

## 論 文

ステンレス鋼における転炉複合吹錬法の  
冶金特性

© 1984 ISIJ

甲斐 幹\*・星 記男\*<sup>2</sup>・上館良興\*<sup>3</sup>・山上哲也\*<sup>3</sup>Refining Characteristics of Stainless Steel in Top and Bottom  
Blown Converter

Tsuayoshi KAI, Fumio HOSHI, Yoshioki KAMIDATE, and Tetsuya YAMAGAMI

## Synopsis:

The refining characteristics of stainless steel in top and bottom blown converter was studied by using a 45 ton LD converter in LD-VAC process where the bottom was equipped with two tuyeres blowing Ar and N<sub>2</sub> gases. The results obtained are as follows:

1) The perfect mixing time ( $\tau_s$ ) shown in eq. (2) is effectively available to evaluate agitating and mixing characteristics of the top and bottom blown converter even in the refining of stainless steel through the consideration on the relations between [C] and (Cr<sub>2</sub>O<sub>3</sub>) at blow end and the carburization rate. The index of BOC is also available to use even if the oxide mainly formed is not FeO but Cr<sub>2</sub>O<sub>3</sub>.

2) The refining characteristics are improved by the top and bottom blowing when the rate of bottom blowing gas increase up to 0.06 Nm<sup>3</sup>/t·min at which  $\tau_s$  is corresponding to 60 sec. The apparent partial pressure  $P_{CO}$  becomes 0.9 to 1.0 and the C-O reaction seems to be equilibrium. On the other side, the apparent  $P_{CO}$  in the conventional top blowing converter is more than unity and the reaction as a whole melt seems not to be equilibrium.

3) Nitrogen can sufficiently be used as a agitating gas, although the amount of ten to twenty percent of blowing nitrogen is absorbed into melt.

## 1. 結 言

純酸素上吹き転炉の炉底に羽口を設け底吹きガスを吹き込み、鋼浴の攪拌混合特性を変化させることによつて、種々の冶金特性を改善するいわゆる複合吹錬法については、主に普通鋼の分野での経験をもとに多くの報告がなされている<sup>1)~3)</sup>。

また複合吹錬法の実炉操業に先立つ詳細なコールドモデルテストなどを通して、理論的な考察および実験を通しての実証が行われている<sup>4)~7)</sup>。

ここでは、ステンレス鋼の製造プロセスである LD-VAC 法に用いられている転炉で、Ar または N<sub>2</sub> を底吹きする複合吹錬実験を実施した結果について、特にステンレス鋼の冶金反応特性という観点から報告する。

## 2. 実 験 方 法

## 2.1 ステンレス精錬法の概要

Table 1 に当所の LD-VAC-CC プロセスの概要を示す。特徴とするところは、各精錬過程を専用の設備で行うことである。たとえば、電気炉工程では使用する原

料に全く制限を設けず、溶解専門の操業ができ、精錬工程は転炉で粗脱炭反応を、また VOD で仕上げ脱炭と最終成分・温度調整をそれぞれ分割して実施することによつて、Cr をほとんど酸化させずに全製鋼工程の高効率化が可能である<sup>8)</sup>。また普通鋼と同様に非常に長い連続々鑄が行える<sup>9)</sup>。

ここで報告する複合吹錬実験の対象である転炉の主たる役割は、高速酸素吹錬の特色を生かし、迅速昇温と高温を利用して鋼中 Cr の酸化抑制をしつつ、高能率に粗脱炭精錬を実施することである。

## 2.2 実験装置・条件

45 t 上吹き転炉の炉底に底吹きガス用の羽口を 2 本配置して、Ar または N<sub>2</sub> ガスを吹き込み、精錬時に鋼浴を攪拌し精錬特性に対する影響を検討した。攪拌用底吹きガス流量は 30~160 Nm<sup>3</sup>/h であり、それぞれ 0.01~0.06 Nm<sup>3</sup>/t·min、および上吹き酸素流量に対する底吹きガス流量の比は約 0.5~3% に相当する。

溶鋼量は約 45 t、酸素の供給は上吹きのみで基本送酸速度 5 500 Nm<sup>3</sup>/h で、それぞれ通常の上吹き転炉と同じであり、その他精錬用副原料の使用量も上吹き転炉操

昭和 58 年 4 月本会講演大会にて発表 昭和 58 年 8 月 12 日受付 (Received Aug. 12, 1983)

\* 日新製鋼(株)本社 (Head office, Nisshin Steel Co., Ltd.)

\*<sup>2</sup> 日新製鋼(株)周南製鋼所 (現: 日新製鋼(株)呉製鉄所) (Shunan Works, Now Kure Works, Nisshin Steel Co., Ltd., 11-1 Showa-cho Kure 737)

\*<sup>3</sup> 日新製鋼(株)周南製鋼所 (Shunan Works, Nisshin Steel Co., Ltd.)

