

# ステンレス鋼高炭素濃度域の 脱炭反応におよぼす吹錬法の影響

中尾 隆二\*・高野 博範\*<sup>2</sup>・森重 博明\*<sup>2</sup>・田中 重典\*<sup>3</sup>

Effects of Oxygen Blowing Types on Decarburization Reaction  
in High Carbon Range of Stainless Steel Melts

Ryuji NAKAO, Hironori TAKANO, Hiroaki MORISHIGE and Shigenori TANAKA

**Synopsis :** The experiments using a 100kg induction furnace were carried out to evaluate the effect of combined blowing on efficiency of decarburization of high carbon stainless steel melt. Temperature of hotspot area was measured by an optical fiber scope and fluid motion was observed by a video. Also, micro analysis of samples taken from hotspot area was done. Results were summarized as follows :

1. Efficiency of decarburization with the combined oxygen blowing became larger than that with top oxygen blowing or bottom oxygen blowing. By micro analysis of hotspot samples and video observations, the bottom blowing oxygen gas in combined blowing promoted the interface stirring between metal and slag and the reduction of  $(Cr_2O_3)$  in hotspot region.
2. In combined oxygen blowing with same oxygen blowing conditions, temperature of hotspot area raised with raising the bath temperature, and efficiency of decarburization increased. This reason was explained by the promotion of  $(Cr_2O_3)$  reduction in hotspot by means of raising the hotspot temperature.

**Key words :** AOD refining ; stainless steel ; combined oxygen blowing ; efficiency of decarburization ; hotspot temperature ; stirring energy ; slag solidification.

## 1. 緒言

AOD精錬では溶鋼温度は装入時1400~1450°Cであるが、早期に[Si]酸化等で1600°C以上となり、その後は冷却材添加等で脱炭期は1650~1720°Cに制御されている<sup>1)</sup>。また[C]濃度の低下に伴い底吹きガスのO<sub>2</sub>/Ar比をステップ状に低下させている。このような吹錬法でも高炭域の脱炭酸素効率 $\eta_{O_2}$ は70%レベルであり、残りはCr等の有価金属の酸化に消費される<sup>2)</sup>。また $\eta_{O_2}$ はO<sub>2</sub>/Ar比を低下させても[C]濃度の低下により低下する傾向があり、 $\eta_{O_2}$ の向上に余地が残されている<sup>2)</sup>。 $\eta_{O_2}$ の向上には、①吹錬初期の昇温速度および脱炭期の溶鋼温度の上昇 ②低炭域のAr希釈の強化と酸素供給速度の低下等の対策が示されている<sup>1-3)</sup>。

従来の底吹き吹錬に比べ、昇温速度および脱炭速度の向上による吹錬時間短縮の手段に複合吹錬法があり、各社でAODへの導入が進められている<sup>4-5)</sup>。その目的は、①上吹き付与、供給酸素量の増大による吹錬時間の短縮 ②上吹きソフトブローとして鋼浴から発生するCOガスを二次燃焼させて溶鋼温度上昇を図ることにある<sup>4,6,7)</sup>。

複合吹錬では上吹き酸素は脱炭以外に二次燃焼にも消費され、上吹き付加による全送酸速度の増大分全部がそのまま脱炭速度の増大分にはつながらず、従来の底吹き単独と同一送酸速度の複合吹錬では脱炭速度が低下することも懸念される。また複合吹錬の脱炭反応現象、特に上吹き火点反応現象も十分に解明されているとは言えず、さらに検討する必要があると考えられる。

本研究では、AOD精錬の高炭域の複合吹錬による脱炭反応を促進させる適正な吹錬条件を解明する目的で、100kg炉を用いて二次燃焼を抑えた条件(上吹きハードブロー)下での基礎実験を実施した。その際、火点温度の測定を行うと共に、浴表面のビデオによる観察、火点部近傍の急冷サンプリングを行い、火点部の状態の解明を試みた。その結果について報告する。

## 2. 実験装置および実験方法

### 2.1 実験装置

Fig. 1 に実験に用いた100kg炉の概略図を示す。上吹きは

平成7年10月27日受付 平成8年1月18日受理 (Received on Oct. 27, 1995; Accepted on Jan. 18, 1996)

\* 新日本製鐵(株)光技術研究部 (Hikari R&D Lab., Nippon Steel Corp., 3434 Oaza-Shimata Hikari 743)

\* 2 新日本製鐵(株)光製鉄所 (Hikari Works, Nippon Steel Corp.)

\* 3 新日本製鐵(株)君津技術研究部 (Kimitsu R&D Lab., Nippon Steel Corp.)

