

上底吹き転炉でのステンレス鋼脱炭反応速度に及ぼす スラグ組成と上吹き攪拌力の影響

菊池 直樹*・山口 公治*・岸本 康夫*・竹内 秀次*・西川 廣*²

Influence of Slag Composition and Stirring Energy by Top Blowing on the Decarburization Rate of Stainless Steel in Combined Blowing Converter

Naoki KIKUCHI, Koji YAMAGUCHI, Yasuo KISHIMOTO, Shuji TAKEUCHI and Hiroshi NISHIKAWA

Synopsis : The decarburization mechanism of stainless steel in the low carbon region was investigated using a water model and a 178 ton combined blowing converter. The results obtained may be summarized as follows.

- 1) In the water model experiments, the slag-metal interfacial area increased in proportion to the stirring energy of the top blowing gas by a factor equivalent to the 1.2 power.
- 2) In comparison with conventional operation (without top blowing, CaO/SiO₂=4.5) in the low carbon region, the decarburization rate increased by 1.7 times in operation with lowered slag basicity (CaO/SiO₂=4.5→2.5, without top blowing). The decarburization rate increased by 1.5 times in operation with nitrogen top blowing.
- 3) A new mathematical model which considers stirring by top blowing and the slag composition was developed. In an analysis with this model, it was found that the gas-metal interfacial area increased in proportion to the stirring energy of the top blowing gas by the 0.86 power. It was possible to calculate the decarburization rate under various top blowing conditions using this relationship.
- 4) The effect of lowering the slag basicity on the decarburization rate could be explained by the slag-metal interfacial area.
- 5) In order to explain the effect of top blowing with nitrogen on the decarburization rate, it was necessary to consider not only the slag-metal interfacial area, but also the gas-metal interfacial area.

Key words: stainless steel; top blowing; decarburization; chromium oxidation; slag composition; slag basicity; combined blowing converter; mathematical model.

1. 緒言

転炉・AODにおけるステンレス溶鋼の脱炭精錬では低炭素濃度域において脱炭酸素効率が低下し、脱炭と同時にクロム酸化が進行する。脱炭利用酸素効率を向上するためには上吹きおよび底吹きガス流量変化、酸素ガスの不活性ガス希釈など種々の操業条件を操作して攪拌力増加とCO分圧低下を図る必要がある¹⁾。これらの操業条件を合理的に変更しクロム酸化を抑制するためには、指標や反応モデルが必要である。従来からの精錬指標としては中西ら²⁾のISCO、甲斐ら^{3,4)}のBOC、岸本ら⁵⁾のCROIなどがある。これらは鋼浴の攪拌、[%C]、CO分圧、送酸速度の操業条件によって構成されており、ステンレス鋼脱炭精錬特性に及ぼす操業条件の影響を説明できる。辻野ら⁶⁾はさらに上記パラメータに加えて上吹き火点温度等を考慮したS-BOC、宮本ら⁷⁾はS-BOCにスラグ量のパラメータを追加したDOSを提唱している。

含クロム鋼の脱炭反応モデルについてはAODにおける

Tohge et al.⁸⁾, Fruehan⁹⁾のモデル、Asai and Szekely^{10,11)}, Deb Roy et al.^{12,13)}のものがある。

上に述べた指標のほとんどはスラグの影響について考察していない。宮本らはスラグ量のパラメータを追加したDOSを提唱しているが、半ば経験的な影響をパラメータに入れたのみであり、スラグ量が脱炭に影響を与える機構は明確にされていない。反応モデルにおいても、スラグの影響は必ずしも明確にされていない。例えばTohge et al.⁸⁾, Fruehan⁹⁾のモデルでは酸素供給羽口近傍で生成した金属(Fe, Cr)酸化物粒子と平衡する[O]と[C]が反応するとしており、トップスラグの影響は考慮されていない。Asai and Szekely^{10,11)}は脱炭反応をFruehan⁹⁾と同様に取り扱い、40 ton電気炉での脱炭反応モデルの中でスラグ中クロム酸化物の活量はクロム酸化物の活量係数(一定値)にモル分率を掛けたものとしており、スラグ組成の影響は考慮されていない。

実操業ではスラグ組成が脱炭に影響を与えることが知られているが、その理由については明確にされておらず、上

平成14年2月14日受付 平成14年4月19日受理 (Received on Feb. 14, 2002; Accepted on Apr. 19, 2002)

* 川崎製鉄(株)技術研究所(Technical Research Laboratories, Kawasaki Steel Corp., 1 Kawasaki-cho Chuo-ku Chiba 260-0835)

* 2 川崎製鉄(株)千葉製鉄所(Chiba Works, Kawasaki Steel Corp.)

記に述べた従来の指標や反応モデルでは説明できない。

そこで本研究では 1) 水モデル実験, 2) 178 ton の上底吹き転炉にて行った低炭素濃度域における上吹き不活性ガス吹付け, およびスラグ組成変更実験の結果をもとに, スラグの寄与を考慮したステンレス鋼脱炭反応モデルを構築し, スラグ組成および上吹きガスがステンレス鋼の低炭素濃度域の脱炭速度に及ぼす影響を明らかにすることを目的とした。

2. 実験方法

2.1 コールドモデル (水モデル) 実験

Fig. 1 に水モデル実験装置図を示す。転炉および上吹きランスは, いずれも実機の 1/8 スケールである。スラグ, メタルに対応するものとしてそれぞれ流動パラフィン, 水を用いた。Table 1 に実験条件の概略を示す。パラフィン-水系のモデル実験では実際のスラグ-溶鋼に比べて懸濁しやすい。そこで本モデル実験では底吹きガス流量は, 底吹きのみで懸濁が生じない最大流量とし, 上吹きガス流量は最大で底吹きガス流量の 8 倍まで変化させた。

