

複合吹錬法によるステンレス鋼高炭素濃度域の 脱炭反応特性

中尾 隆二*・田中 重典*²・高野 博範*³・森重 博明*³

Characteristics of Decarburization Reaction by Combined Oxygen Blowing
in High Carbon Range of Stainless Steel Melts

Ryuji NAKAO, Shigenori TANAKA, Hironori TAKANO and Hiroaki MORISHIGE

Synopsis : From the results of the experiments using a 100kg induction furnace and a 60ton AOD, it was found that efficiency of decarburization with the combined blowing became larger than that with the top blowing or the bottom blowing. It was suggested that the formation and reduction of (Cr_2O_3) in the hotspot with high temperature have influenced on decarburization reactions. The decarburization potential by chromium-oxide (CRP) was defined as the sum of the discrepancy $(-\Delta G)$ from decarburization reaction equilibrium by (Cr_2O_3) in hotspot and bulk of metal, and experimental results were evaluated by using CRP.

There were good correlations between efficiency of decarburization and the value of CRP in every oxygen blowing types.

The decarburization rate was controlled by the balance of oxygen blowing rate and rate of carbon supply and conditions of reaction zone, and the decarburization by combined blowing with hard top blowing was promoted by the reduction of (Cr_2O_3) in hotspot region.

Key words : AOD refining ; combined blowing ; stainless steel ; efficiency of decarburization ; hotspot condition ; (Cr_2O_3) reduction ; free energy change.

1. 緒言

100kg炉¹⁾、6 t上底吹き転炉²⁾および60tAOD炉³⁾を用いたステンレス鋼の脱炭実験で、上吹きをハードブロー側とした複合吹錬では同一溶鋼温度で上吹き単独および底吹き単独吹錬に比べ、 $[C]$ 濃度0.5mass%以上の高炭域の脱炭効率が向上する場合があることを見出した。この要因に、底吹き強攪拌下の上吹き火点の高温域で生成した (Cr_2O_3) による脱炭の促進が考えられる。

ステンレス鋼脱炭反応は一般的には $[C]$ 濃度約0.5mass%以上では酸素供給律速、 $[C]$ 濃度約0.3mass%以下では $[C]$ 移動律速とされる⁴⁾。したがって低炭域では脱炭促進に攪拌強化が重要であり、 $[Cr]$ 酸化を抑制し脱炭を促進する条件を定量的に表す指標としてBOC^{5,6)}、ISCO⁷⁾、CROI^{8,9)}が提出されている。BOCおよびISCOは基本的には酸素と $[C]$ の供給バランスを考えた量であり、CROIはさらに反応モデル^{10,11)}を考慮した量であり、これらの指標を用いて吹錬制御を行い、 Cr 酸化ロスを予測できることが報告されている。これらの指標を用いて先の高炭域の実験結果の解析を行ったが、

適用できないことがわかった。その原因はこれらの指標では温度、特に高温火点領域についての考慮が不十分なためと考えられる。

一方、溶鉄-スラグ間の反応に上吹き火点領域で生成されるエマルジョン相が重要な役割を果していることが言われてきているが、最近底吹きガスの影響を含め、改めて注目されている^{12,13)}。しかし、現状ではエマルジョンの構造についての情報が不十分で、エマルジョン相における脱炭反応の解析は困難である。そこで、100kg炉および60tAOD炉におけるデータを基にステンレス鋼の高炭域における脱炭反応について、マクロ的、熱力学的に各種吹錬法の特性を検討した結果を報告する。

2. 吹錬方法と脱炭速度、上吹き火点部の状態

2・1 解析に使用したデータ

解析に用いたデータは100kg炉での基礎実験¹⁾および60tAODでの試験³⁾の結果である。100kg炉での実験方法および実験条件の詳細は前報¹⁾に示した通りで、SUS304を対象に

平成7年7月19日受付 平成8年1月18日受理 (Received on July 19, 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)君津技術研究部 (Kimitsu R&D Lab., Nippon Steel Corp.)

* 3 新日本製鐵(株)光製鐵所 (Hikari Works, Nippon Steel Corp.)

