

ステンレス鋼精錬制御モデル

宮本 健一郎*・北村 信也*²・辻野 良二*・加藤 勝彦*³・湯木 敏隆*³・瀧川 家光*³

Refining Control Model for Stainless Steel

Kenichiro MIYAMOTO, Shinya KITAMURA, Ryoji TSUJINO, Katsuhiko KATO, Toshitaka YUKI and Iemitsu TAKIKAWA

Synopsis : The refining control model for stainless steel was developed. At the time of developing this model, the refining index that was concerned with distributing oxygen to C and Cr was derived. The following points were clarified :

- 1) The refining control model that was composed of the mass balance and the heat balance in the converter and made it possible to estimate the composition of molten steel, the amount and composition of slag, and temperature of molten steel was developed.
- 2) The refining index (DOS) in which the bulk region as a reaction site in addition to the fire spot regions of top and bottom blowing was taken into consideration, was derived.
- 3) This model was applied to the actual YAWATA 145t LD-OB converter and it became possible to estimate [%C], [%Cr], temperature of molten steel, and the amount and the composition of slag accurately.

Key words : refining control model ; stainless steel ; refining index ; mass balance ; heat balance ; decarburization ; Cr oxidation

1. 緒言

ステンレス鋼の吹酸脱炭精錬においては、吹酸中のCrの酸化ロスを最小限に抑制しつつ、優先的に脱炭を進行させる必要がある。しかしながら、ステンレス鋼の吹酸脱炭精錬は、酸素供給速度や鋼浴攪拌力、鋼浴温度、[%C]、[%Cr]など数多くの操業要因が絡み合った複雑な反応であるため、優先脱炭の制御は容易ではない。

したがって、脱炭を優先的に促進させ、Cr酸化ロスを極力低減させるための安定した操業を確立するためにはステンレス鋼の脱炭精錬に及ぼす操業要因を定量化し、精錬の制御性を向上させることが重要である。さらに、この精錬制御を的確に行うためには、溶鋼成分や鋼浴温度を精度良く推定可能であることが必要となる。

これまで、普通鋼精錬においては溶鋼中成分の推定モデルが多数確立されている¹⁾が、スラグ成分や鋼浴温度までを包含したモデルとはなっていないかった。

また、従来よりステンレス鋼精錬におけるCr酸化挙動については、幾つかの研究例^{2,3)}があるが、いずれも[%Cr]や鋼浴温度の限られた範囲についてのみ対応した指標にとどまっており、また、実機での精錬制御に適用するには十分な精度ではなかった。

そこで、本研究では、反応容器内の全ての物質収支および熱収支を考慮することにより、[%C]、[%Cr]などの溶鋼

成分含有量はもとより鋼浴温度、スラグ量や成分などを推定可能なステンレス鋼精錬の精錬制御モデルを検討した。さらに、本モデルの検討に際しては、従来の精錬指標より高精度にCr酸化挙動($\Delta Cr/\Delta C$)を推定できる精錬指標の導出を行った。

2. 精錬制御モデルの検討

以下に本モデルの物質収支、熱収支、 $\Delta Cr/\Delta C$ 推定の精錬指標の取扱いについて述べる。

2.1 物質収支

溶鋼における物質収支の取扱いは、装入溶銑重量(W_{Pg})、吹錬前投入炭材重量(W_c)および吹錬中炭材投入速度(DW_c)、フェロクロム合金投入速度(DW_{FeCr})、ダスト発生速度(DW_{Dt})、脱炭速度(DW_{DC})、Fe酸化速度(DW_{Fe})、Si、Mnなど鋼中成分の酸化速度(DW_{SA})、さらにはCr酸化速度(DW_{Cr})を考慮した。吹錬開始からの時間 θ における溶鋼重量(W_{St})、[%C]、[%Cr]はそれぞれ以下の各式で表される。

$$W_{St} = W_{Pg} + W_c + (CW_c + DW_{FeCr} - DW_{Dt} - DW_{DC} - DW_{Fe} - DW_{SA} - DW_{Cr}) \times \theta \dots\dots\dots (1)$$

$$[\%C] = \{ (W_{Pg} \times [\%C]_{Pg} / 100 + \eta_{c1} / 100 \times W_c + \eta_{c1} / 100 \times DW_c \times \theta + \eta_{c2} / 100 \times DW_{FeCr} \times \theta - \eta_{c3} / 100 \times DW_{Dt} \times \theta - DW_{DC} \times \theta) / W_{St} \} \times 100 \dots\dots\dots (2)$$

平成7年7月7日受付 平成7年11月29日受理 (Received on July 7, 1995; Accepted on Nov. 29, 1995)

* 新日本製鐵(株)八幡技術研究部 (Yawata R&D Lab., Nippon Steel Corp., 1-1 Tobihata-cho Tobata-ku Kitakyushu 804)

* 2 新日本製鐵(株)プロセス技術研究所 (Process Technology Research Laboratories, Nippon Steel Corp.)