Table 1. LD-VAC-CC Process at Shunan Works (SUS 304).

| Process | Main purpose for steelmaking  | Process time | Temp (°C)                         | Chemical composition |                 |
|---------|---|--------------|-----------------------------------|----------------------|-----------------|
|         |   |              |                                   | [%C]                 | [%Cr]           |
| EF      | ● Melting<br>● Desulfurization  | 200 min      | Tap 1450                          | 3.0                  | 18.81           |
| LD      | ● Primary decarburization<br>(Rough adjustment of composition and temperature)  | 50 min       | End point 1830                    | 0.25                 | 18.25*          |
| VOD     | ● Final decarburization<br>● Cr-Reduction<br>● Final adjustment of composition and temperature<br>(Desulfurization for extra low S steel) | 50 min       | Before VOD 1700<br>After VOD 1640 | 0.21<br>0.06         | 17.57*<br>18.17 |
| CC      | ● Continuous-continuous-casting   | 40 min       | Tundish 1500                      | —                    | —               |

\* The decrease of chromium from 18.25% to 17.57% is caused by dilution of plain carbon coolants added in the LD.

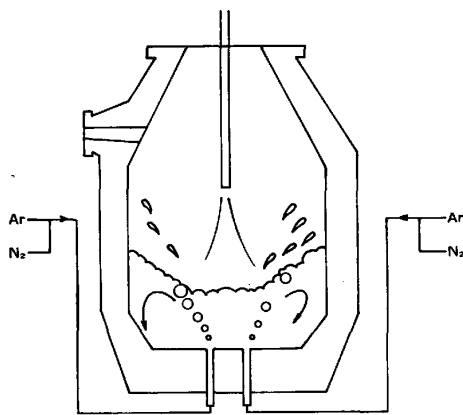


Fig. 1. Schematic view of test furnace.

Table 2. Test conditions.

|                           |                         |                           |
|---------------------------|-------------------------|---------------------------|
| LD Converter              | ● Capacity              | 45 t                      |
|                           | ● Lining inner diameter | 3 060 mm                  |
|                           | ● ibid height           | 6 450 mm                  |
| Bottom blowing conditions | ● Number of tuyeres     | 2                         |
|                           | ● Gas flow rate         | 30~160 Nm <sup>3</sup> /h |
|                           | ● Kinds of gas          | Ar, N <sub>2</sub>        |
| Top blowing conditions    | ● Lance height          | normal height~+1.8 m      |
|                           | ● Oxygen flow rate      | 5 500 Nm <sup>3</sup> /h  |
|                           | ● Nozzle dimension      | φ40.6×1+φ15×3×6°          |
| Steel grade               | ● Stainless steel       | mainly SUS 304            |

業とほぼ同じである。

冶金特性に対する鋼浴攪拌強化の影響は、吹き止め直後に水平方向に倒炉し、スプーンによる手動サンプリング法にて採取したメタル、ならびにスラグ試料を、蛍光X線法により分析し、上吹き転炉での吹き止め状態と比較することにより評価した。なお鋼中 [O] の測定は吹き止め温度が 1800°C 以上の高温であり、固体電解質による溶解酸素量の測定が困難であることなどから、トータル酸素量を代表値として用いた。

実験装置の模式図と底吹きならびに上吹き条件の一覧表を Fig. 1 と Table 2 に示した。L/L<sub>0</sub> の算定には公知文献<sup>10)</sup>に見られる式を使用した。

実験対象鋼種は当所で溶製される 13Cr, 18Cr を含

むフェライト系、マルテンサイト系ステンレス鋼、および 18-8 を含むオーステナイト系ステンレス鋼の全般であるが、ここでは主として SUS 304 の場合について述べる。

### 3. 実験結果

#### 3-1 スラグ中酸化クロムと溶鋼中酸素への影響

Fig. 2 に吹錬終了時点の [C] と (Cr<sub>2</sub>O<sub>3</sub>) の関係について、上吹き転炉での実績および複合吹錬実験結果を比較して示す。吹錬終点 [C]=0.25% における (Cr<sub>2</sub>O<sub>3</sub>) は通常の上吹き転炉では約 38% であるが、複合吹錬実験では底吹きガス流量 0.012~0.016 Nm<sup>3</sup>/t·min では約 35%, 同 0.021~0.026 Nm<sup>3</sup>/t·min では約 29%, および 0.06 Nm<sup>3</sup>/t·min では約 24% である。底吹きガス流量が 0.06 Nm<sup>3</sup>/t·min 以下と少量であるにもかかわらず、[C] に対する (Cr<sub>2</sub>O<sub>3</sub>) は上吹き転炉の場合に比較して低くなる結果が得られた。また底吹きガス流量が増加するほど (Cr<sub>2</sub>O<sub>3</sub>) は吹錬終点 [C] の影響を受けにくくなる。

Fig. 3 は吹錬終点 [C] と [O] の関係を示す。Fig. 2 と同様の現象が両者の関係にもみられる。また底吹き

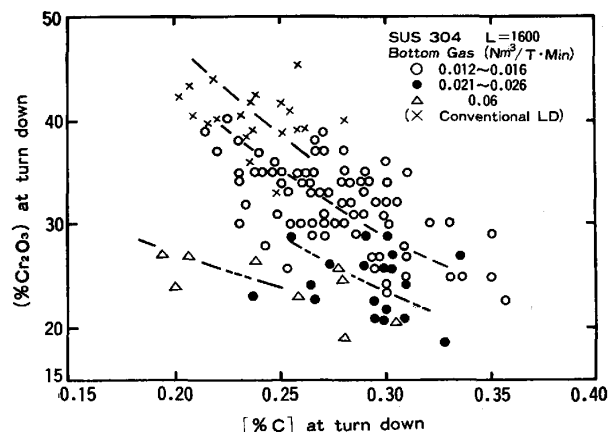


Fig. 2. Relationship between (%Cr<sub>2</sub>O<sub>3</sub>) and [%C] at turn down by changing bottom gas rate.