複合吹錬では全送酸速度一定(100Nm³/min)で上吹きは酸素のみ、底吹きは酸素とAr(10Nm³/min)の混合ガスを吹込んだ実験および攪拌条件を変えるために底吹きAr流量を0から60Nm³/minまで変化させた実験を実施した。その中で、上吹き火点温度の測定および銅塊(50mm ϕ)による急冷サンプリングを行った実験について解析した。また底吹き単独実験ではスプラッシュ発生のために50Nm³/minとAr10Nm³/minの混合ガス以上に吹込み酸素量を多くすることはできなかった。

60t実機AODの吹錬条件の詳細も前報³⁾に示した通りで、本試験では全送酸速度一定で底吹き単独と複合吹錬を比較して行った。全送酸速度は[C] \geq 0.7mass%では4000Nm³/Hr, [C] = 0.7~0.5mass%では3200Nm³/Hrであり, [C] = 0.7~0.5mass%では800Nm³/HrのAr, N₂の希釈ガスを加えた。複合吹錬の上吹きは水冷ラバータイプランスを用い, [C]濃度0.5mass%以上で全送酸量の30%(1200Nm³/Hr)を希釈ガスなしで吹き付けた。また、测温およびサンプリングはAOD装入前および[C] = ~0.5mass%の時点でを行い, これらの値を用いて解析を行った。

2・2 吹錬方法と脱炭速度, 上吹き火点部の状態

Fig. 1に100kg炉における上吹き単独(底吹きAr流量0), 底吹き単独および複合吹錬(上底吹き比1/1)の場合の[C]濃度と単位送酸量当りの脱炭量dC/dO₂の関係を示す。なお底吹き単独の送酸速度は複合吹錬の底吹き送酸速度と同じである。dC/dO₂は同一送酸速度では脱炭速度の指標となるが, dC/dO₂は上吹き単独, 底吹き単独, 複合吹錬の順に大きくなり, dC/dO₂が低下する[C]濃度もこの順で低[C]側になっている。なお全般的にdC/dO₂の値が低いのは, Fig. 2に示されるように, 主に溶鋼温度が低いことによると考えられる。また図中の曲線は後述の3・3・2の解析より求めたものである。

Fig. 2には100kg炉実験の上底吹き送酸量比率と[C]濃度0.5mass%以上でのdC/dO₂の平均値の関係を示す。同一溶鋼温度レベルで上底吹き送酸量比率0.5の複合吹錬でdC/dO₂が最も大きく, 効率的に脱炭が進行している。

Fig. 3に[C]濃度と上吹き火点部の急冷サンプル断面のエマルジョン相部について画像解析より求めたCr₂O₃系酸化物(10~15Fe₂O-75~85Cr₂O₃(mass%))の面積率および火点温度の関係を示す。酸化物面積率は上吹き単独に比べ複合吹錬の方が低く, また複合吹錬では底吹き攪拌力の大きい場合の方が低い。一方, 上吹き火点温度は上吹き送酸速度が大きいほど高温になっている。

Fig. 1, 2と対比すると溶鋼温度はほぼ同一レベルであるのに, 同一[C]濃度域でdC/dO₂の大きい複合吹錬の方が酸化物面積率, 火点温度とも低い。火点部では供給された酸素により(Cr₂O₃)を生成するが, 底吹き攪拌が強い場合メタルとのエマルジョン化による火点部での脱炭反応が促進され, 酸化物面積率が低下し, 同時に反応による吸熱量の増

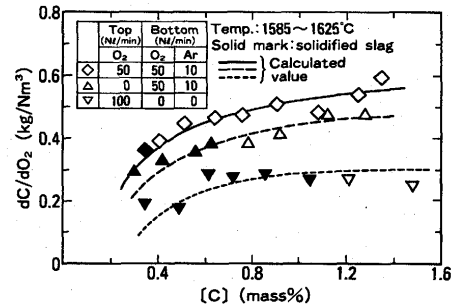


Fig. 1. Effect of oxygen blowing types on value of dC/dO₂. (100kg I.F.)

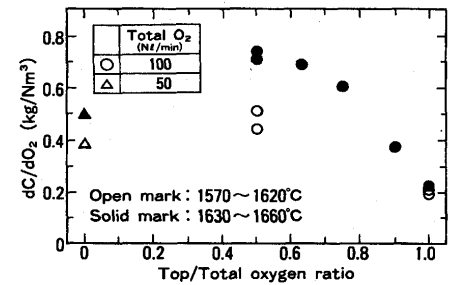


Fig. 2. Effect of top oxygen blowing ratio on mean value of dC/dO₂. (100kg I.F.)