* 3 新日本製鐵(株)八幡製鐵所 (Yawata Works, Nippon Steel Corp.)

$$[\%Cr] = \left\{ \frac{\eta_{Cr_2} / 100 \times DW_{FeCr} \times \theta - \eta_{Cr_3} / 100 \times DW_{Dt} \times \theta - DW_{Cr} \times \theta}{W_{St}} \right\} \times 100 \quad \dots\dots\dots (3)$$

ここで、ダストの発生速度としては、これまでのダスト発生量測定結果⁴⁾を回帰分析し、以下の(4)式から計算した。

$$DW_{Dt} = (1.4 + 2.3 \times Q_{O_2-T}) \times 10^{-4} \dots\dots\dots (4)$$

また、ダスト中のC, Cr成分濃度(η_{C_3}, η_{Cr_3})は溶鋼中[%C], [%Cr]と同一であるとした。

(1)~(3)式の計算には、脱炭速度(DW_{DC})およびCr酸化速度(DW_{Cr})を求める必要がある。さらに、それぞれの速度を計算するには、酸素供給速度とC, Crの酸化度合いを定量化することが必要であり、以後に詳述する、C, Crへの酸素分配を定量的に推定する精錬指標から求めた。

なお、各成分への酸素の分配に関しては、Siが最も優先的に酸化されるとした。また、Feの酸化速度および二次燃焼率に関しては、反応容器固有の値を採用するべきであり、ここでは八幡製鐵所145t・LD-OB炉の測定値(吹錬期間中の平均)として、おのおの1.2(kg/s), 15%を採用し計算に供した。さらに、総酸素供給量のうち上記の残りの酸素がC, Crの酸化に分配されるとして計算を行った。Mnの酸化については、今回は極めて微少であるため無視した。

生成スラグの物質収支の取扱いは、吹錬前炉内残留スラグ量(W_{Sg1}), CaO等の副材添加速度(DW_F)およびSi, Cr, Feそれぞれの酸化物生成速度(DW_{Ox})を取り込んで計算した。吹錬開始からの時間 θ における生成スラグ重量(W_{Sg})は以下の式で表される。

$$W_{Sg} = W_{Sg1} + (DW_F + DW_{Ox}) \times \theta \quad \dots\dots\dots (5)$$

また、($\%Cr_2O_3$)や($\%CaO$)などスラグ中の各成分は Cr_2O_3 生成速度($DW_{Cr_2O_3}$)およびCaO投入速度(DW_{CaO})から以下のように計算した。その他の成分についても同様である。

$$(\%Cr_2O_3) = \left\{ \frac{W_{Cr_2O_31} + DW_{Cr_2O_3} \times \theta}{W_{Sg}} \right\} \times 100 \quad (6)$$

$$(\%CaO) = \left\{ \frac{W_{CaO1} + DW_{CaO} \times \theta}{W_{Sg}} \right\} \times 100 \quad \dots\dots (7)$$

2・2 熱収支

熱収支は溶銑顕熱(H_{Pg}), 吹錬前炉内残留スラグ顕熱(H_{Sg}), およびC, Si, Cr, Feそれぞれの酸化反応による反応熱生成速度(DH_{Ox}), 二次燃焼による熱生成速度(DH_{PC}), ダスト顕熱(H_{Dt}), 排ガス顕熱(H_{Gas})および排ガス発生速度(DW_{Gas}), 添加合金の溶解潜熱(H_{FeCr}), 炉体放散熱(DH_{Ls})を考慮して計算した。Table 1に計算に用いた各項目の値を示す。ここで、添加合金の溶解潜熱に関しては、評価データが不足しているため、純鉄の溶解潜熱⁵⁾と同様であると仮定した。また、二次燃焼率および熱損失の取扱いは、八幡製鐵所145t・LD-OB炉での測定値を採用し、計算に用いた。スラグの温度は鋼浴温度と同一であるとした。

Table 1. Items of heat balance.