2.2 スラグ-メタル界面積推定方法

外径 $\phi 6 \times 10^{-3}$ m, 内径 $\phi 6 \times 10^{-3}$ m, 長さ 1.5 m のガラス製毛細管を用いて容器半径の 1/2 位置, 流動パラフィン-水静止界面より 0.03 m, 0.06 m, 0.09 m 下方の流動パラフィンが分散している懸濁部よりサンプリングを行った。その結果, パラフィン粒の懸濁はほぼ均一であったので, 以下の方法で流動パラフィン-水界面積を推定した。毛細管より 5×10^{-5} Nm³/min の空気を吹き込んでおき, サンプリング時に吹込みを停止し, 懸濁液約 2.5×10^{-7} m³ を吸引した。パラフィンと水は毛細管内で円筒状に分離するので (Fig. 1 参照) パラフィン部の長さとお数を測り, 吸引したパラフィンが容器内ではすべて球形だと仮定して, サンプリングした懸濁液の単位体積あたりのパラフィン粒の表面積, a/v , を算出した。同時に懸濁部位深さ H より懸濁部位体積を求め, 水中に懸濁したパラフィン粒の総表面積, A , を推定した。

2.3 178 ton 上底吹き転炉実験

実機実験は 178 ton の上底吹き転炉を用い, 従来上吹きランスからのガス供給を行っていなかった低炭素濃度域 ([%C]=0.10~0.30) において Case 1: スラグの塩基度を変更する実験 ((CaO)/(SiO₂)=2.5~4.5) および Case 2: 上吹きランスより N₂ ガスを吹付ける実験 (以下, 上吹き N₂ 吹付け実験と称す) を行った。Table 2 に実験条件を示す。

3. 実験結果

3.1 コールドモデル (水モデル) 実験

Fig. 2 に底吹きガス量 0.050 Nm³/min 一定で, 上吹きガ

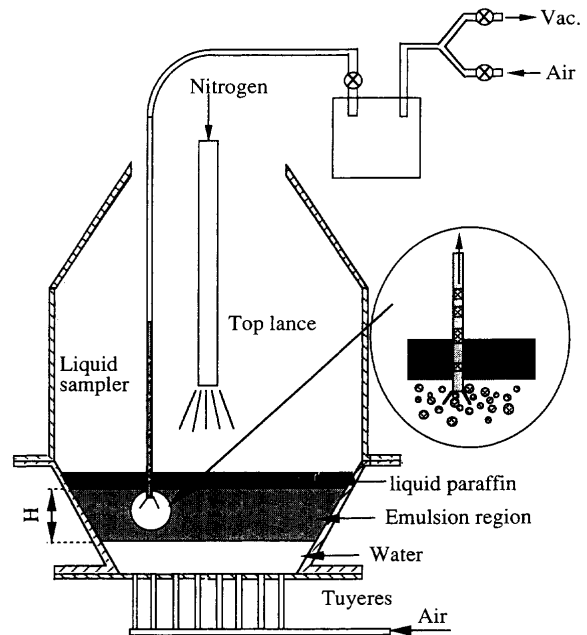


Fig. 1. Experimental apparatus for water model experiments.

Table 1. Conditions used in water model experiments.

Metal phase	Water	0.051 m ³	Depth = 0.187 m
Slag phase	Liquid paraffin	0.003 m ³	Thickness = 0.013 m
Bottom blowing	Number of tuyeres	8	
	Diameter of tuyeres	3 × 10 ⁻³ m	
Top blowing	Number of nozzles	7	
Blowing conditions	Bottom blowing (Air)	0.050 Nm ³ /min	
	Top blowing (N ₂)	0~0.40 Nm ³ /min	
	Lance height	0.15 m	

Table 2. Experimental conditions with 178 ton combined blowing converter.

Heat size		178 t	
Bottom blowing	Number of tuyeres	8	
	Flow rate O ₂	0.26 Nm ³ /min/t	
	Flow rate N ₂	0.52 Nm ³ /min/t	
Top blowing	Nozzle	Raval type	
	Flow rate (N ₂)	~1.40 Nm ³ /min/t	
Condition		Case 1	Case 2
	(%CaO)/(%SiO ₂)	2.5, 3.0, 4.5	2.5
	Lance height N ₂ top blowing	without top blowing	2.0, 2.5, 3.0 m

ス量を 0~0.40 Nm³/min まで変化させた時の毛細管サンプラー中に捕獲された流動パラフィン粒子の粒径分布と個数を示す。ランス高さ, LH , は 0.15 m 一定である。上吹きガス量の増加により粒子総数が増加し, 粒径が小さい粒子数が増加していることがわかる。実験では同時にパラフィ

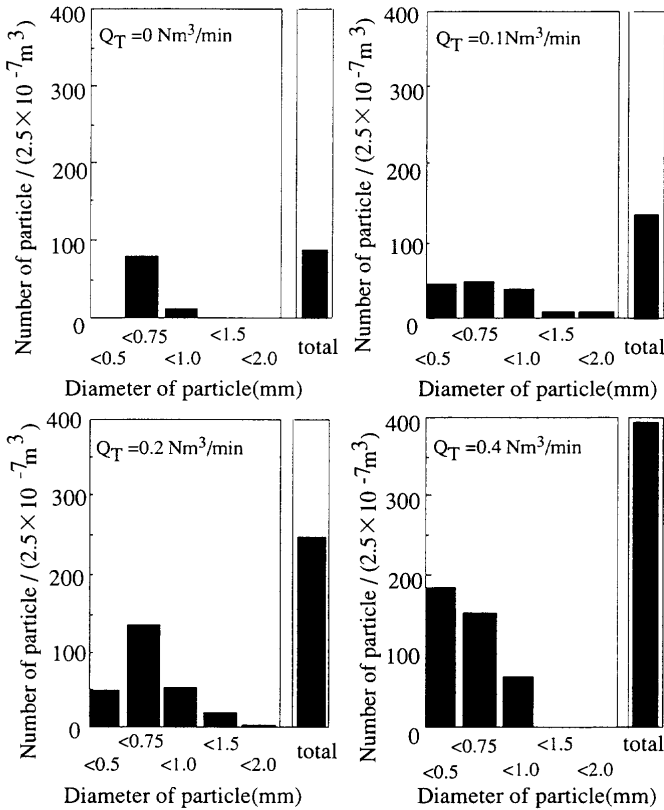


Fig. 2. Change in distribution of diameter and number of paraffin particles with changes in top blowing gas flow rate ($Q_B=0.050 \text{ Nm}^3/\text{min}$).