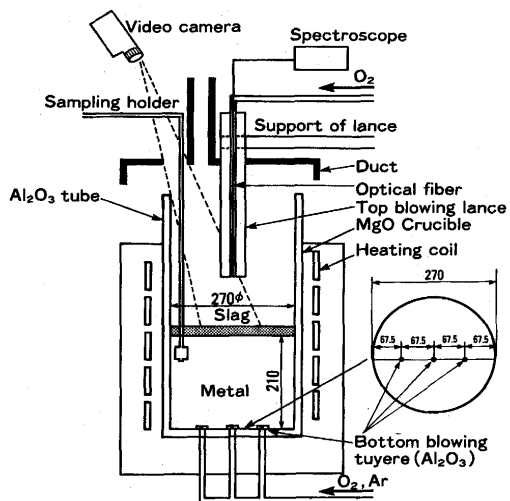


Fig. 1. Schematic diagram of experimental apparatus.

Table 1. Experimental conditions.

Item		Condition		
		①	②	③
1. Metal	Composition	2.0C-0.1Si-0.4Mn-8.5Ni-18.5Cr	1.5C-0.1Si-0.4Mn-8.5Ni-18.5Cr (mass%)	
	Weight	90 kg	90 kg	90 kg
	Temperature	1450°C → 1720°C	1600, 1650°C (const.)	1500, 1600, 1650, 1700°C
2. Slag	Composition	50CaO-35SiO <sub>2</sub> -5MgO-5Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> -5CaF <sub>2</sub> (mass%)		
	Added weight	1350g (15kg/T. steel)		
3. Top Blowing	Lance	2mmφ×1, 2mmφ×3 holes	2mmφ×1 hole	2mmφ×1 hole
	Flow rate	O <sub>2</sub> : 50, 100, 150Nl/min	O <sub>2</sub> : 0, 50-90, 100Nl/min	O <sub>2</sub> : 50Nl/min
	L/L <sub>0</sub>	0.1 (const.)		
4. Bottom Blowing	Tuyere	2mmφ×3 pieces		
	Flow rate	Ar: 0, 15, 40, 50, 60Nl/min	O <sub>2</sub> : 0, 50-10Nl/min Ar: 0, 10Nl/min	O <sub>2</sub> : 50Nl/min Ar: 10Nl/min
5. Top oxygen blowing ratio		1.0	0, 0.5-0.9, 1.0	0.50
6. Blowing time		45-60min	60-90min	45-60min

O<sub>2</sub>ガスのみでランスは空冷とし、送酸速度が100Nl/min以下では先端が2mmφの単孔、150Nl/minでは3孔のストレートタイプを用いた。底吹きはルツボ底部3ヶ所に内径2mmφの耐火物管を埋込み、ガスを供給した。このノズルは単管で冷却がなく、O<sub>2</sub>単独では温度が上昇するために、O<sub>2</sub>吹込み実験ではAr10Nl/minを加えて溶損を防止した。全送酸速度は100Nl/min(単位溶鋼量当りで実機相当の送酸速度)を基準としたが、底吹きは60Nl/min以上ではスプラッシュが大きく実験困難であったため、この量を上限とした。上吹き単孔ランスには光ファイバーを挿入し、スペクトル解析による火点部温度の測定を行った<sup>8)</sup>。なお測定法自体の誤差は±10°C以内と考えられる<sup>8)</sup>。また本装置は排気ダクト上部より火点部および鋼浴表面のビデオ観察が可能である。

### 2・2 実験方法

Table 1 に実験条件を示す。本実験では脱炭反応に着目するために、従来知見<sup>4)</sup>の二次燃焼率の大きいソフトブロー(浴面の凹み率L/L<sub>0</sub> ≤ 約0.05, L:上吹きによる浴面の凹み深さ, L<sub>0</sub>:静止浴深さ)ではなく、二次燃焼を抑えるために全て計算上<sup>9)</sup>L/L<sub>0</sub>=0.1のハードブローとした。実験は脱炭反応におよぼす①上吹きO<sub>2</sub>、底吹きArでの底吹き攪拌力の影響②吹錬法(上吹き送酸量比率=上吹き送酸速度/全送酸速

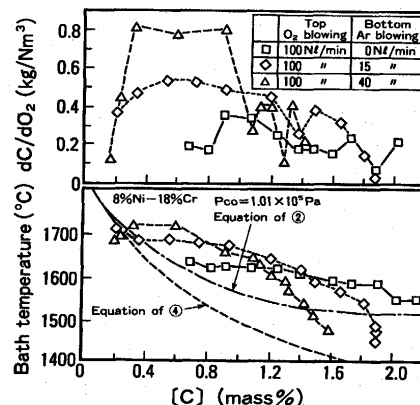


Fig. 2. Effect of bottom blown Ar rate on relations between [C] content and dC/dO<sub>2</sub>, temperature. (Condition ①)