Input	
(1) Specific heat of pig iron	: 0.21×10^3 kcal/(t・°C)
(2) Reaction heat of oxidation	
C → CO	: $(2200 + 588^*) \times 10^3$ kcal/t
C → CO ₂	: $(7830 + 588^*) \times 10^3$ kcal/t
Si → SiO ₂	: 7460×10^3 kcal/t
Fe → FeO	: 1150×10^3 kcal/t
Cr → Cr ₂ O ₃	: 2620×10^3 kcal/t
*) Latent heat of Carbon	
Output	
(1) Specific heat of steel	: 0.21×10^3 kcal/(t・°C)
(2) Specific heat of slag	: 0.29×10^3 kcal/(t・°C)
(3) Specific heat of dust	: 0.21×10^3 kcal/(t・°C)
(4) Specific heat of exhaust gas	: 0.36×10^3 kcal/(t・°C)
(5) Heat loss	: 0.83 kcal/(t・s)
(6) Latent heat of Fe-Cr alloy	: 65×10^3 kcal/t

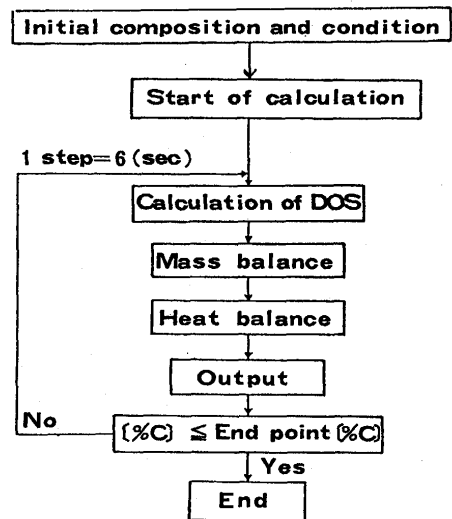


Fig. 1. Calculation logic.

吹錬開始からの時間 θ における鋼浴温度(T_{St})は以下の(8)式で表される。

$$T_{St} = \left\{ H_{Pg} + H_{Sg} + (DH_{Ox} + DH_{PC} - H_{Dt} \times DW_{Dt} - H_{Gas} \times DW_{Gas} - H_{FeCr} \times DW_{FeCr} - DH_{Ls}) \times \theta \right\} / (W_{St} \times C_{St} + W_{Sg} \times C_{Sg}) \quad \dots\dots\dots (8)$$

上記の各式に基づき、Fig. 1に示す手順にて計算ステップ時間($\Delta\theta$)を6(s)として計算を実施し、溶鋼量, [%C], [%Cr], 鋼浴温度, スラグ量, スラグ組成を算出した。

2・3 脱炭とCr酸化バランスの新精錬指標の導出

これまで脱炭精錬指標としては、Crの酸化とCによる還元バランスを考慮したBOC⁶⁾やISCO⁷⁾, CROI²⁾が提唱され、筆者らは先に、ステンレス鋼精錬に対して重要な因子である温度, スラグ量, 攪拌力や[%C], [%Cr]などの種々の要因を取り入れた、S-BOC³⁾を導出した。

これにより、 $\Delta Cr / \Delta C$ の推定精度が向上し、上底吹き複合吹錬の効果が説明できた。

本研究では、基本的にはS-BOCの考え方にに基づきつつ、さらに高精度化のための以下の検討を加えた。

①Cr還元速度の物質移動係数に及ぼす要因の考え方を攪拌エネルギーから溶鋼表面流速へと変更した⁹⁾。

② $[\%C]-[\%Cr]$ -温度の平衡式を、HILTYの平衡式⁸⁾から、学振の平衡推奨値¹⁰⁾を採用することとした。

③還元反応サイトを上吹き火点、底吹き火点に加え、これらの各領域で還元しきれなかった残りが鋼浴内部および表面近傍で還元されるバルク領域を考慮し、各々の反応界面積を考慮した。

④スラグ量が多くなるとCr酸化が増大するという経験的事実から、Cr酸化物のスラグへの捕捉率をスラグ量の関数として、 Ws^n という関数形を仮定することにより、考慮した。

2.3.1 精錬指標の基本的考え方

以上の考え方にに基づき、新精錬指標：DOS (Distribution of Oxygen for C and Cr in Stainless Steelmaking) を次のように定義した。

$$DW_{Cr2O3}/DW_C \propto \Delta Cr / \Delta C \propto DOS \equiv Q_{O2} / \{A \cdot k \cdot ([\%C] - [\%C]_e)\} \dots\dots\dots (9)$$