ン中に懸濁した水粒子も確認されたが、その量は微量であり定量が困難であった。ここで懸濁領域での流動パラフィン-水界面積、 A 、は静止浴での流動パラフィン-水界面積、 A' (0.23 m^2)、と比較し、 $A \gg A'$ であるので、本水モデルでのパラフィン-水界面積は A を用いた。 A と水の体積、 V 、から、水中に巻き込まれたパラフィン総表面積比、 A/V 、を算出した。Fig. 3 に上吹きガスの攪拌力と A/V の関係を示す。上吹きガスの攪拌エネルギーは (1) 式から求めた¹⁴⁾。上吹きガス攪拌力と A/V の関係として (2) 式が得られた。

$$\dot{\epsilon}_T = \sum_{i=1}^n \frac{0.0543 \cdot (Q_T/n) \cdot d \cdot U_o \cdot \cos x^2}{W \cdot LH} \cdot n \dots\dots\dots (1)$$

$$(A/V) \propto \dot{\epsilon}_T^{1/2} \dots\dots\dots (2)$$

3.2 178 ton 上底吹き転炉実験

Fig. 4 に [%C]=0.10~0.30 での [%C] と見掛けの脱炭速度の関係を示す。上吹きなしの条件において、スラグ塩基度が 4.5 の時に比べ、塩基度が 3.0, 2.5 と低下することにより脱炭速度が 1.7 倍に増加する。さらにスラグ塩基度 2.5 の条件において上吹き N_2 ガス吹付けにより脱炭速度が 1.5 倍に増加する。上吹き N_2 ガス吹付け時は LH が低いほど脱炭速度が大きい。

Fig. 5 に [%C] と鋼中の全酸素化学分析値 [%O] の関係を

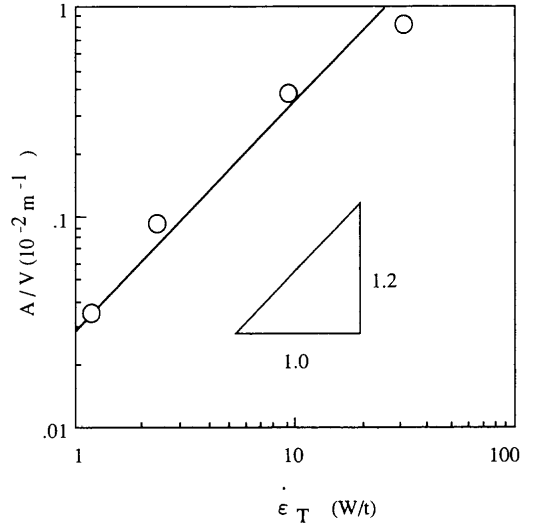


Fig. 3. Relationship between stirring energy of top blowing gas and ratio of total surface area of liquid paraffin drops to volume of water bath.

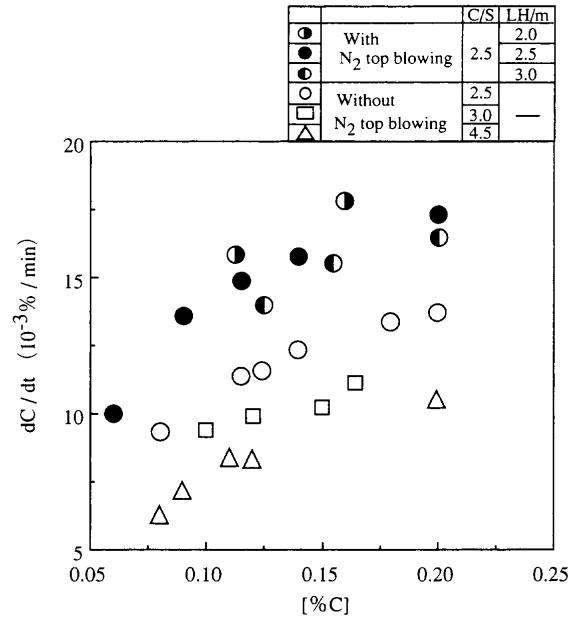


Fig. 4. Effect of slag conditions and stirring energy of top blowing gas on decarburization rate.

示す。[%C]<0.3 で [%O] が [%C] の減少に伴い増加する。スラグ塩基度低下、上吹き N_2 ガス吹付け、さらに LH 低下により同一 [%C] での [%O] レベルが大きくなる。

4. 考察

4.1 脱炭反応モデル

以上述べたように 178 ton 上底吹き転炉において、スラグ塩基度低下、上吹き N_2 吹付けにより脱炭速度が顕著に増加した。しかし (1) 式により計算すると上吹き N_2 の溶鋼攪拌力は、底吹きのみ比べて最大でも 6% しか増加しないので、単なる攪拌力の増加ではこの脱炭速度の増加は

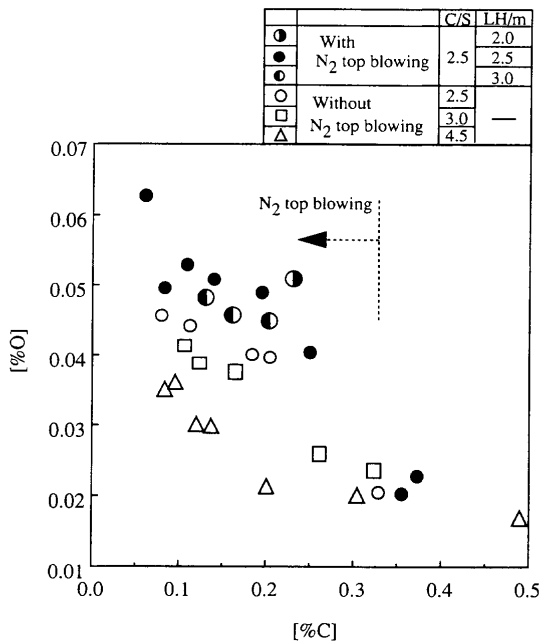


Fig. 5. Relationship between [C] and [O] at blow end in decarburization refining of stainless steel.