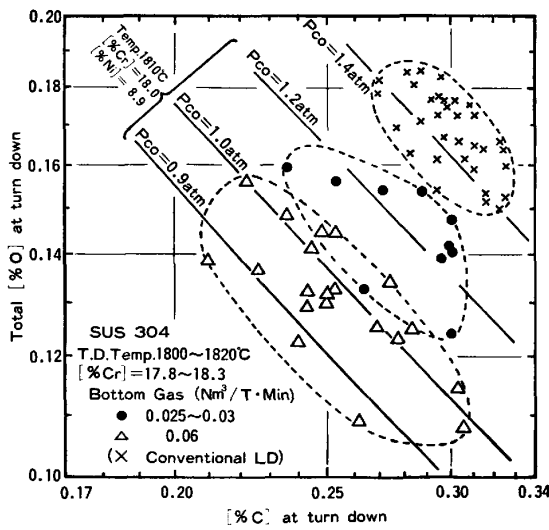


Fig. 3. Relationship between [%C] and total [%O] at turn down.

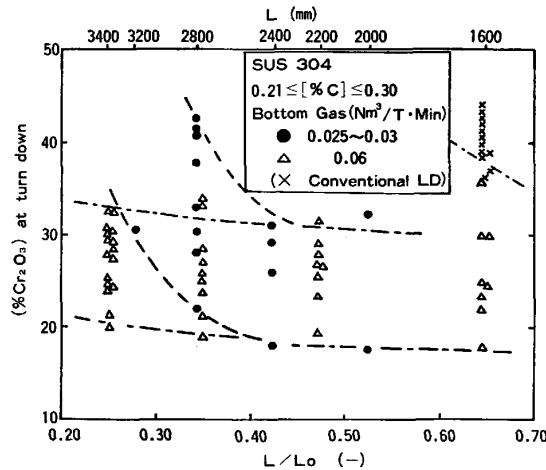


Fig. 4. Relationship between  $L/L_0$  and  $(\%Cr_2O_3)$  at turn down.

ガス流量が  $0.06 \text{ Nm}^3/\text{t}\cdot\text{min}$  では後述する  $C-O$  平衡の  $P_{CO} = 0.9 \sim 1.0 \text{ atm}$  にほぼ対応する結果が得られた。

3.2 上吹き条件の影響

本実験では底吹きガス量が他の報告<sup>1)</sup>にみられる  $0.1 \sim 2.0 \text{ Nm}^3/\text{t}\cdot\text{min}$  と比較して少量である。一方通常の上吹き転炉吹錬において吹錬特性は  $L/L_0$  で論じられる。そこで両者の関係を明らかにすべく、底吹きガス流量と  $L/L_0$  の関係を調査した。Fig. 4 は吹錬終点 [C] を、 $0.21 \leq [\%C] \leq 0.30$  の範囲にほぼ一定にしたときの  $(Cr_2O_3)$  と  $L/L_0$  の関係を示す。上吹き転炉では  $L/L_0 = 0.65$  で  $(Cr_2O_3)$  は約 38% であるが、底吹きガス流量が  $0.025 \sim 0.03 \text{ Nm}^3/\text{t}\cdot\text{min}$  の場合、 $L/L_0$  が約 0.4 以上で  $(Cr_2O_3)$  は 30% 程度以下ではほぼ一定であり、 $L/L_0$  が約 0.4 以下で  $(Cr_2O_3)$  は上昇傾向を示した。一方底吹きガス流量が  $0.06 \text{ Nm}^3/\text{t}\cdot\text{min}$  の場合、 $L/L_0$  への  $(Cr_2O_3)$  の依存性はほとんどみられず、いわゆるソフトブローにしても  $(Cr_2O_3)$  は 30% 程度以下にはほぼ一定に保たれた。

また、ソフトブロー条件にした場合、スプラッシュ発生量は炉体に付着したスプラッシュ量の観察から減少が認められた。

3.3 攪拌用ガス種類の影響

本実験では底吹き用ガスとして、Ar と  $N_2$  を使用した。

Fig. 5 は  $N_2$  を使用した場合について、吹錬終点 [C] と [N] の関係を底吹きガス流量で層別して示す。底吹き  $N_2$  流量が増加するほど、同一の吹錬終点 [C] に対して [N] は上昇しており、底吹き  $N_2$  による鋼浴への吸窒が示唆される。

なお吸窒された [N] は当所の LD-VAC プロセスにおいて脱ガス処理で脱窒することが可能である。その状

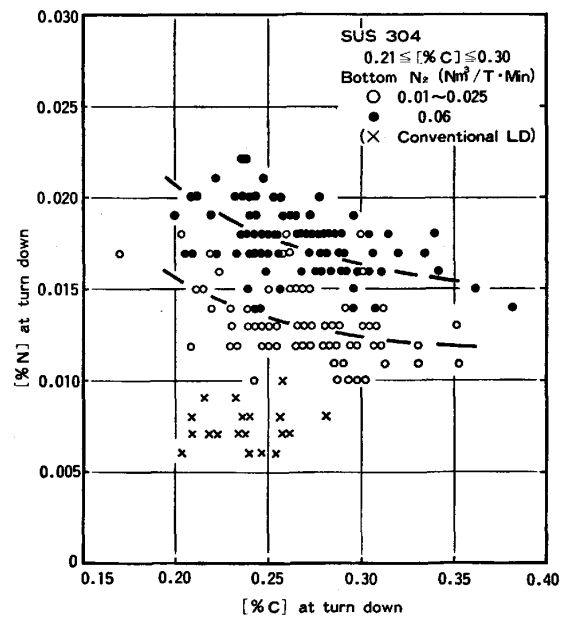


Fig. 5. Relationship between [%C] and [%N] at turn down in the case of  $N_2$  bottom blowing.