度)の影響 ③複合吹錬下の溶鋼温度の影響を調査する3種類を行った。

メタルは1.5~2.0C-0.4Mn-8.5Ni-18.5Cr(mass%)を基本組成とし90kg溶解した。実験では所定の成分、温度に調整後スラグ1350gを添加し、ガス吹込みを開始した。この時を時刻0とし3~6minおきに测温、サンプリングを行い、サンプルは分析に供した。分析はSi, Mn, Ni, Crは発光分光分析, C, Oは燃焼型赤外線吸収法で行った。分析残材は断面のマイクロ研磨を行い、光学顕微鏡で酸化物分布個数を調査した。一部の実験では吹錬中に50φ×50mmの銅塊を用いて火点部表面の溶鋼の急冷サンプリングを行い、サンプルを樹脂埋込みマイクロ研磨後、溶鋼表面から深さ方向の縦断面のマイクロ観察(光学顕微鏡観察, EPMA面分析)を行った。

## 3. 実験結果および結果の検討

### 3・1 底吹き攪拌力と脱炭反応挙動

Fig. 2 に攪拌の影響を調査するために行った酸素上吹きで底吹きAr流量を変えた実験の[C]濃度と溶鋼温度, dC/dO<sub>2</sub>の関係を示す。dC/dO<sub>2</sub>は単位送酸量当りの脱炭量で脱炭効率の指標であり、同一送酸速度では脱炭速度の指標にもなる。なお計算では溶解量、サンプル量および溶鋼組成からNiバランスで脱炭量を求め算出した。本実験では脱炭開始時の溶鋼温度は1450~1500°Cであり、同一電源出力に保持したが脱炭の進行と共に溶鋼温度が上昇した。[C]濃度が1.2mass%以上の溶鋼温度の低い領域では攪拌力の影響は小さく、かつdC/dO<sub>2</sub>も小さい。溶鋼温度が上昇した、ほぼ一定温度の[C]濃度0.3~1.2mass%ではdC/dO<sub>2</sub>は[C]濃度に依存せずほぼ一定でAr流量(攪拌力)に比例して大きくなる。[C]濃度が0.2~0.3mass%になると急激にdC/dO<sub>2</sub>が低下し、[Cr]酸化が大きくなる。

Fig. 2 の[C]濃度と溶鋼温度の関係の図中に(1)~(5)式の従来より[C]-[Cr]平衡に用いられているHiltyの式<sup>10)</sup>

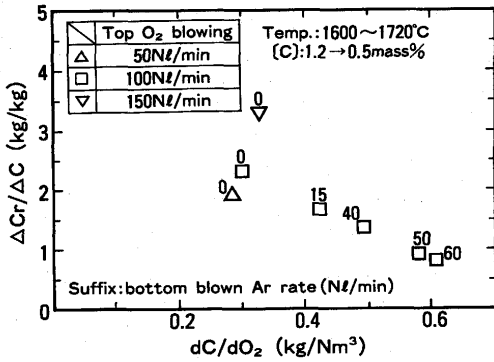


Fig. 3. Relation between mean value of  $dC/dO_2$  and  $\Delta Cr/\Delta C$ . (Condition ①)

および学振の製鋼反応の推奨平衡値<sup>11)</sup>の関係を示す。なお計算では  $P_{CO} = 1.01 \times 10^5 Pa$ ,  $a_{CrO} = 1$ ,  $a_{Cr_2O_3} = 1$  とした。

$$\begin{aligned} & \text{Hiltyの式; } (CrO) + C = Cr + CO(g) \dots\dots\dots (1) \\ & \log([\%Cr] P_{CO} / [\%C]) = -13800/T + 8.76 \dots (2) \\ & (Cr_2O_3) + 3C = 2Cr + 3CO(g) \dots\dots\dots (3) \\ & \log K = \log(a_{Cr}^2 P_{CO}^3 / a_C^3) \\ & = -40560/T + 25.43 \dots\dots\dots (4) \\ & \Delta G^\circ = 776.5 - 0.487T \text{ (kJ/mol)} \dots\dots\dots (5) \end{aligned}$$

図の(2)式, (4)式の線より高温側が優先脱炭域であるが,  $[C] \geq 1.4\text{mass\%}$ の高炭側および  $[C] \leq 0.4\text{mass\%}$ の低炭側の実験値はこれらの線より下側あるいは線に近い状態であり, 脱炭反応の停滞がこの図より理解できる。

Fig. 3に  $[C]$ 濃度1.2から0.5mass%までの平均の  $dC/dO_2$  と単位脱炭量当りの  $[Cr]$ 酸化量を表す  $\Delta Cr/\Delta C$  の関係を示す。図より上吹き送酸速度一定(100Nl/min)では底吹きAr流量(攪拌力)の増大で  $dC/dO_2$ が上昇し,  $\Delta Cr/\Delta C$ が低下する。この傾向は従来報告<sup>12)</sup>に一致する。なお, 図には底吹きAr流量0で上吹き送酸速度を変えた場合の結果も示してあるが, 送酸速度の増大で  $dC/dO_2$ の若干の上昇も認められるが, 上吹きガスの攪拌力が弱く, (3)式の反応の進行が不十分なために  $\Delta Cr/\Delta C$ も増大し, 効率的な脱炭とは言えない。