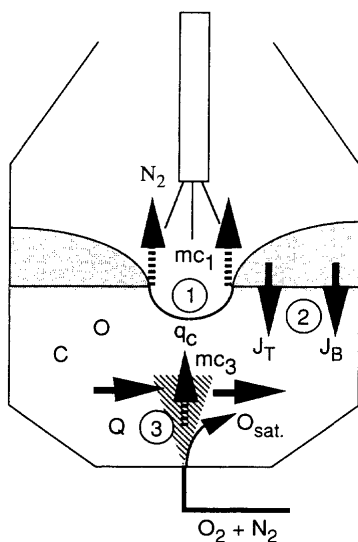


Fig. 6. Outline of decarburization model of stainless steel in low carbon region ([%C]=0.1-0.3).

説明できない。

また低炭素濃度域での脱炭速度がスラグ組成に依存するという結果は、鋼浴の攪拌、CO分圧等で構成される従来の精錬指標や反応モデルでは説明できない。

そこでこのスラグ組成および上吹き N₂ の脱炭速度に及ぼす影響について定量的な説明を加えるために反応モデルを構築する。反応モデルの概要を Fig. 6 に示す。反応モデルは低炭素濃度域 ([%C]<0.3) を対象とし、O₂-N₂ 混合ガス底吹き法および O₂-N₂ 混合ガス底吹き法+上吹き N₂ 法の脱炭挙動について解析を行う。今回の解析では以下の仮定を立てる。

1) 反応領域を自由表面 (Fig. 6 中①), スラグ-メタル

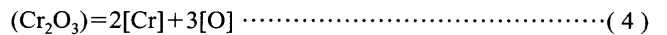
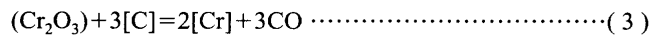
反応領域 (同②), 底吹き反応領域 (同③) の3つに分ける。

2) 底吹き羽口より吹き込まれた酸素は③の領域で脱炭で消費される以外はすべてクロム酸化物となる。クロム酸化物は溶鋼の酸素上昇に消費された後、スラグに吸収される^{9,10)}。

3) 自由表面 (①) においてガス側の界面抵抗は無視できるとし、反応速度はガス/メタル界面での [C], [O] の物質移動抵抗, 界面での反応抵抗のみに影響される。

4) 自由表面 (①) におけるメタル側の [C], [O] の物質移動係数は乱流状態であるため同一として扱う。

5) スラグ-メタル界面 (②) では P_{co}=1 atm, Cr₂O₃ 活量=1, 1973K とすると、平衡 [%C]=0.3 であり、[%C]<0.3 のモデル対象領域では (3) 式の反応は起こらず (4) 式の反応のみ進行する。



6) スラグ中には常に飽和溶解度以上のクロム酸化物が存在し、この飽和クロム酸化物により決まるスラグ-メタル界面の酸素濃度と溶鋼中の酸素濃度との濃度勾配により (4) 式に基づきスラグからメタルに対して酸素が供給され、同時に化学等量分の [Cr] が供給される。ここで飽和クロム酸化物と平衡する酸素濃度, [%O]_{sat}, は 1973K における計算値⁵⁾ とする。

ここで低炭素濃度域における脱炭反応のみ対象とするため仮定 5) を立てた。仮定 5) はスラグ-メタル界面が主としてメタル中に懸濁するスラグ滴により決定されるため成り立つとした。仮定 6) はステンレス精錬におけるスラグ組成ではクロム酸化物の飽和溶解度が 5% 以下と小さい¹⁵⁾ ため成り立つとした。

4.2 計算方法

仮定 3) より自由表面での脱炭速度, mc₁, は自由表面における気液界面積, A_g, を用いて

$$mc_1 = \rho \cdot A_g \cdot k_f \cdot ([\%C] - [\%C]^*) \cdot 60/100 \dots\dots\dots (5)$$

$$= \rho \cdot A_g \cdot k_f \cdot ([\%O] - [\%O]^*) \cdot 12/16 \cdot 60/100 \dots\dots\dots (6)$$

$$= \rho \cdot A_g \cdot k_r \cdot ([\%C]^* \cdot [\%O]^* \cdot f_o \cdot f_c - P_{co}/K) \cdot 60/100 \dots\dots\dots (7)$$

と表される。(5), (6) 式より, (8) 式が得られる。反応界面の平衡で (9) 式が成立つ。

$$[\%O]^* = [\%O] - 16/12 \cdot ([\%C] - [\%C]^*) \dots\dots\dots (8)$$

$$f_c \cdot f_o \cdot [\%C]^* \cdot [\%O]^* = P_{co}/K \dots\dots\dots (9)$$

(8) 式を (7) 式に代入すると [%C]^* に関する 2 次方程式となり、得られた [%C]^* を (5) 式に代入することにより j_c, mc₁ は (10), (11) 式のように表される。

$$j_c = \frac{60 \cdot \rho \cdot k_l}{100} \cdot \frac{12 \cdot k_l}{2} \cdot \left(\frac{[\%C]}{12 \cdot k_l} + \frac{[\%O]}{16 \cdot k_l} + \frac{[\%O]}{16 \cdot k_r \cdot f_o \cdot f_c} \right) \cdot \left[1 - \frac{1 - \frac{4 \left(\frac{[\%C] \cdot [\%O]}{12 \cdot 16 \cdot k_l^2} \right) \left(1 - \frac{P_{co}}{f_o \cdot f_c \cdot [\%C] \cdot [\%O] \cdot K} \right)}{\left(\frac{[\%C]}{12 \cdot k_l} + \frac{[\%O]}{16 \cdot k_l} + \frac{1}{16 \cdot k_r \cdot f_o \cdot f_c} \right)^2}}{1} \right] \dots (10)$$

$$mc_1 = A_g \cdot j_c \dots (11)$$

スラグ-メタル界面においては、仮定 5) より (4) 式の反応のみ考える。スラグ-メタル間の酸素移動速度を表すパラメータを J とし、さらにスラグ液相率の影響を表すパラメータ、 α 、として導入する。上吹きおよび底吹きによるスラグ-メタル間物質移動速度をそれぞれ J_T, J_B とすると、 α を用いてスラグからの酸素移動速度、 mo_2 、クロム移動速度、 mcr_2 、が (12), (13) 式のように表せる。

$$-mo_2 = \alpha \cdot (J_T + J_B) \cdot ([\%O] - [\%O]_{sat}) / 100 \dots (12)$$

$$-mcr_2 = 21.7 \alpha \cdot (J_T + J_B) \cdot ([\%O] - [\%O]_{sat}) / 100 \dots (13)$$