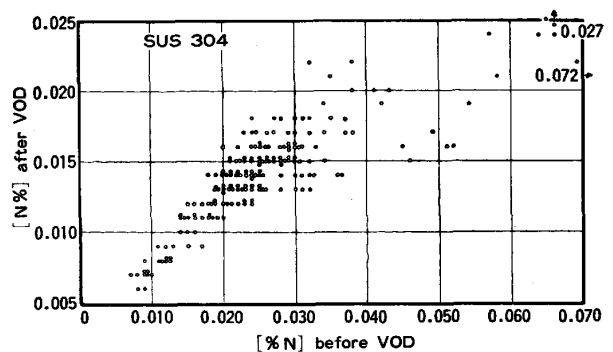


Fig. 6. Relationship between [%N] before VOD and [%N] after VOD.

況を Fig. 6 に示す。したがって当所の LD-VAC プロセスでは基本的には複合吹錬転炉に安価な N<sub>2</sub> の使用が可能である。さらに鋼中に [N] を添加する鋼種では、吹錬終点から出鋼までの間を利用して鋼浴への [N] の添加をすることもできる。なお鋼中 [N] が制限される鋼種では底吹きガスとして Ar を使用し、VOD 工程でも脱窒を行う。

4. 考 察

4.1 複合吹錬転炉での攪拌の評価

浴の流動現象に関して、K. NAKANISHI ら<sup>11)</sup>による先進的な研究がなされて以来、浴の攪拌混合現象に関して実験的および理論的に著しい解明がなされた<sup>12)13)</sup>。また実炉での評価もなされている<sup>14)</sup>。ここでは以上の実験結果にもとづき底吹きガスによる攪拌の評価について考察する。

Fig. 7 は 45 t ステンレス精錬用複合転炉の実験結果を、水モデル実験および普通鋼での実炉試験を通して甲斐ら<sup>3)6)</sup>によつて整理された (1)~(2) 式にしたがつて整理された均一混合時間 (τ<sub>S</sub>) と、(Cr<sub>2</sub>O<sub>3</sub>) の関係について示したものである。均一混合時間 (τ<sub>S</sub>) と (Cr<sub>2</sub>O<sub>3</sub>) の関係は良い対応を示す。すなわちステンレス精錬の有効な指標である (%Cr<sub>2</sub>O<sub>3</sub>) を支配するものとして (2) 式で示される τ<sub>S</sub> が有効であることを示す。これにより、Fig. 4 で示した底吹きガス流量を変化させたときの L/L<sub>0</sub> と (Cr<sub>2</sub>O<sub>3</sub>) の関係は、τ<sub>S</sub> と (Cr<sub>2</sub>O<sub>3</sub>) の関係としてよく説明できる。また底吹きガス流量は 0.06 Nm<sup>3</sup>/t·min ではほぼ十分な攪拌効果を示す。

$$\dot{\epsilon}_S = \dot{\epsilon}_{V,B} + 0.1 \dot{\epsilon}_{V,T} \dots\dots\dots (1)$$

$$\tau_S = \left(\frac{H}{12.5}\right)^{2/3} \cdot \left(\frac{\rho}{1}\right)^{1/3} \cdot 540 \cdot \dot{\epsilon}_S^{-0.5} \dots\dots\dots (2)$$

ここで

$\dot{\epsilon}_{V,B}$ ,  $\dot{\epsilon}_{V,T}$ ,  $\dot{\epsilon}_S$ : 鋼浴容積当たりの投入エネルギー  
 B: 底吹き, T: 上吹き, S: その和

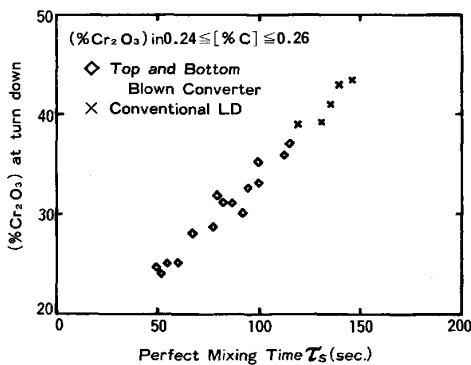


Fig. 7. Relationship between τ<sub>S</sub> and (%Cr<sub>2</sub>O<sub>3</sub>).

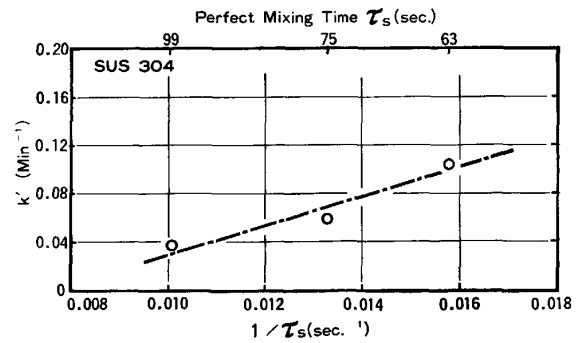


Fig. 8. Relationship between 1/τ<sub>S</sub> and k'.