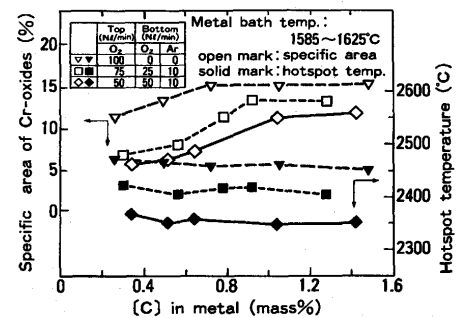


Fig. 3. Relation between [C] content and specific area of Cr-oxides, temperature in hotspot. (100kg I.F.)

加で火点温度が低下すると考えられる。

また[C]濃度の低下とともに酸化物面積率が低下している。これは[C]濃度の低下によりdC/dO₂が低下し, [Cr]酸化が進行し(Cr₂O₃)濃度が増大するために, スラッグが固体状化して溶鋼面を覆うようになり, 溶鋼への[O]の供給が阻害される影響と推定される。

なお, 底吹き火点も本実験の上吹き火点と同等の高温状態であることが報告されている¹⁴⁾が, エマルジョン形成の状況などは明らかではない。従来^{15,16)}の研究では, 底吹きO₂吹込みにより火点で生成された酸化物が気泡とともに溶鋼表面へ浮上する過程の低温状態で溶鋼中[C]と反応し脱炭が進行すると報告されている。これより溶鋼全体としての脱炭速度への底吹き火点の影響は上吹き火点より小さいと考えられる。

Fig. 4に60tAODの同一全送酸速度下での底吹き単独と複

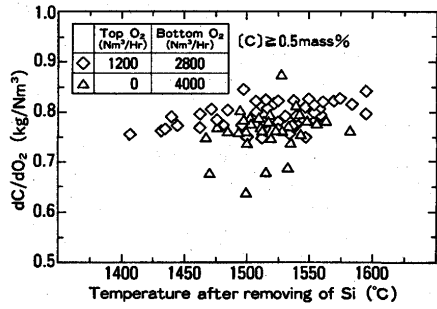


Fig. 4. Relation between temperature after removing of Si and value of dC/dO_2 . (60t AOD)

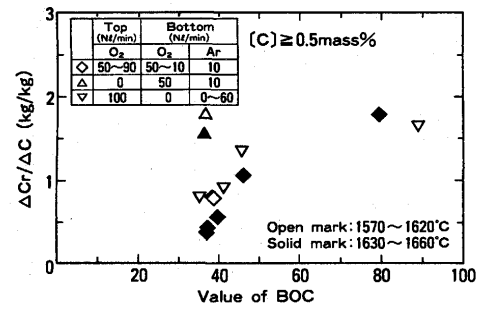


Fig. 5. Relation between value of BOC and mean value of $\Delta Cr/\Delta C$. (100kg I.F.)

合吹錬の装入温度より計算した脱炭初期の脱Si後の溶鋼温度と[C]濃度0.5mass%以上の平均 dC/dO_2 の関係を示す。底吹き単独、複合吹錬ともばらつきが大きい³⁾、いずれも溶鋼温度の上昇で dC/dO_2 が増大する傾向にあり、かつ同一溶鋼温度では底吹き攪拌が弱い複合吹錬の方が底吹き単独より dC/dO_2 が大きい傾向にある。なお底吹き単独の脱炭開始時の溶鋼温度の平均値は1527°C、[C]濃度0.5mass%で1710°Cであり、複合吹錬は開始時1519°C、[C]濃度0.5mass%で1703°Cで両者の昇温速度にほとんど差はなく、またこの時のスラグ組成、量にも差はほとんど認められなかった。

3. 吹錬方法と脱炭反応特性

3・1 複合吹錬に関する従来の脱炭指標による検討

従来より示されているBOC^{5,6)}、ISCO⁷⁾、CROI^{8,9)}は下記(1)~(3)式で表される。

$$BOC = Q_{O_2} / \{ (W/\tau) \cdot [\%C] \} \dots\dots\dots (1)$$

$$ISCO = \{ 2Q_{O_2} / (2Q_{O_2} + Q_d) \} \cdot \{ Q_{O_2} / (W/\tau) \} \dots\dots\dots (2)$$

$$CROI = \{ 2Q_{O_2} / (2Q_{O_2} + Q_d) \} \cdot \{ Q_{O_2} / (W/\tau) / [\%C] \} \dots\dots\dots (3)$$