底吹き反応火点での脱炭速度、 mc_3 、は自由表面での脱炭速度が小さいと考えられる上吹きなしの従来法 (CaO/SiO₂=4.5) での脱炭速度と等しいとし、実績値より (14) 式で示される。

$$mc_3 = 229 \cdot Fo_2 \cdot [\%C] / 100 \dots (14)$$

仮定 2) で示したように底吹き酸素は脱炭以外すべてクロム酸化に消費される。酸素バランスは (15) 式で表される。酸素は仮定 6) により溶鋼環流量、 Q 、により供給されるとすると、 mo_3 は (16) 式のように表される。 $[\%O]_{sat}$ は 1973K, $[\%C]=0.1$ で活量 1 の Cr₂O₃ と平衡する値 ($[\%O]_{sat} = 0.0800$) を用いる。

$$Fo_2(1 - 0.93 mc_3) = 0.44 mcr_3 + 0.7 mo_3 \dots (15)$$

$$mo_3 = -W/100 \cdot d[\%O]/dt = Q([\%O] - [\%O]_{sat}) / 100 \dots (16)$$

炭素、酸素、クロムに関する 3 反応領域の総括反応は (17)~(19) 式で表される。

$$-W/100 \cdot d[\%C]/dt = mc_1 + mc_3 \dots (17)$$

$$-W/100 \cdot d[\%O]/dt = -mo_2 - mo_3 + 16/12 \cdot mc_1 \dots (18)$$

$$-W/100 \cdot d[\%Cr]/dt = mcr_3 - mcr_2 \dots (19)$$

4.3 パラメータ決定方法

本反応モデルでの底吹きガスによる溶鋼の循環流量、 Q 、と底吹きガスによるスラグ-メタル間の物質移動速度、 J_B 、

は岸本ら¹⁶⁾の普通鋼の底吹き、上底吹き転炉脱炭反応モデルより求めた Q -BOP, K -BOP の値から (20), (21) 式¹⁷⁾より本実験条件での値を決定した。

$$Q \propto Q_B^{0.30} \dots (20)$$

$$J_B \propto Q_B^{0.30} \dots (21)$$

パラメータとなる J_T, α, A_g は以下のようにして求めた。流動パラフィン-水系モデル実験で得られたスラグ-メタル界面積と上吹き攪拌力の関係 (2) 式を溶鋼-スラグ系に適用できると仮定し、上吹きガスによるスラグ-メタル間の物質移動速度、 J_T 、を (2) 式を用いて表すと (22) 式が得られる。(2) 式は流動パラフィン-水系で得られた式であり、無次元数を用いた解析から導くべきであるが、今回実験結果の解析 (後述) に (2) 式で得られた結果を用いたところ矛盾なく使用できたので、今後の検討の余地は残るものの、本研究では (2) 式の関係を使うこととした。

$$J_T \propto \epsilon_T^{1.2} \dots (22)$$

この関係を用い、以下の手順で J_T を求めた。岸本¹⁶⁾らの K -BOP での J の値は J_T と J_B の和であるので、 Q -BOP の $J (=J_B)$ と (21) 式より K -BOP の J_B, J_T を算出する。得られた K -BOP の J_T から (22) 式より本実験での上吹き条件毎の J_T を求める。なお実験での上吹き、底吹きによる攪拌力、は中西ら¹⁴⁾の式を用いた。

α に関しては、以下のように定める。本研究では岸本ら¹⁶⁾の導入したスラグ-メタル間の $[\%O]$ の移動速度に関するパラメータ J を使用しているが、彼らの計算対象は普通鋼の低炭素濃度域であり、FeO を多く含有するスラグは低炭素濃度域での高温期では完全液相と考えられる。ステンレス脱炭精錬におけるスラグは固相比率が大きく、反応に寄与していると考えられる液相スラグの比率を考慮する必要がある。本研究では液相比率 α を熱力学計算ソフト Chemsage¹⁸⁾ を用いて算出される (1973K, CaO-SiO₂-Cr₂O₃ 系) 液相比率と等しいとした。すなわち CaO/SiO₂=4.5, 3.0, 2.5 のそれぞれの条件において $\alpha=0.1, 0.3, 0.6$ とした。 A_g については実験結果より決定した。以上の仮定の下に数値計算を次の手順で行った。すなわち時刻 t における $[\%C], [\%O], [\%Cr]$ が既知であるとする、 P_{co} を与えることにより (9)~(19) 式より Δt 時刻後の $[\%C], [\%O], [\%Cr]$ を求めることができる。初期条件として $[\%C]_i=0.3, [\%O]_i=0.02, [\%Cr]_i=16$ を与えて、スラグ組成で決まる α 、上吹き、底吹き条件で決まる Q, J_B, J_T を用いて吹錬中の $[\%C], [\%O]$ および $[\%Cr]$ の推移を計算した。なお反応界面の CO 分圧、 P_{co} 、は各条件における CO 発生速度、上吹き、底吹き N₂ 流量から算出される値を考慮し、上吹き N₂ 吹付け時 0.14、上吹きなし時 0.30 atm とした。[†] また $t=0$ における

† なお、CO 発生速度に基づき、脱炭中の P_{co} が変化する計算も実施したが一定値とした場合と 5% 程度しか変化しなかった。

Table 3. Parameters and given values used in model calculations.