H: 鋼浴の深さ, ρ: 鋼浴の密度

つぎに複合吹錬転炉での加炭テストを通じて、鋼浴の攪拌効果の評価を試みた。ステンレス溶銑を複合吹錬転炉に受銑後、ヒート当たり 1 t の加炭剤を上部よりシュート投入し、底吹きガス攪拌のみを行い、この底吹きガス流量を変化させたときの加炭速度をそれぞれ求めた。

Fig. 8 に (3) 式で定義したみかけの加炭速度定数 (k') と τ<sub>S</sub> との関係を示す。この図から、加炭反応が (3) 式で示す一次反応であるとみなした場合の k' は、(3)' 式で示す加炭反応界面 (A) の更新速度に対応すると考えられ、A の更新速度は鋼浴の循環速度に対応すること、また τ<sub>S</sub> は溶鋼の混合速度に対応することから、(2) 式の τ<sub>S</sub> は実際操作においても十分に定量性をもつた式であることを示唆するものであろう。

$$\frac{d[C]}{dt} = k'([C]_0 - [C]) \dots\dots\dots (3)$$

$$k' \propto k \cdot A \dots\dots\dots (3)'$$

一方甲斐ら<sup>3)</sup>によつて複合吹錬転炉ならびに上吹き転炉の精錬指標として、均一混合時間 (τ<sub>S</sub>) が鋼浴の循環速度にも対応することを考慮し、金属酸化物の生成速度を決める酸素の供給速度と鋼浴の循環速度と金属酸化物の還元剤としての C の供給速度のバランスを与える指標として Balance of Oxygen and Carbon feeding rate (BOC) が提案されている。Fig. 9 はステンレス精錬の場合の BOC 値と (Cr<sub>2</sub>O<sub>3</sub>) の関係を示す。これより 45 t ステンレス精錬用複合吹錬転炉においても、BOC は有効な指標である。すなわち BOC は精錬系や装置の大きさによらず、スラグメタル反応における系の脱炭精錬を整理するのに有効である。

なお炉内の P<sub>CO</sub> の分圧も重要な精錬特性因子と考える同様の概念である ISCO 値<sup>15)</sup>についても整理すると Fig. 10 のようになる。両者を比較すると当実験のように比較的少量のガス攪拌の場合には BOC の方がよい対応を示すようである。

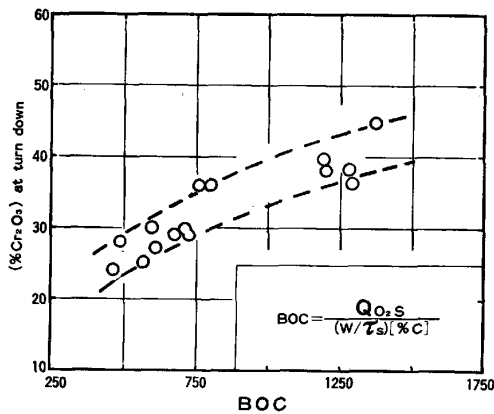


Fig. 9. Relationship between BOC and (%Cr<sub>2</sub>O<sub>3</sub>).

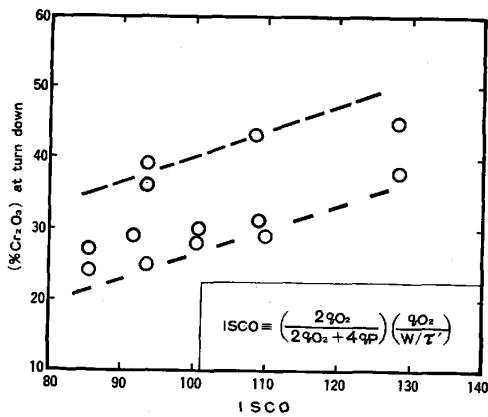


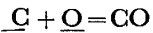
Fig. 10. Relationship between ISCO and (%Cr<sub>2</sub>O<sub>3</sub>).

4.2 複合吹錬炉での冶金反応

4.2.1 C-O 平衡

ここでは複合吹錬時におけるガスメタル反応について考察する。

Fig. 3 におけるみかけの CO 平衡分圧 P<sub>CO</sub> は以下のようにして求めたものである。



$$\log K (= \log [P_{CO} / (a_C \cdot a_O)]) = 1160/T + 2.003 \dots (4)^{16)}$$

$$e_O^C = 0.298^{16)}, e_O^O = -0.316^{17)}$$

$$e_O^{Cr} = -0.024^{18)}, e_O^{N1} = 0.012^{18)}$$

$$e_O^C = -0.421^{16)}, e_O^O = -1750/T + 0.76^{16)}$$

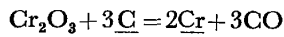
$$e_O^{Cr} = -0.040^{19)}, e_O^{N1} = 0.005^{19)}$$

