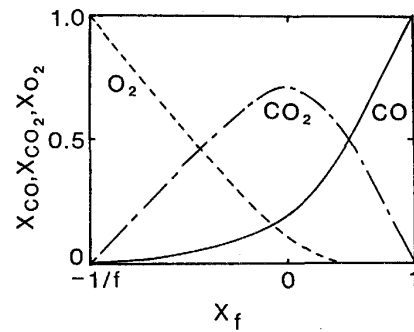


Fig. 1. Relation between X_f and mass fraction of CO, CO_2 and O_2 at elevated temperature (1873 K).

$$X_f = \frac{X_{CO} - X_{O_2}/f}{X_{CO} + X_{CO_2} + X_{O_2}} \quad (16)$$

化学量論比より CO が多い場合、 X_f は完全燃焼反応後の残留 CO の質量分率に等しい。また、化学量論比より O_2 が多い場合には、 X_f の絶対値は残留する X_{O_2} と完全に反応する CO の量であり、符号は負となる。温度、圧力を与えれば、(15)、(16)式を用いて、 X_f から X_{CO} , X_{CO_2} , X_{O_2} を求めることができる。Fig. 1 に全圧力 $P = 1$ 気圧、温度 $T = 2273$ K での X_f と X_{CO} , X_{CO_2} , X_{O_2} の関係を示す。平衡反応を仮定しているので $X_f = 0$ においても CO_2 が分解して CO と O_2 を生成する。

X_f の輸送方程式を(17)式で表す。
 $\text{div}(\rho \vec{u} X_f) = \text{div}\{(\nu_{lam} / Sc_{lam} + \nu_t / Sc_t)\text{grad } X_f\} + S_{xf} \quad (17)$

以上の偏微分方程式および条件式を連立して数値解析する。

2.2 物性

密度 ρ は(1)、(11)および(12)式を連立させて解いた全圧力 P , 温度 T およびガス組成を状態方程式である(3)式に代入して算出した。

層流動粘性係数は $\nu_{lam} = 1 \times 10^{-5} \text{m}^2/\text{s}$ で一定とし、乱流動粘性係数 ν_t は(8)式で計算した。

2.3 形状

- (1) ランス表面は温度一定とした。
- (2) ポテンシャルコア長さ L_P を、KATAOKA ら¹²⁾の与えた非等温系における関係、(18)式から計算し、このポテンシャルコア内では拡散がないとして扱い、コアの出口を乱流拡散開始位置とした。

$$L_P / d = 2.82(\rho_\infty / \rho_0)^{-0.29} Re_0^{0.07} \quad (18)$$

ポテンシャルコアの概念を模式的に Fig. 2 に示す。
(3) 吹き付けられた O_2 ジェットによる鋼浴面の窪み

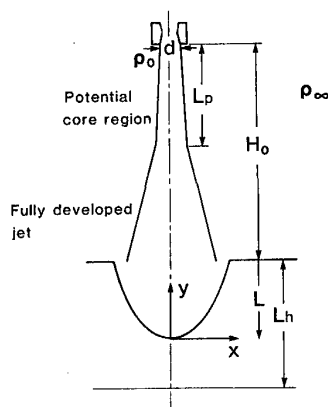


Fig. 2. Schematic diagram of impinging free jet on molten steel bath surface.

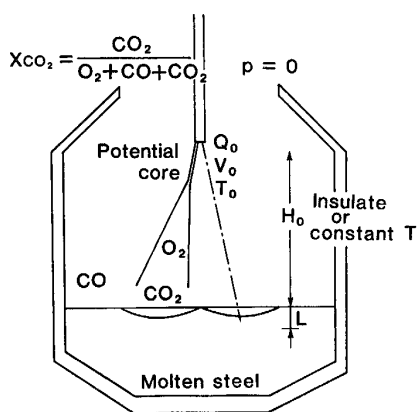


Fig. 3. Schematic diagram of a converter and boundary conditions used for calculations.