### 3・2 溶鋼温度と脱炭反応挙動

Fig. 4に同一複合吹錬条件(上吹き送酸量比率1/2)で吹錬中の溶鋼温度レベルを変えた実験の  $[C]$ 濃度0.5mass%以上の平均溶鋼温度と  $dC/dO_2$ ,  $\Delta Cr/\Delta C$ および上吹き火点温度の関係を示す。溶鋼温度の上昇で  $dC/dO_2$ が増大(1500°Cから1650°Cの範囲では100°Cの温度上昇で1.5倍以上)し,  $\Delta Cr/\Delta C$ が低下する。また溶鋼温度の上昇で火点温度も上昇しており, 上吹き火点で生成した  $(Cr_2O_3)$ による脱炭反応((3)式)が溶鋼全体の脱炭速度に大きく影響していると考えられる。

### 3・3 吹錬法と脱炭反応挙動

Fig. 5に同一溶鋼温度レベルで, 送酸速度100Nl/minの複合吹錬(上吹き送酸量比率1/2)と上吹き単独, および複合吹錬と底吹き送酸速度が同一の底吹き単独の  $[C]$ 濃度と  $dC/dO_2$

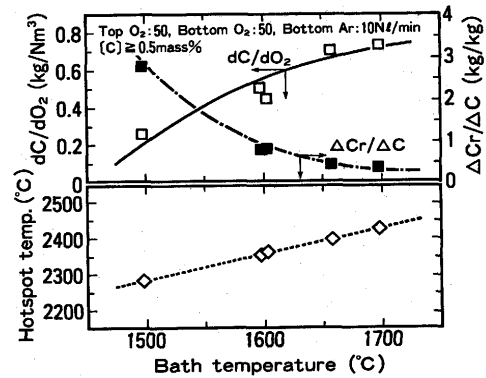


Fig. 4. Effect of bath temperature on  $dC/dO_2$ ,  $\Delta Cr/\Delta C$  and hotspot temperature. (Condition ③)

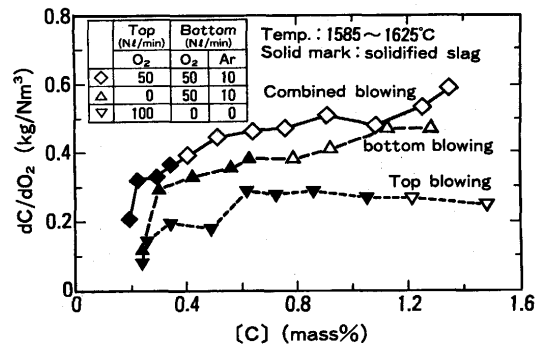


Fig. 5. Effect of oxygen blowing type on value of  $dC/dO_2$ . (Condition ②)

$dO_2$ の関係を示す。なお図中の黒印は  $[Cr]$ 酸化が進行し, スラグ中  $(Cr_2O_3)$ 濃度が増大して目視観察上, スラグが固体化して見えた領域(以後, 固体状化という)がビデオ画像より認められた領域を示す。

$dC/dO_2$ は上吹き単独, 底吹き単独, 複合吹錬の順で増大し,  $dC/dO_2$ が低下する  $[C]$ 濃度およびスラグが固体状化する  $[C]$ 濃度もこの順で低炭側に移行する。この順はビデオ画像による攪拌状況の観察に対応していた。即ち, 上吹き単独では攪拌が弱くスラグの流動はほとんど認められなかった。底吹き単独ではメタル浴からのCO気泡の発生が認められたが, 浴面は比較的静かな状態となっていた。複合吹錬では底吹きによる攪拌も十分に, 上吹き火点領域で激しい反応が起り流動していることが認められた。また上吹き単独, 底吹き単独, 複合吹錬の順に早期に固体状化したスラグが溶鋼表面を被う状況になった。

なお上吹き火点温度は上吹き単独, 複合吹錬共2200~2600°Cで変動していたが, 平均温度は複合吹錬で約2350°C, 上吹き単独では約2450°Cで約100°C高温となっていた。また本実験の  $dC/dO_2$ は従来報告<sup>12)</sup>にある  $\eta_{O_2}$ 約70%から計算される  $0.75\text{kg/Nm}^3$ に比べ小さい値であるが, これは本実験の溶鋼温度が低いことおよび浴深あるいは浴表面積等の実験装置の条件の差によると考えられる。

