

© 1987 ISIJ

# 試験脱炭炉における二次燃焼と炉壁への伝熱の特性

論文

石川 英毅\*・斎藤 力\*<sup>2</sup>・馬場 賢一\*<sup>3</sup>  
西村 光彦\*<sup>4</sup>・阿部 泰久\*<sup>5</sup>

## Characteristics of Post-combustion and Heat Transfer into the Wall in a Test Decarburization Furnace

Hidetake ISHIKAWA, Chikara SAITO, Kenichi BABA,  
Mitsuhiko NISHIMURA and Yasuhisa ABE

### Synopsis:

Characteristics of post-combustion and heat transfer both into the iron bath and into the furnace wall during the decarburization were studied using a 10 T ladle-type test furnace.

From the results of heat balances, it was made clear that about 20~30% of the heat of CO to CO<sub>2</sub> combustion was not efficient for heating the bath and results in raising the exhaust gas temperature.

The amount of heat transferred into the wall from the high temperature gas was estimated both by the measurement of refractory temperature and by the mathematical calculations. As for the obvious increase in the transferred heat at higher post-combustion ratio, the observed value coincided well with calculated one.

**Key words:** steelmaking; decarburization; post-combustion; heat balance.

## 1. 緒 言

複合吹錬法では底吹きガスの攪拌力が大きいので、上吹き酸素ジェットの高さへの侵入深さを浅くした吹錬、いわゆるソフト・ブローが多くこころみられ、これによつて排ガス中のCO<sub>2</sub>濃度が増加するため、脱炭時の熱発生量が増大することが報告されている<sup>1)2)</sup>。また、予備処理溶銑を用いた吹錬時の熱発生量の減少を補うため、ランス・ノズルの形状や吹錬条件の改善により、排ガス中のCO<sub>2</sub>/(CO+CO<sub>2</sub>)の比率（以下に二次燃焼率と呼ぶ）を増大させる試みがなされている<sup>3)~5)</sup>。

このような二次燃焼率の増大をはかる場合に問題になることは、炉内ガスの二次燃焼による熱量がメタルやスラグの加熱に有効に使われる効率と炉壁に伝えられた非有効熱量による耐火物の溶損促進である。実用の転炉では二次燃焼率が変化する幅も小さく、かつ熱収支計算の精度も十分でない。また、炉壁耐火物の受熱状況の測定

も非常にむずかしい。したがつて、この問題に対してはある程度の経験的知見はあつても、定量的な解析はほとんどなされていない。

前報<sup>6)</sup>では、10 t 取鍋型試験脱炭炉で、吹錬条件により二次燃焼率および鋼浴の昇温特性が大幅に変化することを報告した。本研究では、この試験データについて、できるだけ正確な物質・熱収支解析を行い、炉内での熱の発生状況とその分配を明らかにするとともに、炉壁耐火物の温度分布の変化を測定して、炉壁への蓄熱量を推定した。炉壁への伝熱量をシミュレーション計算し、二次燃焼率が大きくなる時の排ガスおよび炉壁温度を推定することを試みたので以下に報告する。

## 2. 温度測定と熱解析の方法

### 2.1 測定方法

10 t 取鍋型脱炭試験設備の構成、反応容器の寸法、供試溶銑の成分・温度、ノズルの形状および吹錬条件の範

昭和 59 年 10 月本会講演大会にて発表 昭和 61 年 5 月 8 日受付 (Received May 8, 1986)

\* 新日本製鉄(株)製鋼研究センター (Steel Making Technology Lab., Nippon Steel Corp., 1-1-1 Edamitsu Yahata-higashi-ku Kitakyushu 805)

\*<sup>2</sup> 新日本製鉄(株)熱工学研究センター (現 新日本製鉄(株)研究企画部) (Heat Technology Lab., Now R & D Planning & Coordination Div., Nippon Steel Corp.)

\*<sup>3</sup> 新日本製鉄(株)釜石製鉄所 (Kamaishi Works, Nippon Steel Corp.)

\*<sup>4</sup> 新日本製鉄(株)素材第三研究センター (Material Research Lab.-III, Nippon Steel Corp.)

\*<sup>5</sup> 新日本製鉄(株)第三技術研究所 工博 (R & D Laboratories-III, Nippon Steel Corp.)

図は前報<sup>6)</sup>に示したとおりでありここでは省略する。熱収支解析の対象としたのは、フラックス無添加で3孔および7孔ノズルで吹錬したヒートで、主な測定項目は下記のとおりである。

溶鉄の温度および成分の推移 (一部スラグ組成)

吹錬前後の (溶鉄+スラグ) の重量

吹錬前後のフリー・ボード部付着地金重量

ダストの生成量 (一部ダスト組成)

炉内排ガス組成

溶鉄の温度、成分はサブランスを用いて、吹錬開始30 s に第1回の測定を行い、これを解析の初期条件とした。以後約3 min ごとに測定し、吹止め直前の測定を終点条件とした。水平ダクト部で JIS 法にしたがつてばいじん濃度測定を行い、ダスト生成量を推定した。炉内排ガス (本報では発生ガスの炉内での状態を問題にしているが、以下簡単のために排ガスと呼ぶ) の組成はフリーボード中央部の側壁に設けた吸引孔よりサンプルを採取し、ガスクロマトグラフで分析した。

フリーボード部耐火物への蓄熱量を推定するために、Fig. 1 に示すように高さ方向3個所に、20 mm 間隔で5本1組の CA シース熱電対を埋め込んで、吹錬中の温度変化を測定した。一部のヒートでは、取鍋耐火物の内部 (静止浴面直下、内面より約80 mm の位置) に熱電対を挿入して测温した。

## 2.2 物質および熱収支計算法

転炉吹錬の物質収支の一般的なとり扱いについてはすでに報告<sup>7)</sup>があるが、フラックス無添加吹錬ではスラグ試料が採取できない場合があるので、(T. Fe) 以外のスラグ組成の数値を必要としない収支計算法を適用した。

まず、溶鉄中の C, Si, Mn, P, S の5成分のおおのに関する収支式 (1) 式, Fe 収支に関する (2) 式および酸化鉄を除くスラグ構成成分を一括してとり扱った

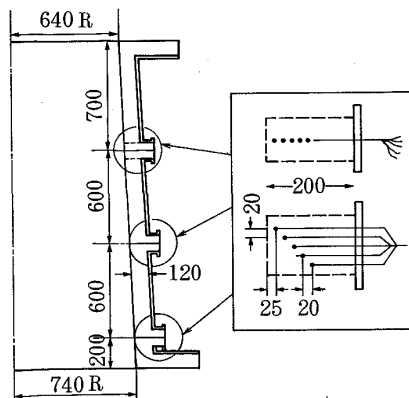


Fig. 1. Position of the thermo-couples in the free-board lining.