ここで、従来の場合と同様、含Cr溶鋼の脱炭反応は、鋼浴に吹き付けられたあるいは吹き込まれた酸素が、まず、Fe酸化物およびCr酸化物を形成し、それが鋼浴中のCで還元されることで進行する¹¹⁾と考え、さらにCによる還元速度、すなわち脱炭速度は以下の(10)式の物質移動式で表されることとした。

なお、Feは供給酸素量のうちのある一定の割合で常に酸化、還元が進行するものと考え、以下の検討においてFe酸化物による脱炭の項は見かけ上、無視した。

$$DW_C \propto -V \cdot (d[\%C]/dt) = A \cdot k \cdot ([\%C] - [\%C]_e) \dots\dots\dots (10)$$

ここで、(9)、(10)式における物質移動係数(k)を決定する表面流速(u_s)が、(11)式で示す沢田ら¹²⁾が求めた底吹き円筒容器での気液2相域での液体の上昇速度(u)に比例する⁹⁾と考えた。

$$u \propto Q_B^{0.52} \cdot D^{-1} \cdot H^{0.2} \dots\dots\dots (11)$$

したがって、(9)式は以下の(12)式のように表せる。

$$DOS \propto Q_{O2} / \{A \cdot u \cdot ([\%C] - [\%C]_e)\} \dots\dots\dots (12)$$

次に、(12)式における平衡 $[\%C]$ ($[\%C]_e$)は前述のように学振の平衡推奨値¹⁰⁾において、 $[C]$ 、 $[Cr]$ の活量係数を1として以下のように決定した。

$$[\%Cr] = 0 \sim 3 \text{ において、}$$

$$[\%C]_e = [\%Cr]^{1/2} \cdot P_{Co}^* / K_e^{1/4} \dots\dots\dots (13)$$

$$K_e = 10^{(-48780/T + 30.932)} \dots\dots\dots (14)$$

$$[\%Cr] = 3 \sim 30 \text{ において、}$$

$$[\%C]_e = [\%Cr]^{2/3} \cdot P_{Co}^* / K_e^{1/3} \dots\dots\dots (15)$$

$$K_e = 10^{(-40560/T + 25.429)} \dots\dots\dots (16)$$

さらに、平衡CO分圧(P_{Co}^*)が雰囲気CO分圧ではなく、 a_c, a_o で決定される溶鋼中の P_{Co} で規定されると仮定すると、 P_{Co}^* は以下で表される¹⁰⁾。

$$P_{Co}^* = a_c \cdot a_o \cdot 10^{(1160/T + 2.003)} \dots\dots\dots (17)$$

2.3.2 反応サイトの考え方

以上の検討から、DOSは最終的に以下のように表せる。

$$DOS = Q_{O2-B} / \{A_S \cdot u \cdot ([\%C] - [\%C]_{eS})\} + Q_{O2-T} / \{A_F \cdot u \cdot ([\%C] - [\%C]_{eF})\} + W_S^n \cdot (Q_{O2-B} + Q_{O2-T}) / \{A_B \cdot u \cdot ([\%C] - [\%C]_{eB})\} \dots\dots\dots (18)$$

ここで、式中のS、F、Bの添字はそれぞれ底吹き火点部、上吹き火点部、バルク部を示し、また、 $0 < [\%Cr] < 3$ 、 $3 \leq [\%Cr] \leq 30$ のおおの場合において、 $[\%C]_{eS}$ 、 $[\%C]_{eF}$ 、 $[\%C]_{eB}$ は(13)~(16)式の温度項に溶鋼温度、火点温度をそれぞれ代入して求めた値である。ここで、底吹き火点温度は溶鋼温度と同一とした。

2.3.3 DOSによる整理

(18)式で表されるDOSを適用し、100kg高周波炉による含Cr溶鋼の吹酸脱炭実験結果の整理を行った。実験条件をTable 2に示す。また、吹錬条件を変更した場合や炉のスケールが異なる場合の検証として、本実験結果の他の小型炉実験結果^{6,13)}および八幡製鐵所145t・LD-OB炉での実績について、DOSと $\Delta Cr / \Delta C$ の関係を示した図がFig. 2である。ここで、火点温度は従来より測定されている平均値の2673(K)¹⁴⁾を採用した。

さらに、Fig. 3は従来の指標であるS-BOC³⁾と $\Delta Cr / \Delta C$ の関係を示した図であるが、両図の比較により、DOSが高精度な精錬指標であり、小型炉において各種要因を変更した場合や実機でのCr酸化の結果を統一的に整理できることがわかる。