同図から明らかなように、上吹き転炉での計算上の P<sub>CO</sub> は 1 atm より高く平衡していないように見える。底吹きガス流量を増加させるにしたがつてこの値は低下し、τ<sub>s</sub> が 60 s に相当する底吹きガス流量 0.06 Nm<sup>3</sup>/t·min で計算上の P<sub>CO</sub> はほぼ平衡の 0.9~1.0 atm になる。すなわち通常の上吹き吹錬や底吹きガス流量の少ない上底吹き吹錬では吹錬時における反応サイトでは吹き止めた後採取した鋼浴の平均組成に比較して低い [C] の状態にあることを意味し、反応サイトでの温度推定や溶存 [O] と Total [O] との差などの誤差の影響があるが、反応サイトでは P<sub>CO</sub> ≈ 1 と考えてよいのではないかとと思われる。

4.2.2 スラグメタル反応

同様複合吹錬時のスラグメタル反応について考察してみる。

Table 3 は吹錬前後のメタル・スラグの代表組成を示し、Fig. 11 は吹錬終点における [C] と [Cr] の関係を示した。図中における計算上の Cr<sub>2</sub>O<sub>3</sub> の活量 (a<sub>Cr<sub>2</sub>O<sub>3</sub></sub>) は平衡しているクロム酸化物として Cr<sub>2</sub>O<sub>3</sub> を想定し<sup>20)</sup>、さらに (5)' 式と反応サイトでの P<sub>CO</sub> = 1 を仮定して求めた。



$$\log K = -40990/T + 25.83 \dots (5)^{22)}$$

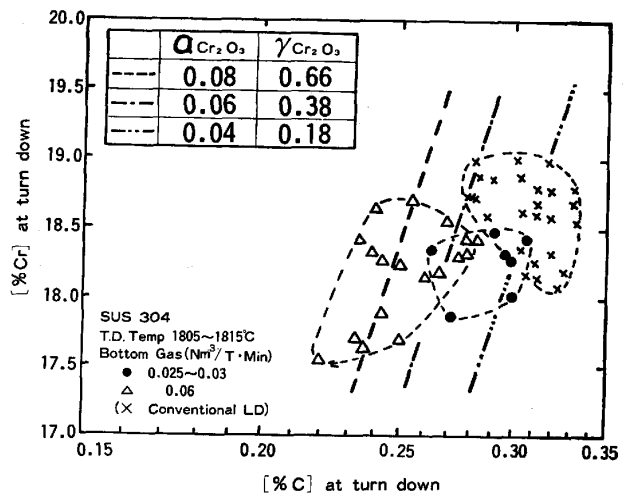


Fig. 11. Influence of bottom gas rate on the relationship between [%C] and [%Cr] at turn down and calculated value of activity of (Cr<sub>2</sub>O<sub>3</sub>).

Table 3. Comparison of typical chemical composition.

(SUS 304)

|                 | Before O <sub>2</sub> -Blowing |       | After O <sub>2</sub> -Blowing |       |                                    |        |                      |        |                      |
|-----------------|--------------------------------|-------|-------------------------------|-------|------------------------------------|--------|----------------------|--------|----------------------|
|                 | Melt                           |       | Melt                          |       | Slag                               |        |                      |        |                      |
|                 | [%C]                           | [%Cr] | [%C]                          | [%Cr] | (%Cr <sub>2</sub> O <sub>3</sub> ) | (%CaO) | (%SiO <sub>2</sub> ) | (%FeO) | CaO/SiO <sub>2</sub> |
| Conventional LD | 3.0                            | 18.80 | 0.25                          | 18.25 | 38.9                               | 29.4   | 17.5                 | 7.0    | 1.68                 |
| Top and bottom* | 3.0                            | 18.50 | 0.25                          | 18.25 | 23.5                               | 35.2   | 23.5                 | 7.5    | 1.50                 |

\* Bottom gas rate: 0.06 Nm<sup>3</sup>/t·min

$$\log K \approx \log K' (= \log [(a_{Cr}^2 \cdot P_{O_2}^3) / (a_{Cr_2O_3} \cdot a_{Cr}^2)]) \dots\dots\dots (5)'$$

$$e_{Cr}^O = 358/T^{23}, e_{Cr}^{O_r} = -0.020^{22}$$

$$e_{Cr}^{N_1} = 0.0002^{25}, e_{Cr}^{N_1} = 0.012$$

$$e_{Cr}^{O_r} = -0.189^{16}, e_{Cr}^O = -0.316^{17}$$

また計算上の活量係数  $\gamma_{Cr_2O_3}$  は(6)式より、および  $N_{Cr_2O_3}$  はそれぞれの吹錬条件の代表スラグ組成における  $Cr_2O_3$  のモル分率より求めた。

$$a_{Cr_2O_3} = \gamma_{Cr_2O_3} \cdot N_{Cr_2O_3} \dots\dots\dots (6)$$

同図から明らかなように通常の上吹き転炉における  $a_{Cr_2O_3}$  および  $\gamma_{Cr_2O_3}$  はガスメタル反応ではほぼ平衡していると考えられた底吹きガス流量  $0.06 \text{ Nm}^3/\text{t}\cdot\text{min}$  の値  $a_{Cr_2O_3} \approx 0.08$ ,  $\gamma_{Cr_2O_3} \approx 0.66$  と比較すると低く、底吹きガス流量を増加させると高くなる。この場合にも通常の上吹き転炉や底吹きガス量の少ない上底吹き転炉では