(3) 式の7個の収支式から、生成した溶鋼量、スラグ量および溶鉄から除去された5成分の重量  $\Delta W(i)$  が求められる。

$$W_m \cdot C_m(i) + \Delta W(i) = \sum_j B_m(j) \cdot C_j(i) \quad (i=1 \sim 5) \quad (1)$$

$$W_m \cdot (1 - \sum_i C_m(i)) + W_s \cdot (\text{Fe})_s + W_d \cdot (\text{Fe})_d = \sum_j B_m(j) \cdot (1 - \sum_i C_j(i)) + \sum_k B_s(k) \cdot (\text{Fe})_{b,k} \quad (2)$$

$$- \sum_{i=2}^5 (1 + O_i) \cdot \Delta W(i) + W_s \cdot \{1 - (1 + O_{\text{Fe},s}) \cdot (\text{Fe})_s\} + W_d \cdot G_d = \sum_k B_s(k) \cdot G_{b,k} + R_l + R_{fb} \quad (3)$$

ここで、

$W_m, W_s, W_d$ : 溶鋼, スラグ, ダストの生成量 (kg)

$B_m(j), B_s(k)$ : 金属原料 (溶鉄, スクラップなど), 非金属原料 (フラックス, 酸化鉄) 装入量 (kg)

$(\text{Fe})_s, (\text{Fe})_d, (\text{Fe})_{b,k}$ : スラグ, ダスト, 非金属原料中の (T. Fe) 濃度 (%/100)

$C_m(i), C_j(i)$ : 溶鋼, 金属原料の5成分含有量 (%/100)

$O_i, O_{\text{Fe},s}$ : 5成分およびスラグ中の Fe 分と結合する酸素の重量比 (%/100)

$G_d, G_{b,k}$ : ダスト, 非金属原料中の酸化鉄以外のスラグ構成成分の重量比 (%/100)

$R_l, R_{fb}$ : 取鍋, フリーボード耐火物溶損量 (kg)

上記の諸量のうち,  $B_m(j), B_s(k), C_m(i), C_j(i), G_{b,k}, (\text{Fe})_{b,k}$  はすべて既知である。 $(\text{Fe})_s, (\text{Fe})_d, O_{\text{Fe},s}, G_d$  は実測値がない場合は平均値を適用した。耐火物溶損量  $R_l, R_{fb}$  は、スラグ分析値に信頼性がある場合には、MgO および  $\text{Al}_2\text{O}_3$  に関する収支式を先の (1) ~ (3) 式に組み合わせて計算した。スラグ分析値がない場合は、平均値を適用した。

上記のメタル, スラグ成分に関する基本収支式に下記の酸素収支の式を組み合わせることによって、送酸量  $F_{O_2}(\text{Nm}^3)$  と排ガスの二次燃焼率 ( $R_{\text{CO}_2} = \text{CO}_2 / (\text{CO} + \text{CO}_2)$ ) との関係を決めることができる。

$$\Delta W(1) \cdot (1 + R_{\text{CO}_2}) \cdot (M_0/M_c) + \sum_{i=2}^5 \Delta W(i) \cdot O_i + W_s \cdot (\text{Fe})_s \cdot (O_{\text{Fe},s} + W_d \cdot (\text{Fe})_d \cdot O_{\text{Fe},d}) = F_{O_2} (2M_0/22.4) + \sum_k B_s(k) \cdot (\text{Fe})_{b,k} \cdot O_{\text{Fe},bk} \quad (4)$$

$O_{\text{Fe},d}, O_{\text{Fe},bk}$ : ダスト, 非金属原料中の Fe 分と結合している酸素の重量比 (%/100)

排ガス吸引孔の閉そくのため、平均の  $R_{\text{CO}_2}$  を実測できない場合が多かったので、本解析では  $F_{O_2}$  に実測値を適用して  $R_{\text{CO}_2}$  を計算で求めた。 $R_{\text{CO}_2}$  の実測値と計算値は一部のデータを除き、 $\pm 5\%$  以内の精度で対応す

る。(1)~(4)の物質収支式に下記の熱収支式を組み合わせて計算した。

$$\begin{aligned} H_m \cdot W_m + H_s \cdot W_s + H_d \cdot W_d + \sum_k \Delta H_f(\text{Fe}, bk) \cdot \\ B_s(k) \cdot (\text{Fe})_{b,k} + Q_g + Q_{HL} = \sum_j H_{b,j} \cdot B_m(j) \\ + \sum_k H_{b,k} \cdot B_s(k) + \{(1 - R_{CO_2}) \cdot \Delta H_f(\text{CO}) \\ + R_{CO_2} \cdot \Delta H_f(\text{CO}_2)\} \times (\Delta W(1)/M_c) \\ + \sum_{i=2}^5 \Delta H_f(i) \cdot \Delta W(i)/M_i + \Delta H_f(\text{Fe}, s) \cdot \\ W_s \cdot (\text{Fe})_s + \Delta H_f(\text{Fe}, d) \cdot W_d \cdot (\text{Fe})_d + Q_s \\ \dots\dots\dots (5) \end{aligned}$$

ここで、

$H_m, H_s, H_d, H_{b,j}, H_{b,k}$ : 溶鋼, スラグ, ダスト, 金属原料, 非金属原料の含熱量 (enthalpy) (kcal/kg)

$\Delta H_f(\text{CO}), \Delta H_f(\text{CO}_2), \Delta H_f(i)$ : CO, CO<sub>2</sub> および  $i$  成分の酸化物の標準状態での生成反応熱 (kcal/mol)