### 3・4 上吹き火点部の状態

Fig. 6に上吹き単独の場合と底吹きArガス攪拌を付加し

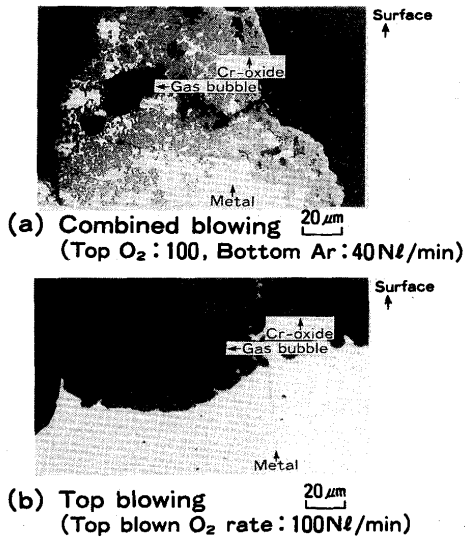
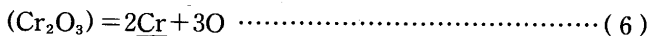


Fig. 6. Cross-sectional images of hotspot samples. (Condition ①)

た場合の銅塊を用いて採取した火点部サンプルの溶鋼表面から浴深さ方向の縦断面の状態を示す。火点部にはメタル部、 $\text{Cr}_2\text{O}_3$ 系酸化物部(5~15 $\text{Fe}_x\text{O}$ -75~90 $\text{Cr}_2\text{O}_3$ (mass%))および気孔部が存在する部分が点在しており、またEPMA分析では酸化物に接するメタル部での成分偏析は認められなかった。北村らの報告<sup>12)</sup>では浴表面に近い側で粗大酸化物を形成し、それが分裂分散して小さな酸化物となって浴内に懸濁していくと述べているが、その状況とは若干異なっていた。即ち、本実験ではFig. 6に示すように、上吹き単独の場合(b)にはメタルの懸濁がほとんどない酸化物層が形成されているが、底吹き攪拌の付加(a)によりメタルと酸化物がエマルジョン相を形成していることが明瞭に認められた。また両者ともにCO気泡痕と考えられる気孔部が存在したことから、この部分で脱炭反応が進行していたと考えられる。

Fig. 7, 8に[C]濃度と火点部断面の酸化物面積率の関係を示す。なお酸化物面積率はFig. 6に示した火点部サンプル断面(約40×5mm)の酸化物層の下端およびエマルジョン相の下端と見なされる位置を線で結び、溶鋼表面からこの線の間にある酸化物の面積率を画像解析より求めたものである。画像解析は倍率500倍の視野で識別可能な2μm以上の酸化物について、視野数150~250を測定した。図より底吹き流量の増大により酸化物面積率が低下する。またこれらの値は7~18%であり、後述(Fig. 9)のメタル内酸化物面積率に比べ非常に大きく、この領域における反応の寄与が大きいと考えられる。火点部は2100°C以上の高温域を形成しており、(6)、(7)式<sup>11)</sup>が適用できると仮定すれば、平衡計算上では3mass%程度の高[O]濃度状態が達成されるものと考えられる。



$$\Delta G^\circ = -RT \ln(a_{\text{Cr}^2}\text{a}_{\text{O}^3}/a_{\text{Cr}_2\text{O}_3})$$

$$= 843.1 - 0.372T \text{ (kJ/mol)} \dots\dots\dots (7)$$

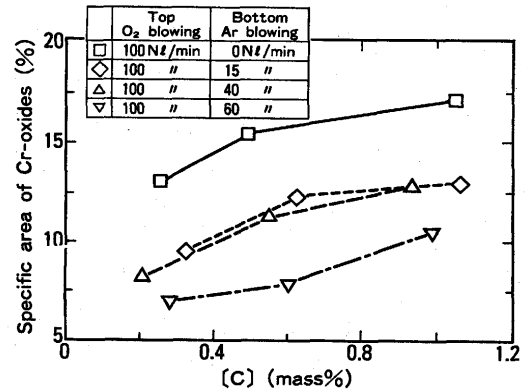


Fig. 7. Effect of bottom blown Ar rate on relation between [C] in metal and specific area of Cr-oxides of hotspot samples. (Condition ①)

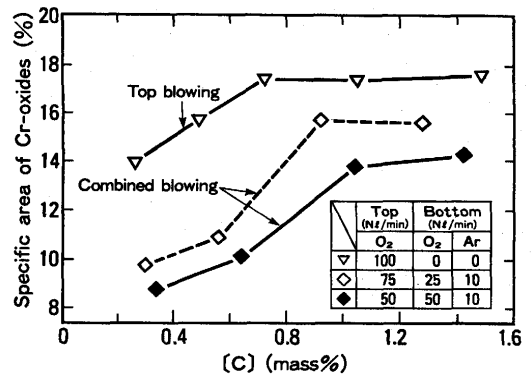


Fig. 8. Effect of oxygen blowing type on relation between [C] content in metal and specific area of Cr-oxides of hotspot samples. (Condition ②)