は Fig. 2 に示すように放物面で近似し、(19)式で与えた¹³⁾。

$$y = ax^2 \dots\dots\dots (19)$$

形状係数 a は、伊東らの解析¹³⁾ で与えられた式を用いて計算した。

(4) 最大窪み深さ L は、瀬川¹⁴⁾ の与えた経験式(20)、(21)式から計算した。

$$L = L_h \exp(-0.78H_0/L_h) \dots\dots\dots (20)$$

$$L_h = 63(F_{O_2}/nd)^{2/3} \dots\dots\dots (21)$$

2.4 境界条件

境界条件の概念を Fig. 3 に示す。ガス流出境界は炉口とし外界との差圧 $p=0$ とした。ガス流入境界はランスノズル出口であり、主孔、副孔での条件は次のようである。

〈主孔〉

質量流量 Q_0 線速度 V_0 入射角 12°
 温度 $T_0 = 250 \text{ K}$

エンタルピー $h_0 = 2.378 \times 10^5 \text{ J/kg} \dots\dots (22)$

ガス組成 $X_f = -1/f$ ($O_2 = 100\%$)

〈副孔〉(位置は主孔と 45° 位相をずらせた.)

質量流量 $0.05 Q_0$ 線速度 $V_1 = 150 \text{ m/s}$

入射角 20° 温度 $T_0 = 250 \text{ K}$

エンタルピー $h_0 = 2.378 \times 10^5 \text{ J/kg} \dots\dots (23)$

ガス組成 $X_f = -1/f$ ($O_2 = 100\%$)

壁での境界条件を以下にまとめる。

- (1) 乱流の壁関数は、対数則¹⁵⁾を用いる。
- (2) 熱的条件は、断熱あるいは等温とする。

鋼浴面では CO の生成反応を考慮した。鋼浴面に接するセルは $CO = 100\%$ ($X_f = 1.0$ と置く) である。鋼浴面に到達する CO_2 , O_2 はすべて CO に転化されるものとしており、鋼浴面の面積に比例して CO を生成させた。また、鋼浴面でのガス流れは完全なすべり面(Fully slip)とした。鋼浴面の条件は次のようである。

温度 $T_s = 1773 \text{ K}$

エンタルピー $h_s = 1.998 \times 10^6 \text{ J/kg} \dots\dots (24)$

組成 $X_f = 1.0$ ($CO = 100\%$)

3. 計算結果

燃焼反応の解析はまず鋼浴の形状を平坦とし、側壁を断熱の条件で解析した。次に鋼浴の窪みの影響、そして側壁を 1573 K 一定とした時の影響を解析した。最後に二次燃焼促進用の副孔付きランスの実測値と計算値を比較した。

3.1 平坦な鋼浴と断熱壁の解析

計算条件を Table 1 に示す。180 t 転炉を対象にし、ランスハイト $H_0 = 2.5 \text{ m}$, O_2 ガス流量 $Q_0 = 500 \text{ Nm}^3/\text{min}$, 鋼浴面温度 $T_{surface} = 1773 \text{ K}$, 鋼浴面は平坦とし、壁は断熱壁とした。まず、ランスノズルは主孔のみを取り扱い、副孔を持たない場合の数値解析をおこなった。

気流の速度場を Fig. 4 に示す。Fig. 4 は主孔中心を含む R-Z 断面である。図中の数字は Z 方向の流速を表す。側壁は壁関数、鋼浴はすべり面としている。ノズル

Table 1. Calculation conditions used for flat bath surface.