$\Delta H_f(\text{Fe}, s), \Delta H_f(\text{Fe}, d), \Delta H_f(\text{Fe}, bk)$ : スラグ, ダスト, 非金属原料の酸化鉄の標準状態での生成反応熱 (kcal/kg·Fe)

$Q_g, Q_s$ : 排ガス顕熱およびスラグ生成熱

$Q_{HL}$ : 取鍋耐火物に伝えられた損失熱量

$M_{Fe}, M_i$ :  $i$  成分の原子量

(5) 式における熱定数のうち、純物質の標準状態での生成反応熱  $\Delta H_f$  については文献<sup>7)</sup> によつて十分信頼しうる値が得られる。酸化鉄の生成反応熱はその構成成分が FeO と Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub> であると仮定し、結合酸素の重量比  $O_{Fe}$  の関数として与えた。含熱量  $H$  については、吹錬前後の溶鉄温度のヒート間の変動が比較的少ないことから、下記の近似関係が成り立つと仮定した。

$$H = \int_{298}^T C_p \cdot dT + \sum \Delta H_i \div \bar{C}_p (T - 298) \dots\dots (6)$$

ここで、 $C_p, \bar{C}_p$  は比熱および平均比熱 (kcal/kg·°C),  $\Delta H_i$  は相変化にともなう熱量 (kcal/kg),  $T$  は絶対温度である。

溶鋼, スラグ, ダストの平均比熱はその代表的組成を考慮して、全ヒート共通の一定値を適用した。溶鉄の含熱量  $H_{b,j} (j=1)$  は [C] 濃度の影響を無視できないので下式により算出した。

$$\begin{aligned} H_{b,1} = \{ (100 - [\%C]) \cdot H_{Fe} + [\%C] \cdot H_c \\ + [\%C] \cdot \Delta H_m / M_c \} / 100 \dots\dots\dots (7) \end{aligned}$$

ここで、 $H_{Fe}, H_c$  は純鉄およびグラファイトの含熱量,  $\Delta H_m$  はグラファイトの溶鉄への溶解熱 (kcal/mol) である。純物質の含熱量は文献値<sup>8)9)</sup> をもとに、(6) 式のようなとり扱いが可能である。グラファイトの溶解熱  $\Delta H_m$  は [C] 濃度に依存すると考えられ<sup>10)11)</sup>, 高炭域での値の信頼性については問題が残されているが、ここでは HULTGREN et al. の推奨値<sup>12)</sup> を [C] 濃度の一次関

数形に表示した近似式<sup>13)</sup> を適用した。なお、本試験はフラックス無添加なので、スラグの生成熱  $Q_s$  は小さいと考えて無視した。

### 3. 温度測定と熱解析の結果

#### 3.1 脱炭酸素効率および鋼浴昇温特性

吹錬開始から時刻  $t$  までの、積算の供給酸素量 (気体酸素および鉄鉱石中の酸素) と積算の脱炭量の関係、ならびに積算の脱炭量と鋼浴温度上昇の関係を Fig. 2 に例示した。図に見られるように、吹錬初期に脱炭量が少なく温度上昇が大きい、これはスラグ組成の変化から、初期に酸化鉄が生成し吹錬中に次第に還元されるためと判断された。すなわち、供給した酸素は吹錬初期から有効に利用されていると考えられるので、ヒート平均の脱炭への酸素の利用効率 (以下脱炭酸素効率  $\eta_{O_2-C}$  と呼ぶ) および  $\Delta[C]$  1% 当たりの鋼浴温度上昇は、Fig. 2 の原点と吹錬終了点を結ぶ直線から算出した。また、鋼浴温度上昇については、冷却材 (本試験では鉄鉱石を使用) による冷却効果を熱収支の関係より補正した。すなわち、先の (5) 式を用いて冷却材無添加の場合の鋼浴温度上昇  $\Delta T'$  を算定し、 $\Delta T' / \Delta[C]$  と吹錬条件や脱炭酸素効率との関係を調べた。本試験の吹錬条件の範囲では、ランス高さ  $h$  が脱炭酸素効率  $\eta_{O_2-C}$  や  $\Delta T' / \Delta[C]$  に最も顕著に影響することが認められた。Fig. 3 に 3 孔および 7 孔ノズルでの、 $h$  と  $\eta_{O_2-C}$  および  $\Delta T' / \Delta[C]$  との関係を示す。3 孔ノズルでは  $h$  が大きくなると  $\eta_{O_2-C}$  が低下し、 $\Delta T' / \Delta[C]$  が増加する傾向がかなり明瞭に認められる。しかし、7 孔ノズルについては  $h$  を大幅に変えなかつたため、この傾向は明らかでない。