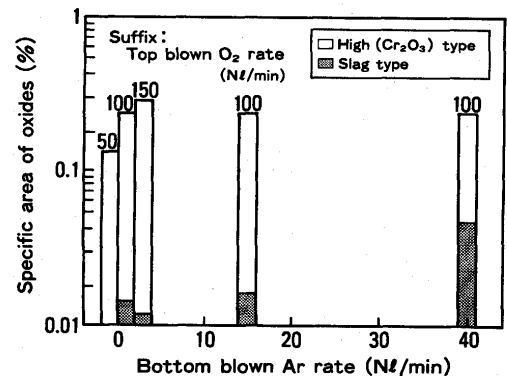


Fig. 9. Relation between bottom blown Ar rate and specific area of oxides. (Condition ①)

上吹き単独では攪拌が弱く火点部への[C]の移動が少なく、[O]が過剰となり高[O]状態となるが、底吹き攪拌の付加で火点部への[C]の移動が促進されて( $\text{Cr}_2\text{O}_3$ )との反応による脱炭が促進され、酸化物面積率が低下すると考えられる。なお[C]濃度の低下により酸化物面積率が低下しているが、これはスラグの固体状化により溶鋼への酸素の供給が阻害されるためと考えられる。

比較のためにFig. 9に[C]濃度0.4~0.6mass%で採取し

たメタル内の2 $\mu$ m以上の酸化物の面積率におよぼす底吹きAr流量の影響を示す。メタル内にはCaO-SiO<sub>2</sub>系のスラグ組成に近似した球状のスラグ系酸化物(40~50CaO-30~35SiO<sub>2</sub>-5~10Cr<sub>2</sub>O<sub>3</sub>(mass%))と、上吹き火点部の酸化物と同等の組成で多角形のCr<sub>2</sub>O<sub>3</sub>系酸化物(10~15Fe<sub>1</sub>O-75~85Cr<sub>2</sub>O<sub>3</sub>(mass%))が存在した。全酸化物面積率は0.3%程度と小さい値である。スラグ系酸化物は浴面上のスラグの捲込み、Cr<sub>2</sub>O<sub>3</sub>系酸化物は上吹き火点で生成した酸化物が分散、懸濁したものと考えられる。Fig. 9より底吹き流量の増大でスラグ系酸化物が増大しCr<sub>2</sub>O<sub>3</sub>系酸化物が減少しており、Fig. 3に示したdC/dO<sub>2</sub>に傾向的には対応する。つまり攪拌力の増大でスラグ捲込みが多くなり、かつ脱炭が効率よく進行するためにCr<sub>2</sub>O<sub>3</sub>系酸化物が減少すると考えられる。

3.5 スラグの固体状化

Fig.10に複合吹錬(上吹き送酸量比率1/2)における [C] 濃度と溶鋼温度のグラフに吹錬中のdC/dO<sub>2</sub>の値およびスラグが固体状化した位置を記号で示す。また図中にはHiltyの式((2)式)のP<sub>co</sub>=0.92×10<sup>5</sup>Paの平衡線を示す。図よりHiltyの平衡線より高温・高炭側でdC/dO<sub>2</sub>が大きく、前述のようにスラグが固体状化するとdC/dO<sub>2</sub>は急激に低下する。スラグが固体状化する領域は高温ほど低炭側になり、各温度での固体状化開始点を結んだ線はHiltyの平衡線に相似し、Hiltyの平衡線より低温・低炭側にシフトしている。

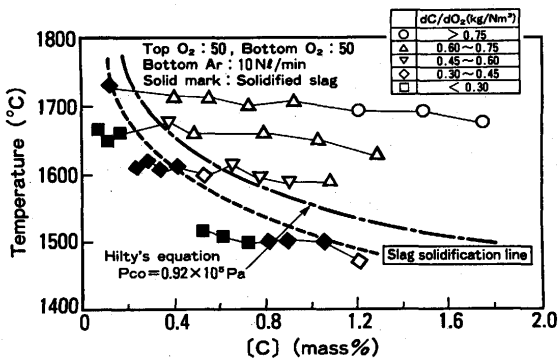


Fig. 10. Effect of temperature on dC/dO<sub>2</sub> and slag solidification by increase of Cr-oxides. (Condition ③)

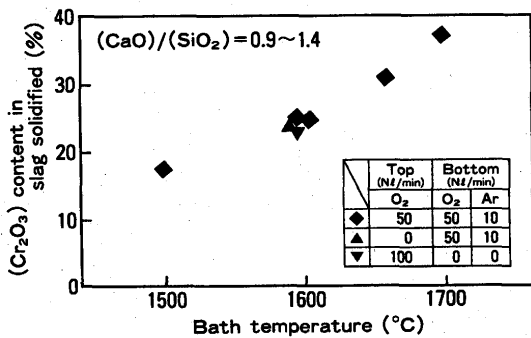


Fig. 11. Relation between bath temperature and (Cr<sub>2</sub>O<sub>3</sub>) content in slag solidified. (Condition ②, ③)