Dimension	$R=2.55 \text{ m}$ (radius of converter) $Z=4.5 \text{ m}$ (space height) 1/4 cylinder
Lance height	$H_0=2.5 \text{ m}$
Flow rate of O_2	$Q_2=500 \text{ Nm}^3/\text{min}$
Temperature of bath surface	$T_{surface}=1773 \text{ K}$
Shape of bath	Flat bath surface

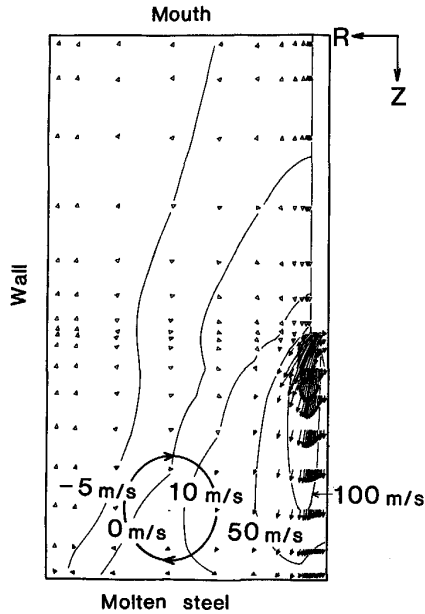


Fig. 4. Velocity vector and Z-direction velocity contour calculated from the condition listed on table 1.

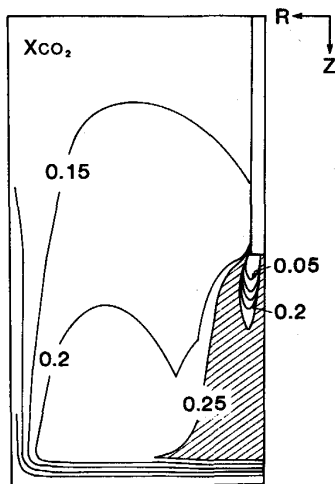


Fig. 5. Contour of mass fraction of CO_2 calculated from the condition listed on table 1.

より噴出したガスジェットは雰囲気ガスを巻き込みながら進み、鋼浴面上で屈折し浴面に沿って拡がったのち、側壁に沿って反転上昇する。その過程で鋼浴面近くの1/4直径部に一個の渦を構成する。

上記、流動場に載って運ばれるガス成分の混合、燃焼反応を数値解析して得た生成 CO_2 濃度分布を Fig. 5 に示す。同図は主孔中心を含む R-Z 断面を、また、図中の数字は CO_2 の質量分率を表す。 O_2 ジェットの外縁で生成 CO_2 濃度は 0.25 以上と最も高くなり、側壁方向、炉口方向にゆるやかに減少していく。鋼浴近傍では

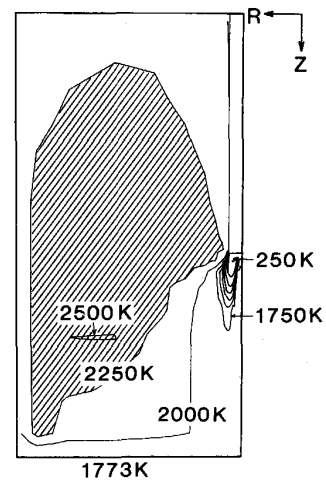


Fig. 6. Temperature contour calculated from the condition listed on table 1.

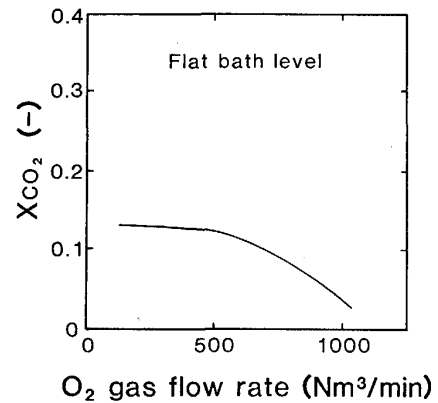


Fig. 7. Effect of gas flow rate of O_2 on X_{CO_2} (calculated from the condition of flat bath surface and heat-insulating wall).