また、それぞれの有効反応界面積については、バルク反応(バルク領域での反応)の反応界面積(A_B)を反応容器の幾何学的断面積とし、これを基準として、底吹き火点反応の有効反応界面積(A_S)、上吹き火点反応の有効反応界面積(A_F)との比率がそれぞれ $A_S : A_B = 0.08 : 1$ 、 $A_F : A_B = 0.79 : 1$ でフィッティングできた。さらに、Cr酸化物のスラグへの捕捉率としては、 $n = 0.15$ となった。

ここで、 A_S 、 A_F 、 A_B の面積比に関し、詳細は不明であるが、定性的には次のように考えられる。

本来、火点面積を上吹きジェットの鋼浴面への投影面積として考えると、 $A_F \ll A_B$ となるはずであるが、フィッティングの結果として、 A_B に近い値となっている理由としては、

Table 2. Comparison of the experimental conditions.

	This work	Small scale-1 ^(a)	Small scale-2 ^(a)	YAWATA LD-OB
Amount of steel (kg)	70	40	90	145000
Oxygen flow rate (Nm ³ /s)	1.7 × 10 ⁻³ (Only top blowing)	1.7 × 10 ⁻³ ~ 2.9 × 10 ⁻³ (Only top blowing)	1.7 × 10 ⁻³ (Combined blowing)	270 ~ 490 (Combined blowing)
Bottom bubbling gas flow rate (Nm ³ /s)	2.5 × 10 ⁻⁴ (Only Ar)	0.5 × 10 ⁻⁴ ~ 5.0 × 10 ⁻⁴ (Only Ar)	6.7 × 10 ⁻⁴ ~ 10.0 × 10 ⁻⁴ (Ar + O ₂)	29.3 (Ar + O ₂)
[Cr](%)	3~20	18~19	18~19	0~20
Temperature (K)	1723~2023	1973~2073	1723~1973	1523~1923

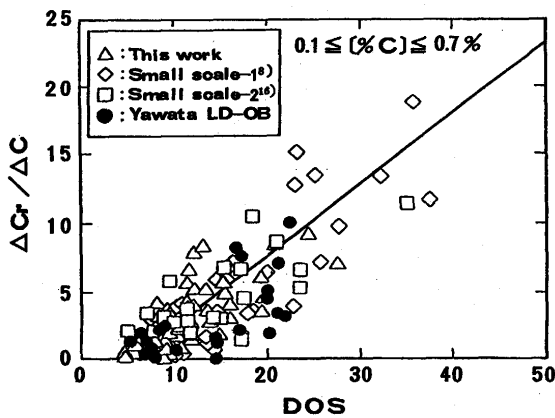


Fig. 2. Relationship between DOS and $\Delta Cr/\Delta C$.

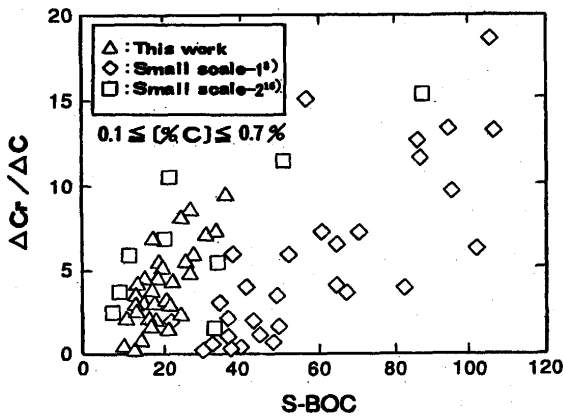


Fig. 3. Relationship between S-BOC and $\Delta Cr/\Delta C$.

上吹きジェットによる上吹き火点域の更新が激しいためであると考えられる。また、 A_s が最も小さな理由としては、ノズル近傍での界面更新は激しいものの、ノズル径が炉の幾何学的断面積に比べ極めて小さなことに起因していると考えられる。

しかしながら、これらの反応界面積およびスラグ量に関するパラメータは上吹き酸素流量や底吹きガス流量の変化や、反応サイト別に変動する可能性があり、これらのパラメータの定量化は今後の課題である。