酸素収支の結果では、Si, Mn, P の酸化に使われた

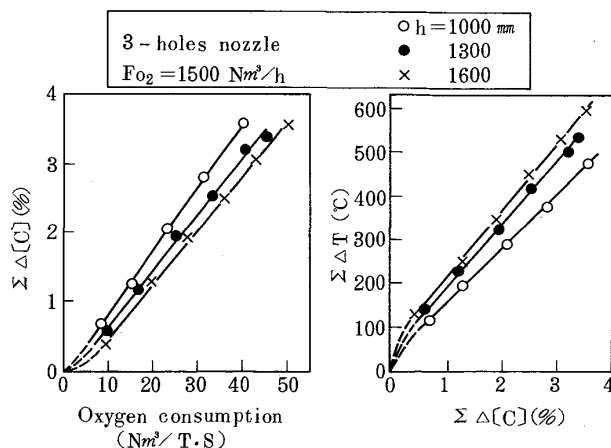
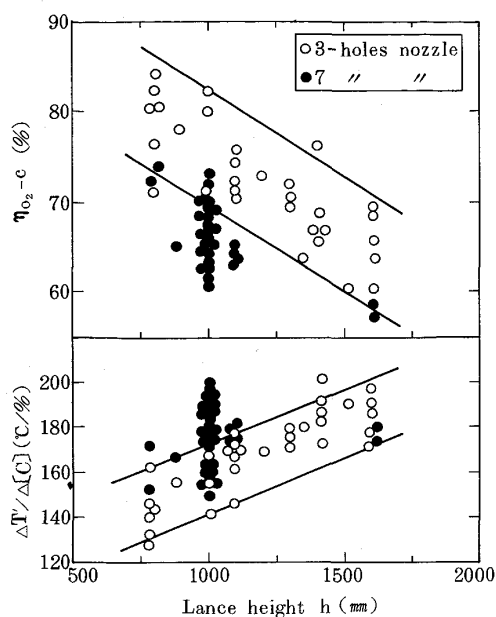
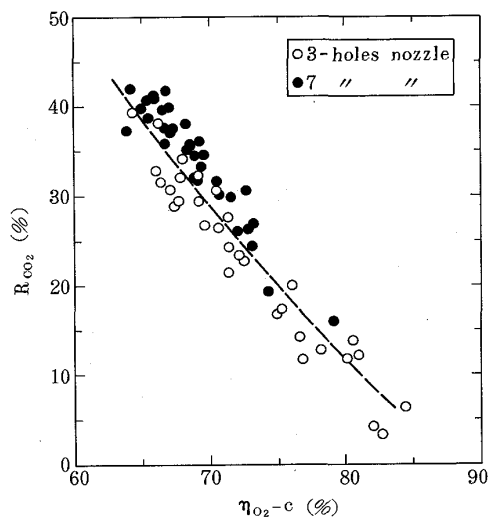
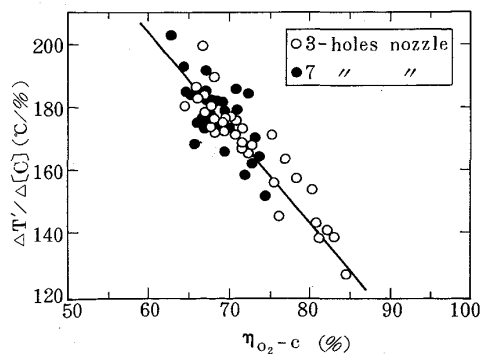


Fig. 2. Relation among oxygen consumption,  $\Sigma\Delta[C]$  and temperature rise ( $\Sigma\Delta T$ ) during blowing.

Fig. 3. Effect of lance height on  $\eta_{O_2-C}$  and  $\Delta T'/\Delta[C]$ .Fig. 4. Relation between  $\eta_{O_2-C}$  and post-combustion ratio ( $R_{CO_2}$ ).Fig. 5. Relation between oxygen efficiency ( $\eta_{O_2-C}$ ) and  $\Delta T'/\Delta[C]$ .

酸素の割合は合計でも 1% 以下であつた。また、スラグおよびダスト中の酸化鉄の生成に使われた酸素の割合はおおよそ  $10 \pm 3\%$  で、ヒート間の変動は比較的小さい。したがってヒート間の酸素効率の差は、主として炉内 CO ガスの二次燃焼率  $R_{CO_2}$  の差によるものと考えられる。実際に、物質収支計算で算定した  $R_{CO_2}$  と  $\eta_{O_2-C}$  の間には、Fig. 4 に示すようにほぼ理論計算どおりの関係が認められた。その結果として  $\eta_{O_2-C}$  が低いほど  $R_{CO_2}$  が高く、 $\Delta T'/\Delta[C]$  が高くなる。Fig. 5 に示すように、 $\eta_{O_2-C}$  と  $\Delta T'/\Delta[C]$  との間にも良い対応関係があり、データのばらつきは比較的小さかつた。

### 3.2 熱収支および炉壁耐火物测温結果

第 2.2 節に記した計算法で各ヒートの物質収支、熱収支の計算を行つた。二次燃焼率  $R_{CO_2}$  の低い場合と高い場合で、操業条件の類似した各 8 ヒートを選び、溶鋼 1 t 当たりの入・出熱量の平均値を計算した結果を Table 1 に示す。入熱量の合計から溶鋼、スラグ、ダストの顕熱および分解反応熱を引いた値が、排ガス顕熱  $Q_g$  と熱損失  $Q_{HL}$  の和に相当する。この両者は分別できないのでその和を総熱損失量  $(H.L)_G$  として、これと  $R_{CO_2}$  の関係を調べると、明らかに  $R_{CO_2}$  が大きい方が  $(H.L)_G$  が大になる傾向が認められる。そこで、 $CO \rightarrow CO_2$  燃焼の熱量  $Q_{p,c}$  と  $(H.L)_G$  の関係をプロットしたのが Fig. 6 である。図中の直線の勾配から  $Q_{p,c}$  の 20~30% が有効に利用されず、 $(H.L)_G$  を増加させる結果になっていることがうかがわれる。

このような二次燃焼率が高い場合の無効熱量の増加は、排ガス顕熱の増加につながっているものと考えられる。このことを確認し、さらにその炉壁への熱影響を評

Table 1. Comparison of the heat balances under low and high post-combustion ratio.

|                               | ④ Low post-combustion ratio<br>$n=8$<br>( $R_{CO_2}$ ) av. = 16.5% | ⑤ High post-combustion ratio<br>$n=8$<br>( $R_{CO_2}$ ) av. = 32.8% |
|-------------------------------|--------------------------------------------------------------------|---------------------------------------------------------------------|
| [Input heat]                  | $\times 10^3$ kcal/T. S                                            | $\times 10^3$ kcal/T. S                                             |
| ① Heat content of hot metal   | 289.01                                                             | 292.02                                                              |
| ② Oxidation of C              | 132.23                                                             | 159.81                                                              |
| ③ Oxidation of Si             | 0.07                                                               | 0.83                                                                |
| ④ Oxidation of Mn             | 0.72                                                               | 0.40                                                                |
| ⑤ Oxidation of P              | 0.10                                                               | 0.02                                                                |
| ⑥ Oxidation of Fe             | 27.21                                                              | 23.87                                                               |
| Total                         | 449.34                                                             | 476.95                                                              |
| [Out put heat]                | $\times 10^3$ kcal/T. S                                            | $\times 10^3$ kcal/T. S                                             |
| ① Heat content of steel       | 346.44                                                             | 351.77                                                              |
| ② Heat content of slag        | 4.06                                                               | 4.56                                                                |
| ③ Heat content of fume        | 8.23                                                               | 7.25                                                                |
| ④ Decomposition of ore        | 28.41                                                              | 47.64                                                               |
| ⑤ Gross heat loss (H.L) $G^*$ | 62.20                                                              | 65.73                                                               |
| Total                         | 449.34                                                             | 476.95                                                              |