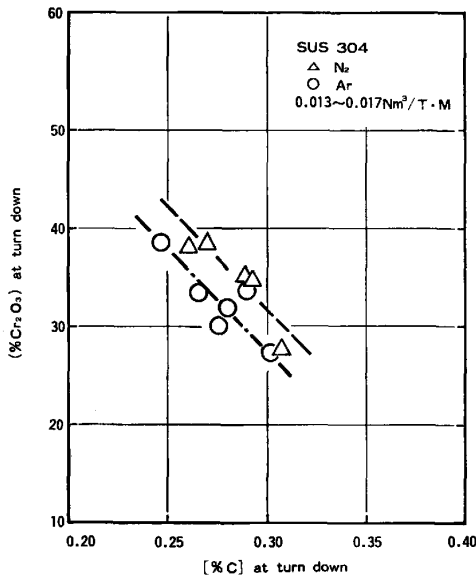


Fig. 12. Influence of kinds of bottom gases on the relationship between [%C] and (%Cr<sub>2</sub>O<sub>3</sub>) at turn down.

反応サイトへの [C] の移動や火点からの (Cr<sub>2</sub>O<sub>3</sub>) の移動が律速するため反応サイトにおける Cr の選択的酸化が生ずることにより吹錬時における反応サイトの (%Cr<sub>2</sub>O<sub>3</sub>) は吹き止めた後採取したスラグ組成より高いことを意味しているのではないかと考えられる。

4.3 攪拌用ガスについて

Fig. 5 で N<sub>2</sub> 攪拌の場合、溶鋼への吸窒が示唆された。攪拌 N<sub>2</sub> の物質収支より [N] 吸収割合を求めると、底吹きガス流量  $0.01 \sim 0.025 \text{ Nm}^3/\text{t}\cdot\text{min}$  の場合、供給ガスの約 20%、および同  $0.06 \text{ Nm}^3/\text{t}\cdot\text{min}$  の場合約 10% である。

Fig. 12 に底吹きガス流量  $0.013 \sim 0.017 \text{ Nm}^3/\text{t}\cdot\text{min}$  の場合における N<sub>2</sub>, Ar の吹錬終点 (Cr<sub>2</sub>O<sub>3</sub>) に及ぼす影響を示す。底吹きガス供給量は同一でも、N<sub>2</sub> は溶鋼に吸窒されて若干攪拌効果が減少することがうかがえる。

Fig. 13 は吹錬終点の N-O の関係を示す。反応速度論的には窒素は表面活性元素である酸素の影響を受けやすく<sup>25)</sup>, [%O] が高くなると窒素の物質移動係数が低下する<sup>26)</sup> と言われているが、実験の範囲では Fig. 13 からは直接的な影響は認められない。一方、平衡論的にはこの組成では SIEVERTS 則が成り立っていると考えられる<sup>27)</sup>。底吹き N<sub>2</sub> 流量  $0.06 \text{ Nm}^3/\text{t}\cdot\text{min}$  のときの、終点におけるみかけ上の窒素分圧  $P'_{N_2}$  を(7)式にもとづいて求めると、 $P'_{N_2} \approx 0.004 \text{ atm}$  になる。この値を(8)式で求めたみかけの窒素分圧  $P''_{N_2} \approx 0.014 \text{ atm}$  と比較すると  $P''_{N_2} > P'_{N_2}$  である。P''<sub>N2</sub> の仮定のおき方にも疑問があるが、吹錬終点での界面での酸素の状態も影響を与えていることをうかがわせる。

$$1/2 N_2 = \underline{N}$$

$$\log K (= \log [(f_N \cdot [\%N]) / P_{N_2}^{1/2}]) = -518/T - 1.06 \dots\dots\dots (7)^{28}$$

$$e_N^O = 0.13^{29}, e_N^{O_r} = -0.047^{30}$$

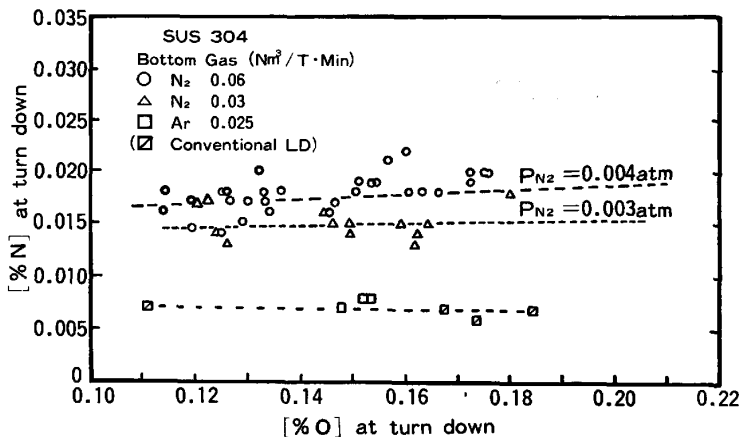


Fig. 13. Relationship between [%O] and [%N] at turn down and calculated equilibrium value of nitrogen partial pressure.

$$e_N^{N1} = 0.011^{29}, e_N^O = -0.12^{28}$$

$$P''_{N_2} = Q_{N_2} / (Q_{CO} + Q_{N_2}) \\ = Q_{N_2} / (2 \cdot Q_{O_2} + Q_{N_2}) \dots\dots\dots (8)$$

$Q_{N_2}$ : 底吹き  $N_2$  流量

$Q_{CO}$ : CO 発生速度

$Q_{O_2}$ : 上吹き送酸速度

## 5. 結 言

LD-VAC 法でステンレス鋼を精錬している 45 t 転炉を使用し, Ar または  $N_2$  を底吹きする複合吹錬実験を行い次の結論を得た.