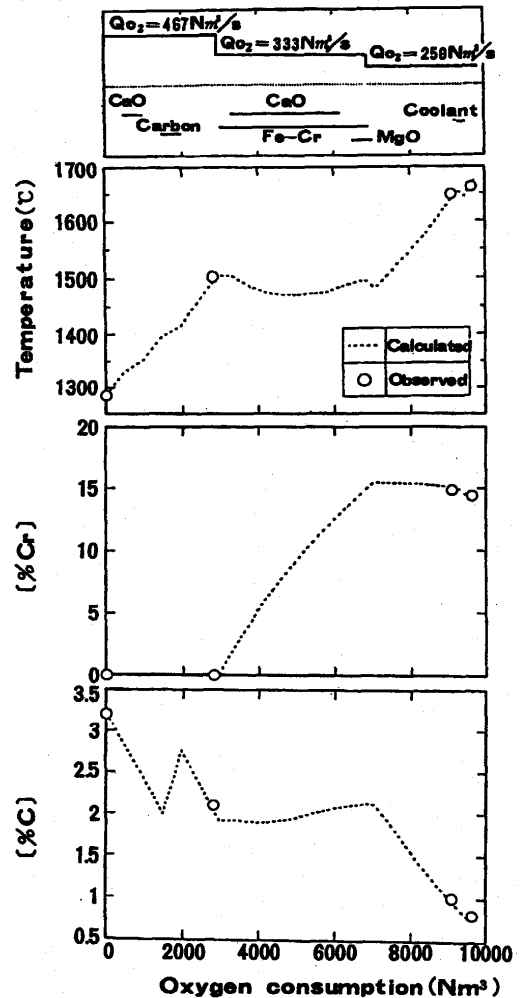


Fig. 4. Estimation of [%C], [%Cr], and temperature by the refining control.

また、Fig. 2の結果を整理することにより、 $\Delta Cr/\Delta C$ とDOSの間に以下の回帰式が得られた。

$$\Delta Cr/\Delta C = 0.53 \times DOS - 3.2 \dots \dots \dots (19)$$

3. 精錬制御モデルの実機転炉への適用

本モデルを八幡製鐵所145t・LD-OB炉におけるステンレ

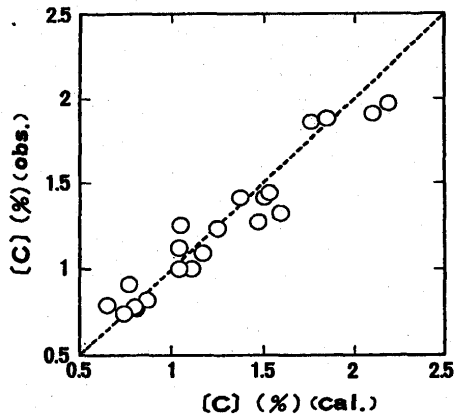


Fig. 5. Estimation of [%C] by the refining control model.

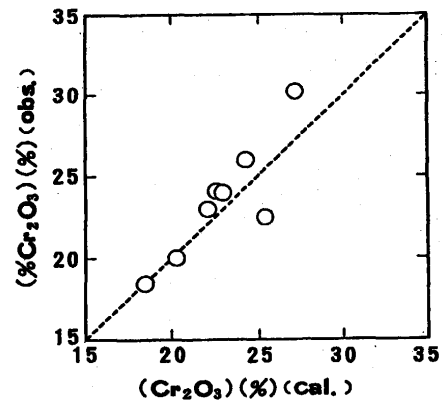
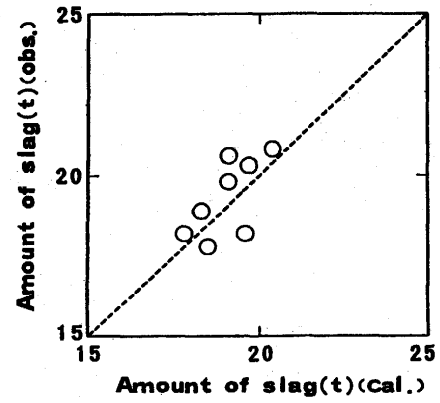


Fig. 8. Estimations of amount of slag and (%Cr₂O₃) by refining control model.

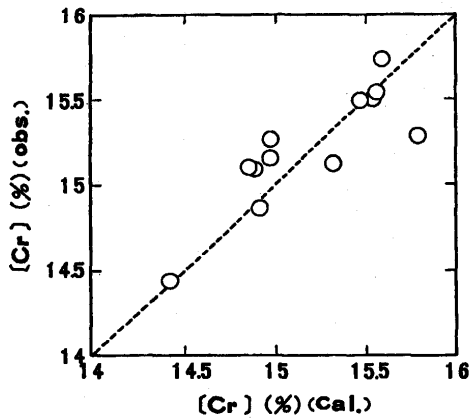


Fig. 6. Estimation of [%Cr] by refining control model.