\* ( $H.L)_G$  = (Heat content of gas) + (Heat loss)

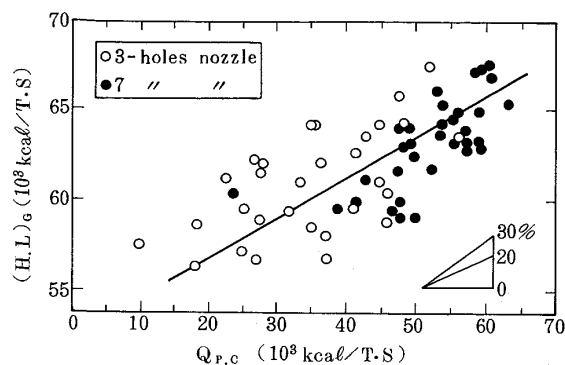


Fig. 6. Relation between the heat of post-combustion ( $Q_{p,c}$ ) and gross heat loss ( $H.L$ )<sub>G</sub>.

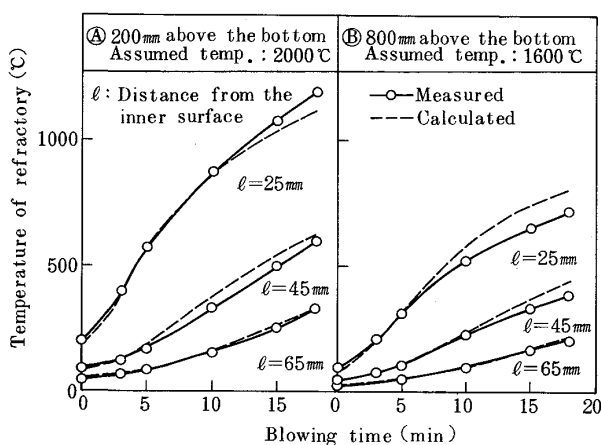


Fig. 7. Temperature change of the free-board refractory during blowing.

価するために、フリーボード部耐火物の吹錬中の温度変化を測定した。測定結果の例を Fig. 7 に示す。この測定データは、後述する伝熱モデルによる炉壁の受熱量と温度分布の理論計算の適否を検討する目的に使用した。Fig. 7 は実測値と計算値の対比を示しているが、各位置での平均排ガス温度を適当な値に設定することにより、耐火物の温度推移の計算結果が実測値とよく一致する。

## 4. 考 察

### 4.1 炉壁への伝熱量の計算モデル

炉壁への伝熱の特性や耐火物への蓄熱量を明らかにする目的で、吹錬中の炉壁耐火物の温度推移のシミュレーション計算を行った。簡単のために、箕浦ら<sup>14)</sup>の解析と同じく炉壁内の高さ方向の熱伝導は無視しようと仮定して、非定常一次元の円筒座標伝熱モデルで解析した。熱伝導の基礎式は

$$C \cdot \rho \cdot \partial T / \partial t = k \{ (\partial^2 T / \partial r^2) + (1/r) \cdot (\partial T / \partial r) \} \quad \cdots (8)$$

ここに、 $C$ ,  $\rho$ ,  $k$  は炉壁材料の比熱、密度、熱伝導度、

$T$  は温度、 $t$  は時間、 $r$  は半径方向距離である。

吹錬開始時の耐火物の温度分布を  $T_0(r)$ 、耐火物内面 ( $r=R_i$ ) からの入熱量を  $Q_i(t)$ 、鉄皮表面 ( $r=R_0$ ) からの出熱量を  $Q_0(t)$  とすると、初期条件および境界条件は

$$t=0 \text{ で, } T=T_0$$

$$r=R_i \text{ で, } -k_1(\partial T / \partial r) = Q_i$$

$$r=R_0 \text{ で, } -k_n(\partial T / \partial r) = Q_0$$

ここで、 $Q_i$ ,  $Q_0$  は単位面積、単位時間当たりの入・出熱量で、 $k$  の添字は炉壁材料の種類を示す。また、取鍋の溶鉄浸漬部分では壁面への熱伝達が十分大きいので、耐火物内表面温度は溶鉄温度に等しいとした。

浴上部の空塔部での入熱  $Q_i$  は、排ガス流による対流伝熱  $Q_c$ 、ガスおよびヒュームによる輻射伝熱  $Q_{r,1}$  および浴表面からの輻射伝熱  $Q_{r,2}$  よりなる。これらを規定する関係式として以下の諸式を適用した。

$$Q_i = Q_c + Q_{r,1} + Q_{r,2} \quad \cdots (9)$$

$$Q_c = H_f \cdot (T_g - T_i) \quad \cdots (10)$$

$$H_f = 0.23 \cdot (k_g / 2R_i) \cdot (2R_i \cdot \rho_g / \mu_g)^{0.8} \cdot (\rho_g \cdot \mu_g / k_g)^{0.4} \quad \cdots (11)$$

$$Q_{r,1} = 4.88 \cdot \epsilon_m \cdot$$

$$\left\{ \left( \frac{T_g + 273}{100} \right)^4 - \left( \frac{T_i + 273}{100} \right)^4 \right\} \quad \cdots (12)$$

$$Q_{r,2} = 4.88 \cdot \epsilon_s \cdot F_K \cdot$$

$$\alpha \left\{ \left( \frac{T_s + 273}{100} \right)^4 - \left( \frac{T_i + 273}{100} \right)^4 \right\} \quad \cdots (13)$$

ここに、

$H_f$ : 壁面内側の伝熱係数 ( $\text{kcal}/\text{m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}$ )

$T_g$ ,  $T_i$ : 排ガス、壁内表面の温度 ( $^\circ\text{C}$ )

$k_g$ ,  $\rho_g$ ,  $\mu_g$ ,  $u_g$ : 排ガスの熱伝導度 ( $\text{kcal}/\text{m} \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}$ )、密度 ( $\text{kg}/\text{m}^3$ )、粘度 ( $\text{kg}/\text{m} \cdot \text{s}$ ) および上昇流速 ( $\text{m}/\text{s}$ )