CO の生成のために CO_2 濃度は急激に減少している。

転炉内ガスの温度分布を等温度線図として、Fig. 6 に示す。同図は主孔中心を含む R-Z 断面を、また、図中の数字は絶対温度を表す。高温域は O_2 ジェットや、鋼浴面から離れた位置にある。高温域が炉口方向に伸びているのは、壁を断熱としたためと考えられる。生成 CO_2 濃度の高濃度域とはずれるが、二次燃焼の熱の移動が重要と考え、2250 K 以上の範囲に着目し斜線で示す。

O_2 ガス流量が炉口での二次燃焼率に与える影響を Fig. 7 に示す。ランスハイト $H_0 = 2.5 \text{ m}$ 、鋼浴面温度 $T_{\text{surface}} = 1773 \text{ K}$ 、鋼浴面を平坦とし、断熱壁を用いた本計算条件では、 O_2 流量を 500 から 1050 Nm^3/min に増加させると、炉口での二次燃焼率が約 7% 減少する。これは、 O_2 ジェットの大部分が鋼浴に到達し、炉口に

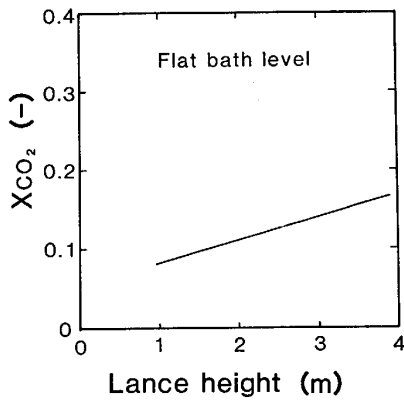


Fig. 8. Effect of lance height on X_{CO_2} (calculated from the condition of flat bath surface and heat-insulating wall).

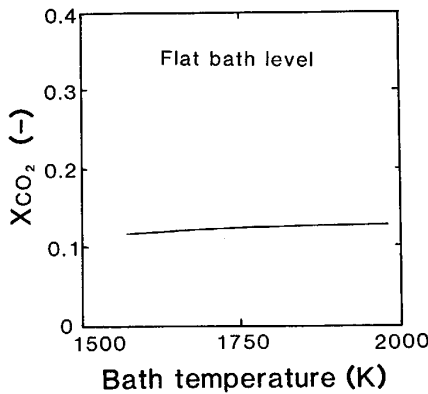


Fig. 9. Effect of bath surface temperature on X_{CO_2} (calculated from the condition of flat bath surface and heat-insulating wall).

向かつて拡散する O₂ が減るためと考えられる。O₂ 流量の減少の効果は明確でない。

ランス高さが炉口での二次燃焼率に与える影響を Fig. 8 に示す。O₂ ガス流量 $Q_0 = 500 \text{ Nm}^3/\text{min}$ 、鋼浴面温度 $T_{\text{surface}} = 1773 \text{ K}$ であり、他の条件は Fig. 7 と同じである。ランス高さを 1.5 から 3.5 m まで上げると炉口での二次燃焼率が 10 から 15% まで増加する。これは、乱流拡散により鋼の脱炭に寄与せずに炉口に抜ける CO₂ の割合がランスを高くすることにより増加することに起因すると考えられる。

鋼浴温度が炉口での二次燃焼率に与える影響を Fig. 9 に示す。ランスハイト $H_0 = 2.5 \text{ m}$ 、O₂ ガス流量 $Q_0 = 500 \text{ Nm}^3/\text{min}$ であり、他の条件は Fig. 7 と同じである。炉口での二次燃焼率への鋼浴温度の影響はほとんどない。ガスジェットによる乱流が強く ($Re_0 > 10^7$)、炉内のガス流れに及ぼす鋼浴温度の影響が小さいためと考

Table 2. Calculation conditions used for depressed molten steel bath level.