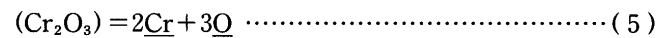
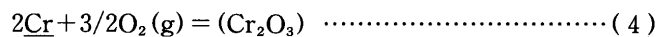
ここで、 Q_{O_2} は全酸素供給速度(Nm³/min)、 Q_d は全希釈ガス供給速度(Nm³/min)、 W は溶鋼重量(t)、 τ は均一混合時間(s)を示す。

Fig. 5に100kg炉での実験結果についてBOCと[C]濃度0.5mass%以上での単位脱炭量当りの[Cr]酸化量を表す $\Delta Cr/\Delta C$ の関係を示す。同一溶鋼温度レベルでもBOCと $\Delta Cr/\Delta C$ の間にははっきりした相関性は認められない。同様に、ISCOおよびCROIについても検討したが、これらの値と $\Delta Cr/\Delta C$ の間には相関性は認められなかった。また、60tAODの結果も同様に従来指標と $\Delta Cr/\Delta C$ の値には相関性は認められなかった。

この高炭域でBOC等の指標で評価できない理由として、BOC等は主として低炭域における脱炭反応を対象に定義された指標であること、上吹きと底吹きの酸素を同一に扱っていること、および高温の上吹き火点反応を考慮していないことによると考えられる。

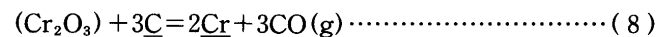
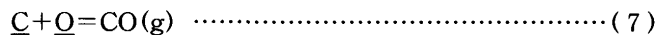
3・2 酸化クロムによる脱炭ポテンシャル(CRP)

ステンレス鋼の上吹き酸素供給火点の高温領域では供給された酸素により(4)式の反応で(Cr₂O₃)を生成し、これが攪拌によりエマルジョン相を形成し、溶鋼中の[C]と(5)、(7)式の反応で脱炭が進行すると考えられる。したがって、高[O]濃度状態にある火点領域では底吹き攪拌力の増大で(Cr₂O₃)と溶鋼との反応界面積が増大((Cr₂O₃)の分散、微粒化、エマルジョン相の拡大)し、脱炭が促進されると考えられる。これらの反応は総括的には(8)式で表され、標準自由エネルギー変化 ΔG° および自由エネルギー変化 ΔG は(9)、(10)式で表される¹⁷⁾。



$$\Delta G^\circ_s = -RT \ln(a_{Cr}^2 a_c^3 / a_{Cr_2O_3})$$

$$= 843.1 - 0.372T \text{ (kJ/mol)} \dots\dots\dots (6)$$



$$\Delta G^\circ = 776.5 - 0.487T \text{ (kJ/mol)} \dots\dots\dots (9)$$

$$\Delta G = \Delta G^\circ + RT \ln(a_{Cr}^2 P_{CO}^3 / a_{Cr_2O_3} a_c^3) \dots\dots\dots (10)$$

ここで、 T は温度(K)、 R は気体定数(kJ/mol・K)、 a_{Cr} は[Cr]の活量、 a_c は[C]の活量、 P_{CO} はCO分圧、 $a_{Cr_2O_3}$ は(Cr₂O₃)の活量を示す。なお前述のように底吹き酸素による脱炭反応についても基本的には(4)、(5)、(7)式で表される反応と見なされる。

上吹き火点領域での反応速度の解析には酸化粒子とメタル間反応、およびCO気泡発生の反応を考えなければならないが、そのためには粒子サイズの分布、数、表面積などに関する情報が必要である。しかしながら、現状ではそのような取扱いをすることは困難であるのでマクロ的、熱力学的立場から検討を試みた。すなわち、脱炭反応を(8)式で考え、平衡からのずれの指標である $[-\Delta G]$ を酸化クロムによる脱炭ポテンシャルCRP(Decarburization Potential by Chromium-oxide)として dC/dO_2 との関係を調べた。