Fig.11に溶鋼温度と固体状化したスラグの(Cr<sub>2</sub>O<sub>3</sub>)濃度の関係を示す。溶鋼温度の上昇で(Cr<sub>2</sub>O<sub>3</sub>)濃度が増大しており、この関係はCaO-SiO<sub>2</sub>-Cr<sub>2</sub>O<sub>3</sub>系スラグ状態図に示されているCr<sub>2</sub>O<sub>3</sub>の溶解度より大きく、計算熱力学(Thermocalc)による計算結果<sup>13)</sup>では固相率80%以上の領域であった。スラグの固体状化は溶鋼温度での(Cr<sub>2</sub>O<sub>3</sub>)の溶解度に近似され、脱炭速度、脱炭効率の違いによる差はないと考えられる。

4. 複合吹錬の適正条件

ここでは複合吹錬の適正条件について簡単な考察を加える。なお複合吹錬の脱炭反応特性については別途<sup>14)</sup>報告する。Fig.12に全送酸速度一定(100Nl/min)で上吹き送酸量比率を変えた場合の平均dC/dO<sub>2</sub>, ΔCr/ΔC, 溶鋼攪拌力(ε)および上吹き火点温度について、底吹き送酸速度50Nl/minの底吹き単独のデータと共に示す。またFig.13にεと[C]濃度0.5mass%以上での平均dC/dO<sub>2</sub>の関係を示す。なおεは甲斐らの式<sup>15)</sup>より求め、誘導電磁攪拌力は大西らの提出した式<sup>16)</sup>を用いて計算した値が0.1kW/T以下と小さく無視した。これらの図より攪拌力の増大でdC/dO<sub>2</sub>が向上することは前

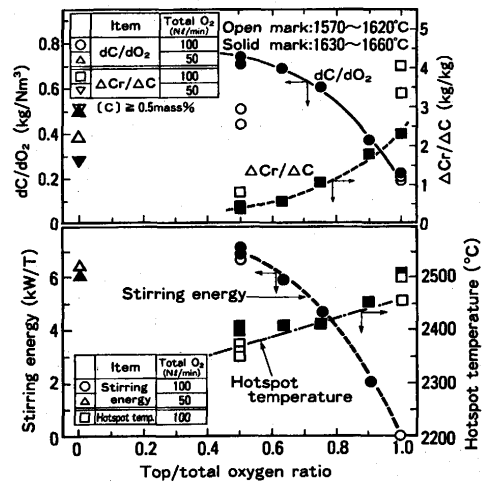


Fig. 12. Effect of top oxygen blowing ratio on dC/dO<sub>2</sub>, ΔCr/ΔC, stirring energy and hotspot temperature. (Condition ②, ③)

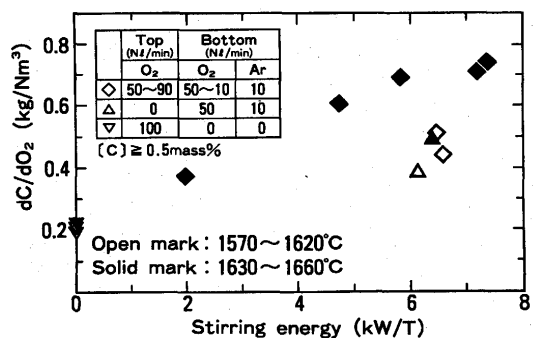


Fig. 13. Effect of stirring energy on mean value of dC/dO<sub>2</sub>. (Condition ②, ③)

述(3・1)と同様であるが、 $\xi$ が6 kW/T以上になるとdC/dO<sub>2</sub>が増大しなくなる傾向が見られる。本実験では底吹き流量は60Nl/minが限界であり、上吹き送酸量比率0.5未満の実験はできなかったが、本実験の全送酸速度一定(100Nl/min)で上底吹き酸素比率を変えた場合 $\xi$ が6 kW/T以上の上吹き送酸量比率0.5の複合吹錬でdC/dO<sub>2</sub>が最も大きく $\Delta Cr/\Delta C$ が最も小さい。

複合吹錬による脱炭反応速度は送酸速度と高温反応領域への[C]の供給速度によって決定されるが、その際火点近傍の高温領域の状態が大きく影響すると考えられる。底吹き火点も本実験の上吹き火点と同等の高温状態を示すことが報告されている<sup>17)</sup>が、火点の状況は不明確である。従来の報告<sup>9)</sup>ではAODでの脱炭反応機構として、底吹き酸素により生成した酸化物が気泡とともに上浮する過程で脱炭反応が起こると考えられており、併せて本実験での底吹き単独吹錬におけるdC/dO<sub>2</sub>の値が小さいこと、および6t上底吹き転炉<sup>18)</sup>、60tAODでの試験<sup>19)</sup>の結果を考えると、溶鋼全体の脱炭反応に対する底吹き火点部での脱炭反応の寄与は上吹き火点部に比べると小さいと考えられる。