Bath surface	Depressed	Flat
Potential core	With	Without
Q_0 (Nm ³ /min)	500	500
H_0 (m)	2.5	2.5
Temperature (K)	1773	1773

Flat bath level
Depressed bath level

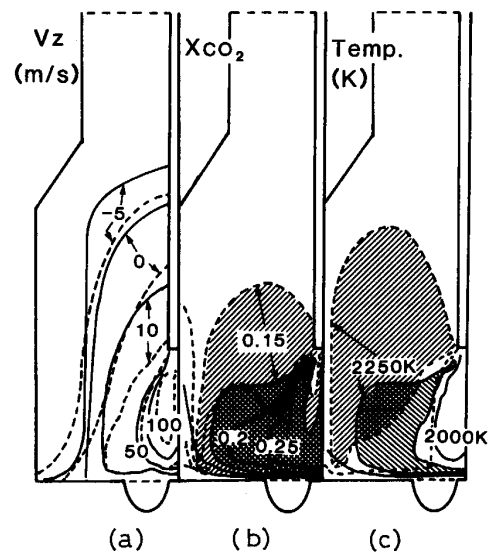


Fig. 10. Contours of (a) Z-direction velocity, (b) mass fraction of CO₂ and (c) temperature calculated from the conditions listed on table 2.




える。

3.2 窪みのある鋼浴と断熱壁の解析

Table 2 に示す計算条件で鋼浴表面形状の二次燃焼への影響を比較した結果を、Fig. 10 に示す。ランスハイト $H_0 = 2.5 \text{ m}$ 、O₂ ガス流量 $Q_0 = 500 \text{ Nm}^3/\text{min}$ 、鋼浴面温度 $T_{\text{surface}} = 1773 \text{ K}$ 、鋼浴面は(19)、(20)、(21)式による窪みを与え、断熱壁とした。Z方向の速度分布は、 $V_z = 0$ の等速度線に着目すると、窪みを考慮した場合、平坦な鋼浴より鋼浴表面でのガス流れの反転が中心に近づいている。 $X_{CO_2} \geq 0.15$ 、 $T \geq 2250 \text{ K}$ の範囲は、窪みを考慮することにより平坦な鋼浴に比べ鋼浴表面に近づく。ガスジェットは、窪み部に強い乱流を生じさせ、ガスの混合を促進している。そのため、CO と O₂ の混合が鋼浴表面に局在し、燃焼域が鋼浴に近づいたものと考えられる。

Table 3. Calculation conditions used for heat condition of wall.

Wall	Insulating	Insulating	Const. temperature
Bath surface	Depressed	Depressed	Flat
Potential core	With	With	Without
Q_0 (Nm ³ /min)	500	500	500
H_0 (m)	2.5	2.5	2.5
Temperature (K)	1773	1773	1773

	Bath level	Wall
	Flat	Heat insulated
	Depressed	Heat insulated
	Depressed	Const. temp.

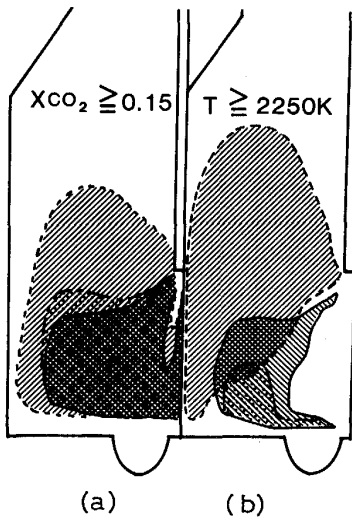



Fig. 11. Contours of (a) mass fraction of CO₂ above 0.15 and (b) temperature field above 2250 K calculated from the conditions listed on table 3.

3.3 窪みのある鋼浴と等温壁の解析

Table 3 に示す条件で鋼浴表面形状および壁の熱条件の二次燃焼への影響を比較した結果を, Fig. 11 に示す. ランスハイト $H_0 = 2.5$ m, O₂ ガス流量 $Q_0 = 500$ Nm³/min, 鋼浴面温度 $T_{surface} = 1773$ K, 鋼浴面は(19), (20), (21)式による窪みを与え, 側壁温度は $T_{wall} = 1573$ K で一定とした. ここで, 側壁温度は炉口ガス温度が 1800 K になるように定めた. ガス流れの様子は Fig. 10 とほとんど同じである. 一方, ガス温度 T が 2250 K 以上の範囲は, 壁への抜熱を考慮することにより鋼浴表面により近づく. 壁への抜熱によりガスが冷却され炉内上部から下部への炉内ガスの温度勾配が大きくなるためである.