$\epsilon_m$ : ガスとヒュームによる総括の輻射率 (—)

$\epsilon_s$ : 浴表面の輻射率 (—)

$F_K$ : 受熱面と浴表面の角関係 (—)

$\alpha$ : ヒュームなどによる減衰の係数 (—)

$\epsilon_m$  については輝炎輻射での計算手法<sup>15)</sup>にしたがひ、

$$\epsilon_m = 1 - \exp(-K \cdot l) \quad \cdots (14)$$

$$K = K_d \cdot c + K_g \cdot P_{\text{CO}_2} \quad \cdots (15)$$

ここで、 $K_d$ ,  $K_g$  はヒュームおよび炭酸ガスによる吸収係数で波長の関数である。 $c$  はヒュームの体積濃度、 $P_{\text{CO}_2}$  は  $\text{CO}_2$  の分圧、 $l$  は火炎の厚みである。

酸化鉄ヒュームの吸収係数  $K_d$  の正確な推定は困難であるが、SARGENT<sup>16)</sup> は銑鉄に酸素を吹付けたときに発生するヒュームによる平均吸収係数が  $8 \times 10^4 \text{ cm}^{-1}$  のオーダーであることを示している。酸素上吹き脱炭の排

ガス中のヒューム濃度は  $30 \text{ g/m}^3$  以上<sup>17)18)</sup>で、粒径  $1 \mu\text{m}$  以下の粒子が少くとも 10 % 以上は存在すると考えられる<sup>16)19)</sup>ので、 $c$  は  $1.0 \times 10^{-6} (\text{m}^3/\text{m}^3)$  以上である。火焰厚み  $l$  は空塔部の半径に相当し  $50 \text{ cm}$  以上である。これより (14) 式の  $K \cdot l$  は 4 以上で、 $\epsilon_m$  は 1.0 に近い数値になると考えられる。本検討では  $\epsilon_m = 0.5$  と 1.0 の両者について計算し、実際の輻射伝熱量はこの範囲の中に入っていると考えた。また  $\epsilon_m$  が 1.0 に近いということから、(13) 式の減衰の係数  $\alpha \approx 0$  と考えて、浴面からの輻射伝熱は無視した。

つぎに、排ガスが空塔部を上昇するときの温度変化に関する計算モデルを作成した。簡単のために、排ガスは半径方向には完全混合、高さ方向にはピストン流とし、高さ  $dh$  間で炉壁に伝達された熱量だけ排ガス顕熱が減少すると仮定すると

$$-\pi \cdot R_i^2 \cdot u_g \cdot \rho_g \cdot C_g \cdot (dT_g/dh) = 2\pi R_i \cdot Q_i \dots (16)$$

初期条件は、 $h=0$  で  $T_g = T_{g,0}$  である。

本式と  $Q_i$  を規定する (9) ~ (13) および炉壁の温度分布を規定する (8) 式を連立して解くことにより、炉壁高さ方向での伝熱量および排ガスの温度変化を同時に計算することができる。実際の計算は差分方程式に書きかえて、数値計算した。

## 4.2 耐火物内蓄熱量の推定

### 4.2.1 取鍋耐火物

取鍋、フリーボードの耐火物の種類および伝熱計算に使用した諸物性値を Table 2 に示す。取鍋は既存のものを改造、流用したためレンガの積み方が複雑になっている。これらの物性値を用い、前節に示した計算法によつて、取鍋耐火物への蓄熱量と鉄皮表面からの放熱量を計算した。吹錬開始時の耐火物の温度分布は、溶銑を取鍋に装入してから吹錬を始めるまでに 30 min 程度の待ち時間があり、溶銑浸漬部では前記の計算手法で推定することができる。また、非浸漬部については、予備実験で得た実測値より吹錬開始時の温度分布を設定した。

標準的な操業条件での吹錬開始時、吹錬終了時の溶銑浸漬部の耐火物温度分布の計算値を Fig. 8 に示す。また、図中に実測値の平均と変動の幅を示した。一個所し

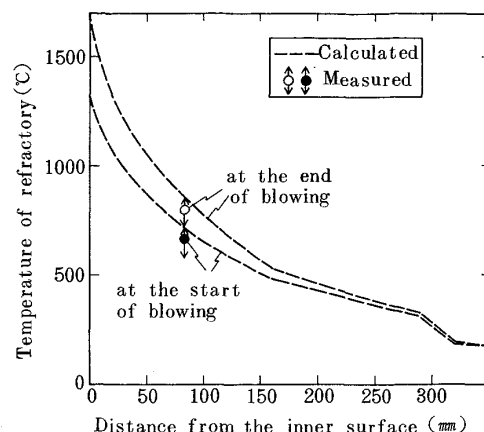


Fig. 8. Temperature profiles of ladle refractory lining.

か測定してないが、吹錬開始時と終了時の温度差は計算値とほぼ一致している。

取鍋上部（非浸漬部）についても、吹錬中は浴の揺動、スプラッシュ、スラグのフォーミングなどにより、浸漬部と同様の入熱量になつていと仮定して、耐火物への蓄熱量を計算した。その結果、本試験の操業条件では取鍋全体での吹錬中の蓄熱量は  $170 \sim 230 \times 10^3 \text{ kcal/heat}$  の範囲に入るものと推定された。一方、鉄皮からの放散熱量の推定値は  $5 \sim 8 \times 10^3 \text{ kcal/heat}$  と小さい。また冷却材で吹止め温度を制御しているので、二次燃焼率の差による取鍋耐火物への損失熱量の差は小さいと考えられる。

### 4.2.2 フリーボード耐火物

フリーボード耐火物の温度分布は Fig. 7 のような実測値があるが、温度上昇の大きい内壁面から 25 mm までの測定値がないので、計算値と実測値を組み合わせ蓄熱量を推定した。簡単のため吹錬中に排ガス温度は変化しないと仮定し、これをパラメーターとして、(8) ~ (13) 式の関係から吹錬終了時 ( $t=18 \text{ min}$ ) の耐火物の温度分布を計算した結果を Fig. 9 に示す。計算はガスおよびヒュームの輻射率  $\epsilon_m$  が 0.5 と 1.0 の場合について行い、それぞれ破線、実線で示した。排ガス温度が高い場合両者の差が小さいが、これは耐火物内部での熱