全送酸速度一定の複合吹錬の場合、上吹き送酸量比率が大きくなれば火点温度も上昇し、(3)式の反応には有利となるが、上吹き火点近傍の高温領域への[C]の供給が不足するために全体として脱炭速度は低下する。一方、上吹き送酸量比率が小さければ上吹き火点近傍の高温領域が小さくなり、やはり全体としての脱炭速度は小さくなる。したがって、脱炭に対する適正な上吹き送酸量比率が存在し、本実験条件では0.5、あるいはそれより若干小さい値であると考えられる。6t上底吹き転炉試験<sup>18)</sup>でも同様の結果が得られた。

なお、本実験の複合吹錬での二次燃焼率(=CO<sub>2</sub>/(CO+CO<sub>2</sub>))は数%のオーダーであり、従来報告<sup>9)</sup>の25%以上に比べ小さく、また同一電源出力状態で底吹き単独と複合吹錬で溶鋼温度上昇量に差は認められなかった。したがって本実験では複合吹錬の脱炭促進要因として、二次燃焼による昇温速度の効果は小さかったと考えられる。

以上より、AOD炉において供給した酸素により効率的に高炭域の脱炭を進めるには、①溶鋼温度並びに上吹き火点温度を上昇させ ②高温の反応領域(火点部近傍)への[C]の供給に必要な底吹き攪拌力の確保、加えて ③メタル-スラグ間反応を促進させるスラグの融体化の促進などが挙げられる。しかしながら、複合吹錬における脱炭反応には攪拌による溶鋼の循環量、溶鋼温度、送酸速度と上吹き送酸量比率、火点部近傍の高温領域の状態などが複雑に絡み合っていて関係しており、これらの要因の影響を定量化することは困難であり、今後の研究を待たなければならない。特に

高温の火点領域についての研究が必要であると考えられる。

## 5. 結言

ステンレス鋼の[C]濃度0.5mass%以上の高炭域における脱炭反応への複合吹錬の効果を把握する目的で、100kg炉での吹錬実験および上吹き火点部表面の急冷サンプルのミクロ調査、ビデオによる鋼浴面の観察を行い、下記結果を得た。

(1)上吹き火点は2100°C以上の高温であり、火点部サンプル調査より、火点部では高Cr酸化物層あるいは高酸素濃度状態の溶鋼が形成されていると考えられる。

(2)複合吹錬では同一溶鋼温度で底吹き単独、上吹き単独の吹錬に比べ脱炭効率が向上する条件が存在する。この要因に底吹き攪拌と上吹き高温火点で生成した(Cr<sub>2</sub>O<sub>3</sub>)による脱炭反応の相乗効果が考えられる。

(3)同一上底吹き条件で溶鋼温度が高いほど上吹き火点温度も上昇し、脱炭効率が向上する。この要因に上吹き火点領域における(Cr<sub>2</sub>O<sub>3</sub>)による脱炭促進効果が考えられる。

最後に、本論文を作成するにあたり御指導を賜りました九州大学名誉教授川合保治先生に深く感謝致します。

## 文 献

- 1) 竹内英麿：第118・119回西山記念技術講座，日本鉄鋼協会編，(1987)，5.
- 2) 池原康允，小菅俊洋，有吉春樹：鉄と鋼，70(1984)，A37.
- 3) 大野剛正，西田祐章：鉄と鋼，63(1977)，2094.
- 4) 牛山博美，矢島忠正，北川修三：電気製鋼，52(1981)，20.
- 5) 山田桂三，東洋幸，桧山猛，西前年：鉄と鋼，68(1982)，S973.
- 6) R.Heinke, H.U.Lindenberg, W.Rubens, K.H.Schubert and H.Zoercher: Proc. Int. Oxy. Steelmak. Cong., (1987), 313.
- 7) 大谷尚史，柴田勝，朝穂隆二，浜田俊二，矢治源平，加藤嘉英：川崎製鉄技報，15(1983)2，113.
- 8) 平田浩：私信
- 9) 瀬川清：鉄冶金反応工学(改訂新版)，日刊工業新聞社，(1977)，87.
- 10) D.C.Hilty and H.P.Rassbach: JISI, 180(1955)6, 116.
- 11) 学振製鋼第19委員会：製鋼反応の推奨平衡値，(1984)
- 12) 北村信也，大河平和男，田中新：鉄と鋼，72(1986)，47.
- 13) 山田亘：私信
- 14) 中尾隆二，田中重典，森重博明，高野博範：鉄と鋼，82(1996)，273.
- 15) 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)，1946.
- 16) 大西稔泰，高木彌，若杉勇，片桐行雄，青木松秀，松本洋，小川兼広：鉄と鋼，69(1981)，A53.
- 17) 原田信男，桜谷敏和，仲村秀夫，藤井徹也，垣生泰弘：鉄と鋼，69(1983)，S1010.
- 18) 中尾隆二，田中重典，中野健，平田浩，辻野良二：材料とプロセス，5(1992)，1316.
- 19) H.Takano, H.Morishige, T.Kosuge, H.Nakashima and R.Nakao: 11th Process Technology Conference Proceedings, (1992), 37.