$$CRP = [-\Delta G] \dots\dots\dots (11)$$

CRPは温度および攪拌の影響が含まれた状態量であるが、

ここでは反応の駆動力と見なした。

3.3 吹錬方法とCRPの関係

3.3.1 溶鋼本体だけに着目した場合

上吹き火点領域の反応の効果が溶鋼本体に反映されていると考えて、まず溶鋼本体を対象に $CRP_1 = [-\Delta G]_{bulk}$ として検討した。Fig. 6にはFig. 1と同じデータについて吹錬の進行に伴う CRP_1 と dC/dO_2 の関係、Fig. 7には種々の吹錬実験結果について求めた[C]濃度0.5mass%以上での各サンプリング点での値を平均した CRP_1 と dC/dO_2 の関係を示す。なお CRP_1 の計算は a_c, a_{Cr} には溶鋼bulk組成を用いて求め、 T は溶鋼bulk温度を用い、 a_{Cr2O3} は1とし、 P_{CO} は吹込みガスの組成より O_2 は全て脱炭に使用されるとして求めた値を用いた。

Fig. 6より各吹錬法毎に CRP_1 と dC/dO_2 の直線関係が得られ、Fig. 7ではばらつきはあるものの、 CRP_1 の増大とともに dC/dO_2 が増大する傾向が見られる。但し、吹錬法の差は明瞭ではない。 dC/dO_2 は溶鋼本体の平衡からのずれの大きさに大きく影響されるが、吹錬法が違う場合を相互に比較するには火点での反応を考慮する必要があると考えられる。なお、 CRP_1 が負の値になった場合もあるが、これは反応を溶鋼本体のみに着目した結果であり、底吹き火点と上吹き火点での脱炭が加味されていないこと、低炭域になると実際の P_{CO} は小さくなることが考慮されていないためであると考えられる。

3.3.2 溶鋼本体と火点領域を分けた場合

次に、上吹き火点のもつ平衡からのずれ($CRP_{hotspot}$)と底

吹き酸素による反応も含めた溶鋼本体のもつ平衡からのずれ(CRP_{bulk})の和を系全体のポテンシャル CRP_2 と考えた。

$$CRP_2 \equiv \alpha \cdot CRP_{hotspot} + \beta \cdot CRP_{bulk} \\ = \alpha \cdot [-\Delta G]_{hotspot} + \beta \cdot [-\Delta G]_{bulk} \dots \dots \dots (12)$$

ここで、 α, β は系全体のポテンシャルに対する、それぞれ上吹き火点部と溶鋼本体の寄与率を表す。

(12)式の $CRP_{hotspot}$ の計算には溶鋼中の[C], [Cr]の活量に影響する[O]濃度の値が必要であるが、ここでは(5)式の平衡が成り立つとして、(6)式に火点温度を入れて[O]濃度を算出した。また溶鋼中のその他の成分は溶鋼bulk組成を用いて a_c, a_{Cr} の計算を行い、 P_{CO} は吹込み O_2 が全て反応しCOになるとした計算値、 a_{Cr2O3} は1とした。また活量は「製鋼反応の推奨平衡値」¹⁷⁾の相互作用助係数値を用いて算出し、 $e_{Cr^o}, e_o^o, e_o^{Cr}$ は温度の影響を考慮(1/Tに比例)した値を用いた。なお a_c は溶鋼bulkに比べ小さい値になる。また CRP_2 に対する火点部と溶鋼本体の寄与率 α, β には酸化物の生成源である上吹きと底吹きの送酸速度比率とした。すなわち、酸素の供給が上吹き単独の場合では $\alpha=1, \beta=0$ 、底吹き単独では $\alpha=0, \beta=1$ 、上底吹き比1/1の複合吹錬では $\alpha=0.5, \beta=0.5$ とした。このようにして算出した CRP_2 の値は使用した数値などに検討の余地はあるが、平衡状態からのずれを反映する値であると考えられる。

Fig. 8にFig. 1に示した吹錬の進行にともなう dC/dO_2 の推移より求めた CRP_2 と dC/dO_2 の関係を示し、Fig. 9には種々の吹錬実験結果について求めた[C]濃度0.5mass%以上

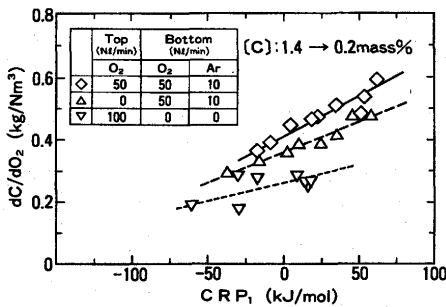


Fig. 6. Relation between CRP_1 and value of dC/dO_2 . (100kg I.F.)