Given values	Temp	1973	K	
	k_l	5.0×10^{-4}	m/s	
	k_r	3.5×10^{-2} 19)	m/s/%	
	K	398	—	
	F_{O_2}	0.26	Nm ³ /min/t	
	W	178	t	
	$O_{sat.}$	0.08	%	
Parameter	Q	4.0×10^4	kg/min	Bottom blowing = 0.78Nm ³ /min/t
	J_B	4.7×10^4	kg/min	
	J_T	4.4×10^4	kg/min	Top blowing = 1.4Nm ³ /min/t (LH=2.0 m)
	α	0.1	—	C/S=2.5
		0.3	—	C/S=3.0
		0.6	—	C/S=4.5
	P_{co}	0.31	atm	Without top blowing
0.14		atm	With top blowing	

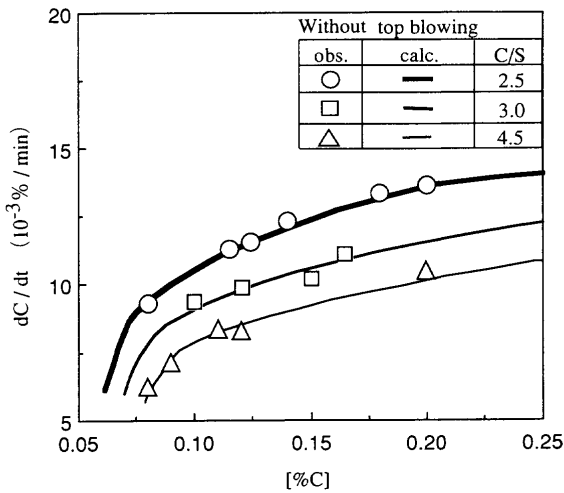


Fig. 7. Comparison of decarburization rate obtained by calculation with developed model and observed decarburization rate in cases without top blowing.

$P_{co}=0.30$ atm とした。[%C], [%O] の物質移動係数 k_l と界面での化学反応速度, k_r , は原島ら¹⁹⁾ が高周波誘導炉によるステンレス鋼脱炭反応のるつぼ実験で得た値を採用する。Table 3 に本計算に用いた数値とパラメータを示す。

4.4 計算結果

Fig. 7 に上吹きなしの条件で、スラグ塩基度を変化させた時の [%C] と $d[\%C]/dt$ の関係を示す。ここで A_g は $CaO/SiO_2=4.5$ の実験結果に合うよう 500 m^2 とし、 $CaO/SiO_2=3.0, 2.5$ における計算においても同一とした。 α をパラメータにすることにより同一の A_g ですべての条件でほぼ実測値と一致する結果が得られた。Fig. 8 にスラグ塩基度 2.5 において上吹き条件を変化させた時の [%C] と $d[\%C]/dt$ の関係を示す。ここで A_g は上吹き N_2 の $LH=3.0, 2.5\text{ m}$ について実験結果に合うように試行錯誤法により決定した。Fig. 9 に得られた $LH=3.0, 2.5\text{ m}$ での A_g , これらより外挿した $LH=2.0\text{ m}$ での A_g の値を合わせて示す。図中の

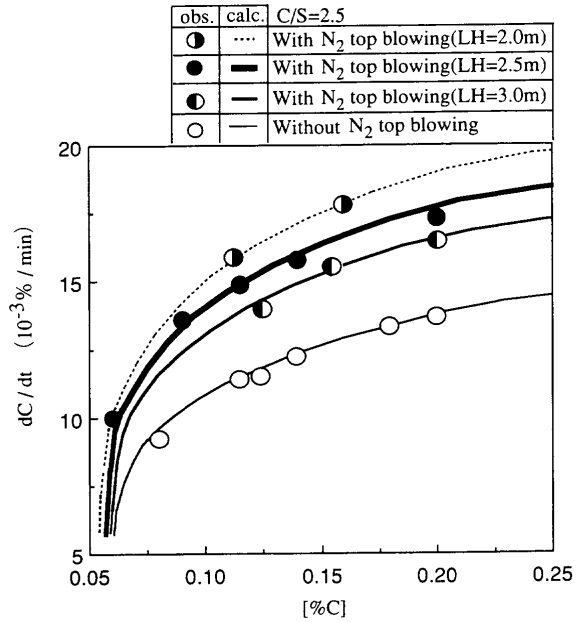


Fig. 8. Comparison of decarburization rate obtained by calculation with model and observed rate ($CaO/SiO_2=2.5$).

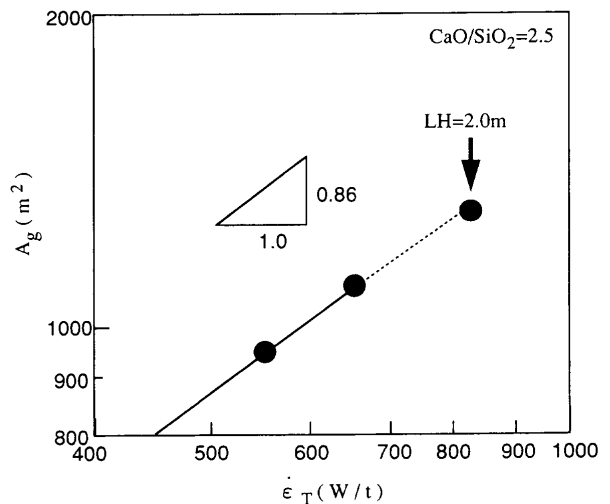


Fig. 9. Relationship between ϵ_T and A_g ($CaO/SiO_2=2.5$).

直線関係より A_g は式 (22) のように表せる。

$$A_g \propto 1.42 \epsilon_T^{0.86} \dots \dots \dots (23)$$

(23) 式より求まる A_g を用いて、 $LH=2.0\text{ m}$ についても計算した結果を Fig. 8 中にも示す。脱炭速度の実績と良い一致を示す。

Fig.10 に低炭域 ([%C]=0.1~0.3) での [%O] 変化の計算値を実績値と比較して示す。上吹き N_2 吹付け、スラグ塩基度低下により [%O] 増加速度は大きくなるが、スラグ塩基度低下による効果が大きい。ステンレス鋼脱炭の場合、[%Cr] によって溶鋼中酸素濃度が規定されており、普通鋼に比べてスラグからメタルへの酸素供給の影響が顕著になるものと考えられる。脱炭速度はこの酸素濃度の違いによ