calculated	observed
----- flat	○ ordinary
— depressed	
- - - subhole	 subhole

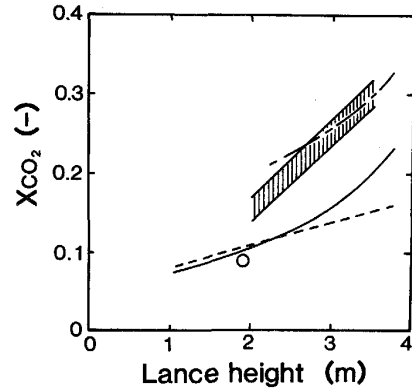


Fig. 12. Effect of lance height on X_{CO₂} compared with observed one.

3.4 副孔付きランスの解析と実測値との比較

副孔からの O₂ ガス流量を主孔の 5% としたときの, 二次燃焼に与えるランス高さの影響を Fig. 12 に示す. 通常ランスの場合の計算値と実測値も併せて示す. 副孔を持ったランスの実測例は 180 t 転炉での二次燃焼促進実験の既報¹⁶⁾の結果を X_{CO₂} に換算した. 通常ランスの場合実測値は一点であるが, 窪みの有無に係わりなく計算値の方が炉口での二次燃焼率がやや高いが, 測定誤差の範囲で良く合っている. 副孔を伴う場合, 鋼浴の窪みを考慮し, ランスハイトは 2 から 4 m まで計算した. この場合, 炉口での二次燃焼率の増加は実測値¹⁶⁾と傾向が良く一致し, 数値もほぼ一致している. したがって, 本モデルで仮定した CO-CO₂-O₂ の平衡反応は妥当と考えられる.

4. 結 論

汎用伝熱解析ソフト PHOENICS を用いて, 3次元ガス流れおよび燃焼反応の解析を試み, 鋼浴の形状, 壁の熱的条件の二次燃焼に与える影響を実機操業と比較した.

(1) CO-CO₂-O₂ の平衡反応を仮定して, ガス流れと燃焼反応を数値解析し, 温度分布とガス濃度分布を求めるモデルを開発した.

(2) 上記モデルを用いて, ガス流れ, 各ガス成分濃度および温度分布に及ぼす操業要因の影響を計算した.

(3) 平坦な鋼浴に比べ, 鋼浴の窪みを考慮することにより, 高温域は鋼浴表面に近づく.

(4) 断熱壁の条件に比べ, 側壁温度を 1573 K 一定と

することにより、高温域は鋼浴表面に近づく。

(5) 炉口での二次燃焼率は、通常ランスの場合実測値より計算値の方が炉口での二次燃焼率がやや高いが、測定誤差の範囲で良く合っている。副孔を伴う場合、炉口での二次燃焼率の増加は実測値の傾向と良く一致し、数値もほぼ一致した。これより、仮定した CO-CO₂-O₂ の平衡反応は妥当と考えられた。

記 号

- a : 形状係数 (m⁻¹)
- \bar{C}_p : 平均比熱 (J/kg)
- C_{pi} : 成分 i の比熱 (J/kg)
- C_μ : (8) 式の係数 (—)
- d : ノズル出口内径 (cm)
- d : ノズル出口直径 (m)
- F_{O_2} : O₂ ガス流量 (Nm³/h)
- f : CO の質量 1 に対して反応する O₂ の質量 (= 0.5714)
- G_k : 粘性消散項 (s⁻²)
- H_f : CO 1 kg の燃焼熱 (J/kg)
- H_0 : ランス高さ (cm)
- h : エンタルピー (J/kg)
- K_2 : 平衡定数 (atm^{-1/2})
- k : 乱流エネルギー (m²/s²)
- L : 最大窪み深さ (cm)
- L_p : ポテンシャルコア長さ (m)
- L_h : $H_0 = 0$ における L (cm)
- M_i : i 成分の分子量 (kg/kmol)
- n : ノズル口数 (—)
- N : 単位体積当たりのモル数 (kmol/m³)
- P : 全圧力 (Pa)
- Pr_{lam}, Pr_t : 層流および乱流プラントル数 (—)
- $P_{CO_2}, P_{CO}, P_{O_2}$: それぞれ CO₂, CO, O₂ の分圧 (atm)
- p_0 : 大気圧 (atm)
- p : 差圧 (atm)
- Q_0 : O₂ ガス流量 (Nm³/min)
- R_0 : 気体定数 8 314 (J/kmol·K)
- Re_0 : ノズル出口ガスレイノルズ数 (—)
- Sc_{lam}, Sc_t : 層流および乱流シュミット数 (—)
- S_h : 反応熱等の生成項 (J/kg·s)
- S_{x_f} : X_f の生成項 (—)
- T : 温度 (K)