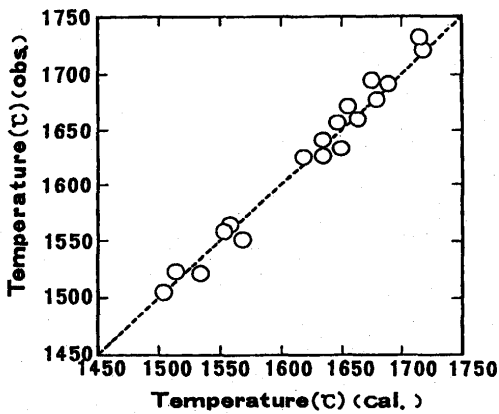


Fig. 7. Estimation of temperature by refining control model.

ス鋼の吹酸脱炭精錬に適用した一例をFig. 4に示す。吹錬全般にわたり、[%C]、[%Cr]、鋼浴温度のいずれも計算値と実績値は良く一致している。

また、各計算値と実績値の関係について、[%C]の対応をFig. 5に、[%Cr]の対応をFig. 6に、鋼浴温度の対応をFig. 7に示す。

Table 3. Accuracy of the refining control model.

	Range	σ	\bar{x}	$Cv(=\sigma/\bar{x})$
[C](%)	± 0.3	0.11	1.30	8.5%
[Cr](%)	± 0.5	0.31	15.22	2.0%
Temperature(K)	± 20	10.8	1623	0.7%
Amount of slag (t)	± 1.5	1.20	19.4	6.2%
(Cr ₂ O ₃)(%)	± 2.5	1.70	23.5	7.2%

さらに、吹止時のスラグ量およびスラグ中(%Cr₂O₃)の計算値と実績値との関係をFig. 8に示す。

Fig. 5～Fig. 8より、吹錬中の各時期における溶鋼中成分と鋼浴温度および吹止時のスラグ量およびスラグ成分について計算値と実績値は良好な一致を示している。また、それぞれのバラツキは、Table 3に示す通り、Cv値(=σ/ \bar{x})はいずれも10%以下であり、操業管理を行うには十分な精度である。

なお、本モデルの考え方は、 $\Delta Fe/\Delta C$ のバランス式を考慮することにより、普通鋼吹錬にも適用が可能であり、汎用性を有すると考えられる。

4. 結言

ステンレス鋼精錬における精錬制御モデルの構築を行っ

た。さらに、本モデルを構築するに際し、反応機構の理論検討および小型溶解炉を用いた基礎的検討により、CとCrへの酸素の分配に関する精錬指標の導出を行った。その結果、以下の結論を得た。

(1) 反応容器内の物質収支および熱収支を考慮した、鋼浴成分、スラグ量・成分および鋼浴温度が推定可能な精錬制御モデルを構築した。

(2) 反応サイトを上吹き火点域と底吹き火点域に加え、バルク領域を考慮した精錬指標：DOSを導出した。

(3) DOSによる整理により、上底吹き酸素、上吹き酸素ー底吹き不活性ガスにかかわらず、小型炉試験、実機スケールの結果とも、瞬間的なCr酸化挙動を精度良く推定することが可能となった。

(4) 本精錬制御モデルを八幡製鐵所145t・LD-OB炉に適用し、[%C]、[%Cr]、鋼浴温度、スラグ量、スラグ組成が精度良く推定可能となった。

記号

A	: 有効反応界面積 (m ²)
A _{S,F,B}	: 有効反応界面積 (m ² ; S: 底吹き反応, F: 上吹き火点反応, B: バルク反応)
C _{Sg}	: スラグ比熱 (kcal/(t・°C))
C _{St}	: 溶鋼比熱 (kcal/(t・°C))
[%C] _e	: 反応界面での平衡炭素濃度 (mass%)
[%C] _{es,F,B}	: 平衡炭素濃度 (mass%; S: 底吹き火点部, F: 上吹き火点部, B: バルク部)
D	: 反応容器の直径 (m)
DH _{LS}	: 炉体放散熱 (kcal/s)
DH _{OX}	: 酸化反応による反応熱生成速度 (kcal/s)
DH _{PC}	: 二次燃焼による熱生成速度 (kcal/s)
DW _C	: 吹錬中炭材投入速度 (t/s)
DW _{CaO}	: CaO投入速度 (t/s)
DW _{Cr}	: Cr酸化速度 (t/s)
DW _{Cr2O3}	: Cr酸化物(Cr ₂ O ₃)生成速度 (t/s)
DW _{DC}	: 脱炭速度 (t/s)
DW _{Dt}	: ダスト発生速度 (t/s)
DW _F	: 副材添加速度 (t/s)
DW _{Fe}	: Fe酸化速度 (t/s)
DW _{FeCr}	: フェロクロム合金投入速度 (t/s)
DW _{Gas}	: 排ガス発生速度 (t/s)
DW _{OX}	: 酸化物生成速度 (t/s)
DW _{SA}	: 鋼中成分(Si, Mn)酸化速度 (t/s)
H	: 鋼浴深さ (m)
H _{Dt}	: ダスト顕熱 (kcal)
H _{FeCr}	: 添加合金の溶解潜熱 (kcal)
H _{Gas}	: 排ガス顕熱 (kcal)