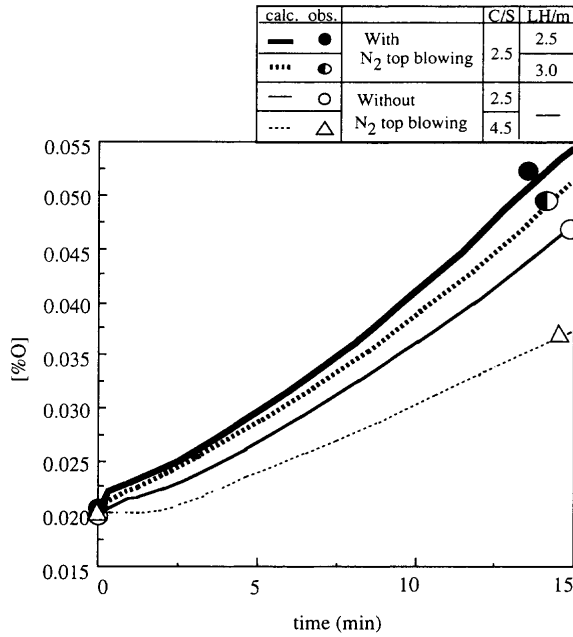


Fig. 10. Comparison of increase in oxygen content in low carbon region ([%C]<0.3) obtained by calculation with model and observation.

り変化するものと思われる。

4.5 スラグ塩基度と上吹きN₂ガスの効果

本実験条件の範囲では上吹きなしの条件においてスラグ塩基度低下 (CaO/SiO₂=4.5→2.5) により、見掛けの脱炭速度が1.7倍に増加した。さらに CaO/SiO₂=2.5 の条件で上吹きN₂吹付けを行うことにより脱炭速度が1.5倍に向上した。

上吹きN₂ガスの効果は

- 1) スラグ-メタル反応界面積増加 (J_T の増加)
- 2) 自由表面での気液反応界面積増加 (A_g の増加)
- 3) 自由表面でのCO分圧低下

の3点である。1) については上吹きガスによるトップスラグの巻き込み増加、2) については計算に用いた気液反応界面積の値 (A_g) が950~1300 m²と炉内断面積 (23 m²) の10倍以上のオーダーの値を用いないと説明できなかったことから、上吹きN₂吹付けによりスプラッシュが増加したことが主因と考えられる。上吹きN₂ガス吹付け実験期間に採取されたスプラッシュ地金粒径がφ3~5 mmであったので、 A_g が850 m²に相当するスプラッシュ量は約7 tonに相当する。

3) について考察する。ステンレス鋼精錬ではCO分圧は脱炭速度に影響を及ぼす⁵⁾が、上吹きN₂吹付け実施時のLHの影響が大きい。Fig.11にスラグ塩基度2.5における上吹きN₂の有無を計算する際の P_{CO} , J_T および A_g それぞれの影響を示した。上吹きN₂のLHを低下させた場合の脱炭速度向上に対して J_T , A_g の効果がほぼ同等で大きく、 P_{CO} の効果は J_T , A_g に比べて小さい。従って上吹きN₂の効果は主として1) および2) の効果と推察される。

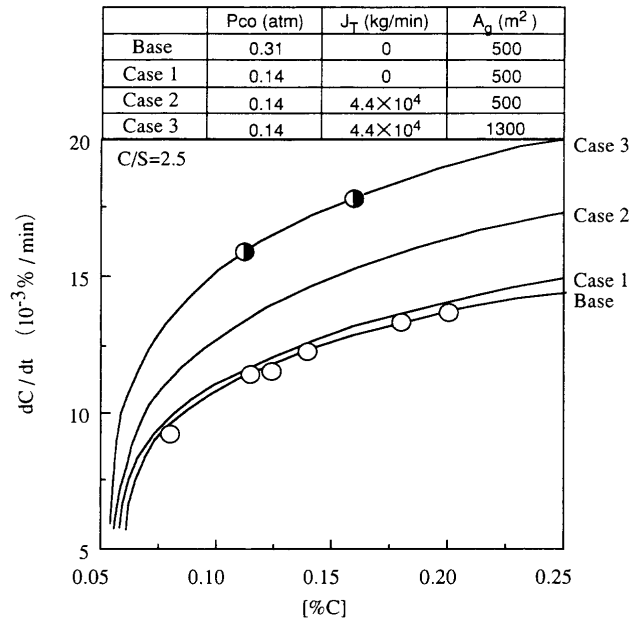


Fig. 11. Effect of three parameters (P_{CO} , J_T and A_g) on decarburization rate (CaO/SiO₂=2.5).

本モデルでは A_g のみが実験より決定したパラメータとなるが、(23) 式により LH=2.0 m における実験結果を説明可能であり、他の操業条件についても (23) 式より推定可能と考えられる。

スラグ塩基度低下により脱炭速度が1.7倍に増加したのはスラグの液相比率が6倍に増加し、スラグからメタルへの酸素供給速度が向上した結果、脱炭速度が増加したためと考えられる。また上吹きN₂でさらに1.5倍まで脱炭速度が増加したのは、上吹きガスによるスラグ-メタル反応の促進と自由表面における脱炭反応の反応界面積の増加によるものであり、両者の影響はほぼ同等である。

5. 結言

水モデル実験、178 ton 上底吹き転炉実験によりステンレス鋼脱炭反応モデルを構築し、脱炭速度に及ぼすスラグ組成と上吹きガス攪拌力の影響を考察した。得られた結論は以下の通りである。

- (1) 水モデル実験においてスラグ-メタル界面積 (パラフィン-水) は底吹きガス一定の条件で、上吹きガス攪拌力の1.2乗に比例して増加する。
- (2) 178 ton 上底吹き転炉における低炭素濃度域の脱炭速度はスラグ塩基度低下 (4.5→2.5) により1.7倍、上吹きN₂吹付け (1.4 Nm³/min/t, スラグ塩基度2.5) を行うことにより1.5倍に向上する。
- (3) 低炭素濃度域における [%O] の増加速度はスラグ塩基度低下、上吹きN₂吹付けにより大きくなる。
- (4) スラグ塩基度低下による脱炭速度向上はスラグ-メタル反応界面積増加 (スラグ液相率増加) によるスラグ