- \vec{u} : 速度ベクトル (u, v, w)
- X_f : CO と O₂ の混合の割合を示す変数 (—)
- X_i : i 成分の質量分率 (= $M_i \cdot P_i / \sum M_i \cdot P_i$) (—)
- ϵ : k の散逸速度
- μ_{eff} : 有効粘性係数 (Pa·s)
- μ_{lam} : 層流粘性係数 (Pa·s)
- μ_t : 乱流粘性係数 (Pa·s)
- ν_{lam} : 層流動粘性係数 (m²/s)
- ν_t : 乱流動粘性係数 (m²/s)
- ρ_∞ : 雰囲気ガス密度 (kg/m³)
- ρ : 混合ガスの密度 (kg/m³)
- ρ_0 : ノズル出口ガス密度 (kg/m³)

文 献

- 1) 木村雅保, 松井秀雄, 伊東修三, 斉藤 忠, 福島利行, 喜多村実: 鉄と鋼, 69 (1983), p. 1893
- 2) 田岡啓造, 山田純夫, 数土文夫, 野村 寛: 鉄と鋼, 70 (1984), S1027
- 3) 岡村祥三, 中島英雅, 丸川雄浄, 姉崎正治, 戸崎泰之, 森 明義, 加藤木健, 市原 清: 鉄と鋼, 71 (1985), p. 1787
- 4) 石川英毅, 斉藤 力, 馬場賢一, 西村光彦, 阿部泰久: 鉄と鋼, 73 (1987), p. 653
- 5) 西岡信一, 碓井 務, 高橋謙治, 杉山峻一, 河井良彦: 鉄と鋼, 73 (1987), S215
- 6) 平居正純, 辻野良二, 向井達夫, 原田俊哉, 大森正直: 鉄と鋼, 73 (1987), p. 1117
- 7) 石川 稔, 加藤木健, 鈴木 豊, 平田武行, 城田良康, 姉崎正治: 鉄と鋼, 72 (1986), S1007
- 8) Y. KATO, J. C. GROSJEAN, J. P. REBOUL and P. V. RIBOUD: 鉄と鋼, 73 (1987), S212
- 9) Y. KATO, J. C. GROSJEAN, J. P. REBOUL and P. V. RIBOUD: 鉄と鋼, 73 (1987), S214
- 10) B. E. LAUNDER and D. B. SPALDING: Mathematical Models of Turbulence (1972) [Academic Press.]
- 11) 大谷正康: 鉄冶金熱力学 (1976), p. 207 [日刊工業新聞社]
- 12) K. KATAOKA, H. SHUNDOH and H. MATSUO: J. Chem. Eng. Japan, 15 (1982), p. 17
- 13) 伊東修三, 鞭 巖: 鉄と鋼, 55 (1969), p. 1164
- 14) 瀬川 清: 鉄冶金反応工学 (1977), p. 94 [日刊工業新聞社]
- 15) 例えば, T. CEBECI and A. M. O. SMITH: Analysis of Turbulent Boundary Layers, Applied Mathematics and Mechanics, 15 (1974) [Academic Press.]
- 16) 高柴信元, 新良正典, 小島信司, 武 英雄, 吉川文明: 鉄と鋼, 75 (1989), p. 89