(1) 吹錬終点における [C] と ( $Cr_2O_3$ ) の関係および加炭速度の考察を通して, ステンレス鋼の精錬においても複合吹錬による攪拌混合特性の評価として(2)式で示される  $\tau_s$  が有効に使用できる. 同様に主要生成酸化物が  $Cr_2O_3$  でも, BOC という指標を適用することができる.

(2) 複合吹錬によつて冶金反応特性は改善される. 通常の上吹き転炉では系全体の C-O 平衡は得られていないが,  $\tau_s$  が 60 s に相当する  $0.06 \text{ Nm}^3/\text{t}\cdot\text{min}$  の底吹きガスによつてみかけの CO 分圧  $P_{CO}$  は  $0.9 \sim 1.0 \text{ atm}$  となり平衡が得られる. このとき同時にスラグメタル平衡も得られているとすると, この系での ( $Cr_2O_3$ ) の活量係数  $\gamma_{Cr_2O_3}$  は 0.66 程度である.

(3) 底吹きガスとして  $N_2$  を使用する場合には, 供給流量の 10~20% の吸窒がみられる. しかし  $N_2$  は十分使い得る.

## 文 献

- 1) 永井 潤, 山本武美, 山田博右, 武 英雄, 橋林三, 大森 尚, 中西恭二, 飯田義治: 川崎製鉄技報, 14 (1982), p. 240
- 2) 平原弘章, 丸川雄浄, 山崎 勲, 姉崎正治, 戸崎泰之, 平田武行: 鉄と鋼, 65 (1979), S 677
- 3) 甲斐 幹, 大河平和男, 平居正純, 村上昌三, 佐藤宣雄: 鉄と鋼, 68 (1982), p. 1946
- 4) 森 一美, 佐野正道: 鉄と鋼, 67 (1981), p. 672
- 5) 佐野正道, 森 一美: 鉄と鋼, 68 (1982), p. 2451
- 6) 甲斐 幹, 大河平和男, 樋口満雄, 平居正純: 鉄

- と鋼, 68 (1982), p. 1964
- 7) 甲斐 幹, 大河平和男, 樋口満雄, 平居正純: 鉄と鋼, 69 (1983), p. 228
- 8) 桑野知矩, 斉田雄三, 佐野泰弘, 重松直樹, 星記男, 荻原 弘: 日新製鋼技報, 43 (1980), p. 55
- 9) 村中 裕, 星 記男, 山上哲也: 日新製鋼技報, 47 (1982), p. 51
- 10) 瀬川 清: 鉄冶金反応工学 (1977), p. 94 [日刊工業新聞社]
- 11) K. NAKANISHI, T. FUJII, and J. SZEKELY: Ironmaking Steelmaking, 2 (1975) 3, p. 193
- 12) 巖 巖, 浅井滋生, 岡本徹夫: 学振 19 委-No. 10311 (昭和 56 年 2 月)
- 13) 中西恭二, 加藤嘉英, 野崎 努, 江見俊彦: 鉄と鋼, 66 (1980), p. 1307
- 14) 村上昌三, 工藤和也, 甲谷知勝, 大河平和男, 平居正純, 甲斐 幹: 鉄と鋼, 68 (1982), A37
- 15) 斉藤健志, 中西恭二, 加藤嘉英, 野崎 努, 江見俊彦: 鉄と鋼, 68 (1982), A41
- 16) 学振 19 委: 製鋼反応の推奨平衡値 [日刊工業新聞社]
- 17) 萬谷志郎, 的場幸雄: 鉄と鋼, 48 (1962), p. 925
- 18) 不破 祐, J. CHIPMAN; 鉄と鋼, 45 (1959), p. 681
- 19) 鈴木 鼎, 萬谷志郎, 不破 祐: 鉄と鋼, 56 (1970), p. 20
- 20) 前田正史, 佐野信雄: 鉄と鋼, 68 (1982), p. 759
- 21) 岩本信也, 鷹野雅志, 金山宏志, 足立 彰: 鉄と鋼, 56 (1970), p. 727
- 22) Y. NAKAMURA, T. OHNO, and K. SEGAWA: Proc. ICSTIS, Suppl. Trans., ISIJ, 11 (1971), p. 456
- 23) J. CHIPMAN: JISI, 180 (1955), p. 97
- 24) 日本鉄鋼協会: 鉄鋼便覧 I 基礎 (1981), p. 22 [丸善]
- 25) 井上道雄, 長 隆郎: 鉄と鋼, 52 (1966), p. 1418
- 26) 日本金属学会: 金属製錬反応速度 (1972), p. 83
- 27) 石井不二夫, 井口泰孝, 萬谷志郎: 鉄と鋼, 69 (1983), p. 913
- 28) 石井不二夫, 萬谷志郎, 不破 祐: 鉄と鋼, 68 (1982), p. 946
- 29) 石井不二夫, 萬谷志郎, 不破 祐: 鉄と鋼, 68 (1982), p. 1551
- 30) 石井不二夫, 不破 祐: 鉄と鋼, 68 (1982), p. 1560