H _{Pg}	: 溶鉄顕熱 (kcal)
H _{Sg}	: 吹錬前炉内残留スラグ顕熱 (kcal)
k	: 物質移動係数 (m/s)
Ke	: 平衡定数 (-)
n	: Cr酸化物のスラグへの捕捉率 (-)
P _{CO*}	: 平衡CO分圧 (Pa)
Q _B	: 底吹きガス供給速度 (Nm ³ /s)
Q _{O₂}	: 総酸素供給速度 (Nm ³ /s)
Q _{O₂-B}	: 底吹き酸素供給速度 (Nm ³ /s)
Q _{O₂-T}	: 上吹き酸素供給速度 (Nm ³ /s)
T	: 温度 (K)
T _{St}	: 鋼浴温度 (°C)
u	: 液体の上昇速度 (m/s)
u _s	: 表面流速 (m/s)
V	: 溶鋼体積 (m ³)
W _C	: 吹錬前投入炭材重量 (t)
W _{CaO1}	: 吹錬前炉内残留CaO量 (t)
W _{Cr2O31}	: 吹錬前炉内残留Cr ₂ O ₃ 量 (t)
W _{Pg}	: 装入溶鉄重量 (t)
W _S	: 単位溶鋼量当りスラグ量 (kg/t)
W _{Sg}	: 生成スラグ重量 (t)
W _{Sg1}	: 吹錬前炉内残留スラグ量 (t)
W _{St}	: 溶鋼重量 (t)
η _{C1,2,3}	: 炭素成分濃度 (mass%; 1: 炭材中, 2: 合金中, 3: ダスト中)
η _{Cr2,3}	: Cr成分濃度 (mass%; 2: 合金中, 3: ダスト中)
θ	: 吹錬開始からの経過時間 (s)
Δθ	: 計算ステップ時間 (s)

文献

- 1) 例えば、岸本康夫、加藤嘉英、桜谷敏和、藤井徹也：鉄と鋼，75 (1989)，1300.
- 2) 岸本康夫、加藤嘉英、桜谷敏和、藤井徹也、小山内寿、大宮 茂、武 英雄：鉄と鋼，76 (1990)，1924.
- 3) 平田 浩、辻野良二、中尾隆二、田中重典、中野 健、高野博範：材料とプロセス，4 (1991)，1259.
- 4) R.TSUJINO, M.HIRAI, T.OHNO, N.ISHIWATA and T. INOSHITA: ISIJ Int., 29 (1989), 291.
- 5) 溶鉄・溶滓の物性値便覧，日本鉄鋼協会編，(1972)，183.
- 6) 北村信也，大河平和男，田中 新：鉄と鋼，72 (1986)，47.
- 7) 斎藤健志，中西恭二，加藤嘉英，野崎 努，江見俊彦：鉄と鋼，68 (1982)，A41.
- 8) D.C.HILTY: J.Iron Steel Inst., 180 (1955)，116.
- 9) 北村信也，宮本健一郎，辻野良二：鉄と鋼，80 (1994)，101.
- 10) 製鋼反応の推奨平衡値 改訂増補，日本学術振興会製鋼第19委員会編，(1984)
- 11) 中西恭二，大井 浩，住田則夫，鈴木 宰：鉄と鋼，59 (1973)，1523.
- 12) 沢田郁夫，大橋徹郎：鉄と鋼，73 (1987)，669.
- 13) 中尾隆二，田中重典，森重博明，高野博範：材料とプロセス，7 (1994)，250.
- 14) 大野剛正，千葉光一，小野昭紘，佐伯正夫，山内雅夫，金本道隆：鉄と鋼，77 (1991)，805.