Table 2. Numerical values of thermal properties used for the heat transfer calculations.

| Material                                                 |                         | Thickness (mm) | Density ( $10^3 \text{ kg/m}^3$ ) | Heat capacity (kcal/kg·°C) | Heat conductivity (kcal/m·h·°C) |
|----------------------------------------------------------|-------------------------|----------------|-----------------------------------|----------------------------|---------------------------------|
| (inside)<br>↑<br>Ladle lining (bricks)<br>↓<br>(outside) | Chrome-magnesia & MgO-C | 100            | 3.0                               | 0.28                       | 4.5                             |
|                                                          | Zirconia                | 60             | 3.62                              | 0.17                       | 0.9                             |
|                                                          | Magnesia                | 130            | 2.75                              | 0.26                       | 3.3                             |
|                                                          | Silica                  | 30             | 1.25                              | 0.25                       | 0.4                             |
|                                                          | Steel shell             | 25             | 7.8                               | 0.12                       | 43.0                            |
| Free-board lining                                        | Castable high-alumina   | 120            | 2.85                              | 0.20-0.26                  | 2.3                             |
|                                                          | Steel shell             | 25             | 7.8                               | 0.12                       | 43.0                            |

伝導が律速となつているためと考えられる。またこのことと関連して、図に見られるように内表面の温度が排ガス温度に近い値になることも留意すべき点である。図中にフリーボード下部、中央部での吹錬終了時の温度分布の実測例をあわせて示した。それぞれの実測値に最も適合する温度分布の曲線を選定することにより、吹錬中の蓄熱量をおおよそ推定することができる。このような方

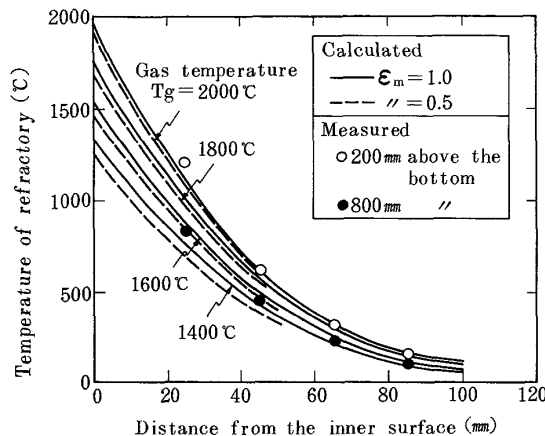


Fig. 9. Measured and calculated temperature profiles in the free-board refractory lining at the end of blowing.

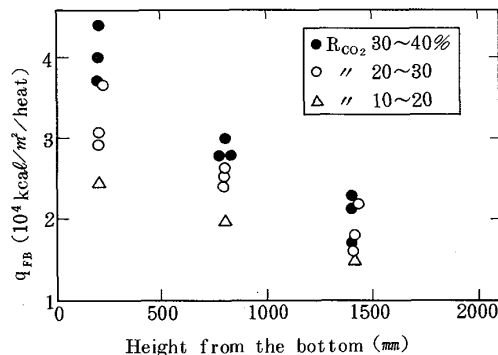


Fig. 10. Accumulated heat per unit area of free-board refractory during blowing.

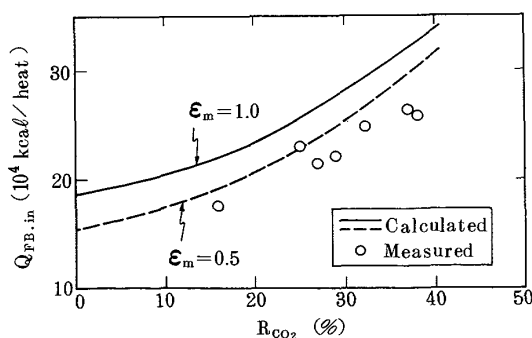


Fig. 11. Increase of the input heat the free-board refractory ( $Q_{FB,in}$ ) due to post-combustion.

法で求めたフリーボード各位置での単位面積当たりの蓄熱量  $q_{FB}$  を Fig. 10 に示す。上、中、下部各位置での  $g_{FB}$  の値を内、外挿して、各ヒートでのフリーボード全体への蓄熱量を計算した。これに鉄皮からの放熱量の計算値を加えて、全入熱量  $Q_{FB,in}$  を求め、二次燃焼率  $R_{CO_2}$  との関係を示したのが、Fig. 11 である。本解析は耐火物内面の溶損や付着物が無い場合に限定しているので、データ数は多くない。しかし、かなり明瞭に  $R_{CO_2}$  の増加により、フリーボードへの入熱量が増加している傾向が認められる。

つぎに (16) 式の関係を加えて、排ガスの温度変化と耐火物への伝熱量を同時に計算する手法により、フリーボード耐火物の受熱量の推定計算を行った。標準的な操業条件で二次燃焼率をかえて計算したが、フリーボード下端での排ガス温度は、後出の Fig. 12 の実線の値を適用した。計算結果を Fig. 11 にあわせて示した。図に見るように、計算値の方がやや大きい値になるが、 $R_{CO_2}$  による変化の傾向は一致しており、このような簡単な伝熱モデルでも、かなりの精度で上部空間における耐火物への伝熱状況を推定しうる可能性を示している。

#### 4.3 排ガス温度に及ぼす二次燃焼率の影響

取鍋耐火物へは溶鋼またはスラグから熱が伝わり、フリーボード耐火物は排ガスからのみ熱を受けると仮定すると、各ヒートの熱収支からフリーボード下端での排ガス温度を計算することができる。すなわち、先の熱収支の (5) 式において、 $Q_{HL}$  に取鍋の蓄熱量と放熱量の和を適用すれば、排ガス顕熱  $Q_g$  が定まり、ヒート平均の排ガス温度  $\bar{T}_g$  が計算できる。 $Q_{HL}$  は二次燃焼率によらず  $200 \times 10^3 \text{ kcal/heat}$  の一定値として、各ヒートの  $\bar{T}_g$  を計算した結果を Fig. 12 に示す。 $R_{CO_2}$  が 10% 程度の場合は  $\bar{T}_g$  はほぼ溶鉄の平均温度に相当しているが、 $R_{CO_2}$  が 40% 近くになると  $\bar{T}_g$  は  $2000^\circ\text{C}$  をこえる値となり、先の Fig. 9 の結果とあわせて炉壁内表面