からの酸素供給速度の向上により説明可能である。

(5) 上吹きN₂吹付けによる脱炭速度向上は自由表面でのP_{co}低下, 上吹きガス攪拌力増加によるスラグ-メタル反応(スラグからの酸素供給)速度増加だけでは説明できず, 自由表面でのガス-メタル反応表面積(スプラッシュ)増加を考慮する必要がある。数学モデルによる検討によれば, スラグ-メタル反応界面積増加とガス-メタル反応表面積増加の効果は同等であり, P_{co}の効果は小さい。

記号

- [] : 鋼中成分
- () : スラグ中成分
- C : 鋼中C濃度(%)
- [%C]* : 反応界面における平衡C濃度(%)
- [%O]* : 反応界面における平衡O濃度(%)
- [%O]_{sat} : Cr/Cr₂O₃平衡で決まる飽和酸素濃度(%)
- a : ガラス毛細管内の流動パラフィン粒の表面積(m²)
- A : 水中に懸濁した流動パラフィン粒の総表面積(m²)
- A' : 水浴表面積(m²)
- A_g : ガス-メタル反応界面積(m²)
- d : ノズル径(m)
- f_c : [C]の活量係数
- f_o : [O]の活量係数
- Fr' : 修正フルード数
- Fo₂ : 酸素供給速度(Nm³/min)
- H : 懸濁領域深さ(m)
- J : スラグ-メタル間の物質移動速度を表す係数(kg/min)
- J_B : 底吹きによるスラグ-メタル間の物質移動速度(kg/min)
- J_T : 上吹きによるスラグ-メタル間の物質移動速度(kg/min)
- j_c : 自由表面における単位表面積あたりの脱炭速度(kg/min/m²)
- k_i : 液側物質移動係数(m/s)
- k_r : ガス-メタル界面での化学反応速度(m/s/%)
- K : 脱炭反応の平衡定数
- LH : 鋼浴からの上吹きランス高さ(m)
- mc₁ : 自由表面での脱炭速度(kg/min)
- mc₃ : 底吹き火点での脱炭速度(kg/min)
- mo₂ : スラグ-メタル反応の酸素移動速度(kg/min)
- mo₃ : 底吹き火点の酸素移動速度(kg/min)
- mcr₂ : スラグ-メタル反応領域のCr移動速度(kg/min)
- mcr₃ : 底吹き火点のクロム酸化速度(kg/min)
- n : ノズル孔数(個)
- P_{co} : CO分圧(atm)
- Q : 底吹きガス火点への溶鋼の循環量(kg/min)
- Q_B : 底吹きガス流量(Nm³/min)
- Q_T : 上吹きガス流量(Nm³/min)

- t : 時間(min)
- U_o : ノズル出口でのガス流速(m/s)
- v : パラフィン懸濁領域体積(m³)
- V : 水体積(m³)
- W : 水, 溶鋼重量(t)
- α : スラグ-メタル反応容量係数に掛かるパラメータ(-)
- ε_T : 上吹きガスによる攪拌動力密度(W/t)
- ε_B : 底吹きガスによる攪拌動力密度(W/t)
- ζ : ノズル傾角(°)
- ρ : 密度(kg/m³)

文 献

- 1) D.C.Hilty, H.P.Rassbach and W.Crafts: *J. Iron Steel Inst.*, **80** (1955), 116.
- 2) K.Nakanishi, Y.Kato, K.Suzuki and J.Katsuki: *Tetsu-to-Hagané*, **64** (1978), S169.
- 3) T.Kai, K.Okohira, M.Hirai and S.Murakami: *Tetsu-to-Hagané*, **68** (1982), 1946.
- 4) S.Kitamura, K.Okohira and S.Tanaka: *Tetsu-to-Hagané*, **72** (1986), 47.
- 5) Y.Kishimoto, Y.Kato, T.Sakuraya, T.Fujii, H.Osanai, S.Omiya and H.Take: *Tetsu-to-Hagané*, **76** (1990), 1924.
- 6) R.Tsujino, R.Nakao, K.Kato, R.Hisatomi, S.Kitamura, H.Takano, H.Morishige and H.Hirata: *Shinittetsu Giho*, **351** (1993), 35.
- 7) K.Miyamoto, S.Kitamura, R.Tsujino, T.Yugi, K.Kato, T.Yuki and I.Takikawa: *Tetsu-to-Hagané*, **82** (1996), 191.
- 8) T.Tohge and T.Watanabe: Proc. 7th Int. Conf. on Vacuum Metallurgy (7th ICVM), ISIJ, Tokyo, (1982), 1364.
- 9) R.J.Fruehan: *Iron Steelmaking*, **3** (1976), 153.
- 10) S.Asai and J.Szekely: *Metall. Trans.*, **5** (1974), 651.
- 11) S.Asai and J.Szekely: *Metall. Trans.*, **5** (1974), 1573.
- 12) T.Deb Roy and D.G.C.Robretson: *Ironmaking Steelmaking*, **5** (1978), 198.
- 13) T.Deb Roy, D.G.C.Robretson and J.C.C.Leach: *Ironmaking Steelmaking*, **5** (1978), 207.
- 14) Y.Kato, K.Nakanishi, K.Saito, T.Noizaki, K.Suzuki and T.Emi: *Tetsu-to-Hagané*, **68** (1980), S1307.
- 15) K.Morita, M.Mori, T.Igarashi and N.Sano: *CAMP-ISIJ*, **11** (1998), 880.
- 16) Y.Kishimoto, Y.Kato, T.Sakuraya and T.Fujii: *Tetsu-to-Hagané*, **75** (1989), 1300.
- 17) S.Takeuchi, Y.Kato, H.Okuda, H.Take and S.Yamada: *Tetsu-to-Hagané*, **70** (1984), A184.
- 18) G.Eriksson and K.Hack: *Metall. Trans. B*, **21B** (1990), 1013.
- 19) K.Harashima, S.Mizoguchi and H.Kajioka: *CAMP-ISIJ*, **3** (1989), 144.
- 20) Y.Kato, Y.Takahashi, T.Sakuraya, T.Fujii and S.Omiya: *Tetsu-to-Hagané*, **76** (1990), 560.