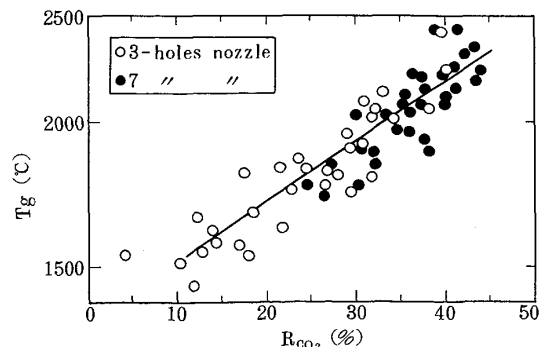


Fig. 12. Relation between  $R_{CO_2}$  and the gas temperature  $T_g$  based on heat balance.

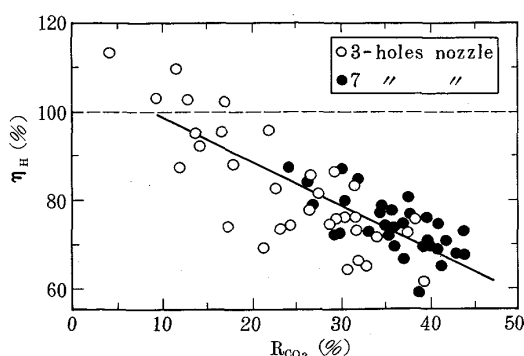


Fig. 13. Relation between post-combustion ratio and heat efficiency  $\eta_H$ .

温度もかなり高くなることが予想される。

なお、二次燃焼の熱量のうち、排ガス顕熱の増加につながる無効分の割合を明らかにする目的で、二次燃焼の熱効率  $\eta_H$  を下式で定義した。

$$\eta_H(\%) = \{1 - (Q_g - Q_{g,0}) / Q_{p,c}\} \times 100$$

$Q_g$ : 熱収支で求めた排ガス顕熱 ( $Q_{HL}$  一定と仮定)

$Q_{g,0}$ :  $R_{CO_2}=0$  での仮定の排ガス顕熱, ここでは  $\bar{T}_g = \bar{T}_s$  (平均溶鉄温度) として算出。

$Q_{p,c}$ : 二次燃焼 ( $CO \rightarrow CO_2$ ) の熱量

$Q_{HL} = 200 \times 10^3$  kcal/heat としたときの  $R_{CO_2}$  と  $\eta_H$  の関係を Fig. 13 に示す。  $R_{CO_2}$  の増加にともない  $\eta_H$  が減少する傾向が明らかになっている。

## 5. 結 言

10 t 取鍋型試験脱炭炉で二次燃焼率が大幅に変化する条件で吹錬し、各ヒートの熱収支解析および取鍋部、フリーボード部耐火物の温度分布の測定と伝熱のモデル計算を行って、以下の結果を得た。

(1) 熱収支計算の結果から、二次燃焼率の増加とともに無効熱量が増加し、二次燃焼の熱量の 20~30% に相当する排ガス顕熱の増加があるものと推定される。

(2) そのため二次燃焼率が 30~40% になると、浴直上での排ガス温度は 1900°C 以上になり、耐火物の炉

内表面温度も排ガス温度に近い値となる可能性がある。

(3) フリーボード部耐火物の受熱量は、二次燃焼率の増加にともなうて増大する。耐火物温度の測定結果は計算モデルによつて推定した結果とおおむね一致することを確めた。

## 文 献

- 1) 南 昭喜, 殿村重彰, 中村康久, 桂 肇, 山本里見: 鉄と鋼, **68** (1982), S1034
- 2) 木村雅保, 松井秀雄, 伊東修三, 斎藤 忠, 副島利行, 喜多村 実: 鉄と鋼, **69** (1983), p. 1893
- 3) 原田俊哉, 安藤道英, 後藤裕規, 川口勝徳, 大森正直, 辻野良二: 鉄と鋼, **71** (1985), S187
- 4) 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
- 5) 石川博章, 丹村洋一, 平野 稔, 寺田 修, 宮脇芳治: 鉄と鋼, **70** (1984), S1028
- 6) 西村光彦, 小島政道, 桜田盛勝, 石川英毅, 阿部泰久: 鉄と鋼, **73** (1987), p. 645
- 7) 成田貴一, 富田昭津, 片桐 望: 鉄と鋼, **65** (1979), p. 118
- 8) D. R. STULL and H. PROPHET: JANAF Thermochemical Tables, SECOND EDITION (1971) [NSRDS-NBS]
- 9) R. L. ORR and J. CHIPMAN: Trans. Metall. Soc. AIME, **239** (1967), p. 630
- 10) J. CHIPMAN: Metall. Trans. **1** (1970), p. 2163
- 11) 上田 陽, 藤村候夫, 盛 利貞: 鉄と鋼, **61** (1975), p. 2962
- 12) R. HULTGREN, P. D. DESAI, D. T. HAWKINS, M. GLEISLER and K. K. KELLEY: Selected Values of the Thermodynamic Properties of Binary Alloys (1973) [ASM]
- 13) G. W. HEALY and D. L. MCBRIDE: BOF Steelmaking, **4** (1977), p. 101 [Iron and Steel Society of AIME]
- 14) 箕浦忠行, 山本俊二, 蝦名 清, 花沢豊丸: 鉄と鋼, **70** (1984), S937
- 15) J. M. BEÉR: Heat Transfer in Flames (1974), p. 30 [John Wiley]
- 16) K. H. SARGENT: Recent Advances with Oxygen in Iron and Steel Making (1964), p. 296 [Butterworths]
- 17) 石渡信之, 中村皓一, 山田容三, 磯 平一郎, 辻野良二, 平居正純: 鉄と鋼, **70** (1984), S1023
- 18) 奥 昭昌平, 松尾 享, 増田誠一: 鉄と鋼, **71** (1985), S986
- 19) J. P. MORRIS, J. P. RIOTT and E. G. ILLING: J. Met., **18** (1966), p. 803