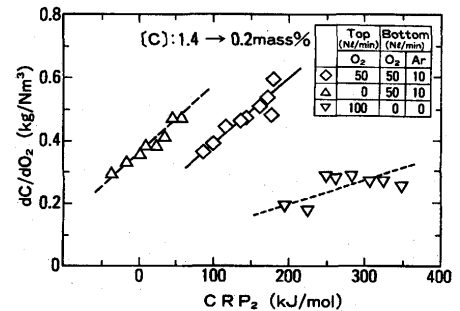


Fig. 8. Relation between CRP_2 and value of dC/dO_2 . (100kg I.F.)

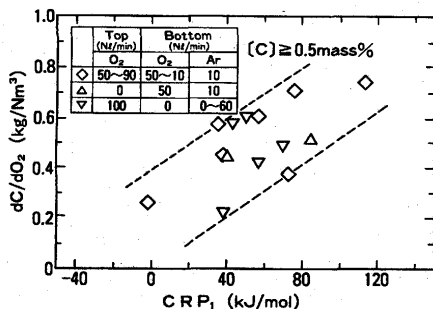


Fig. 7. Relation between mean value of CRP_1 and mean value of dC/dO_2 . (100kg I.F.)

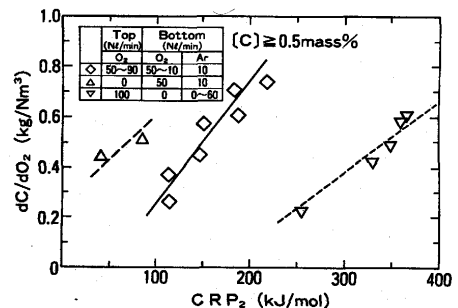


Fig. 9. Relation between mean value of CRP_2 and mean value of dC/dO_2 . (100kg I.F.)

での各サンプリング点での値を平均したCRP₂とdC/dO₂の関係を示す。なお図中の複合吹錬の直線は最小二乗法で求めたCRP₂とdC/dO₂の関係を示す。底吹き単独についてデータは少ないが、複合吹錬および底吹きAr攪拌を含めた酸素上吹き単独吹錬の3つに分かれ、それぞれがCRP₂とdC/dO₂との間に良好な直線関係があり、その位置関係の相違が各吹錬法の相違、すなわち上吹き火点および底吹き火点の有無を反映していると考えられる。またFig. 9の複合吹錬の場合、溶鋼温度、上底吹き比率が相違するにもかかわらず、同一直線で表された点が注目される。

前述のFig. 1の曲線はFig. 8の直線の関係に基づいて計算した曲線である。その場合、溶鋼温度1600°C、初期組成を0.1Si-0.4Mn-18Cr-8Ni(mass%)とし、火点温度はFig. 3より複合吹錬では2350°C、上吹き単独吹錬では2450°Cとして、[C]濃度の変化に対するdC/dO₂の変化を求めた。図より計算値は良く実測値を表している。

Fig. 8, 9で各吹錬法毎に分かれる理由は以下のように考えられる。底吹き単独では攪拌が強く平衡に近い条件(CRP₂が小さい)で脱炭が進行している。dC/dO₂が複合吹錬の上底吹き比1/1の場合(Fig. 8)より小さいのは、上吹き火点領域が存在せず高温領域の反応界面積が小さいためと考えられる。また酸素を上吹きのみから供給した場合は底吹きの反応域(火点)がないこと、および底吹き酸素によるCO発生が少なく攪拌力が弱く、上吹き火点での平衡からのずれの大きい状態で脱炭が起こっていると考えられる。複合吹錬のCRP₂は両者の中間であり、一定送酸速度の場合上底吹き酸素比率等によりその値が変化するが、 α , β を先の仮定で用いたことでCRP₂とdC/dO₂の関係は近似的に1つの直線で表された。

以上のように、CRP₂により各吹錬法の特徴が図示された。CRP₂は直接的には操業の指標になり得ないが、脱炭速度は酸素の供給速度と反応領域への[C]の供給速度、反応領域の状態(エマルジョン相の状態)のバランスに支配されると考えられるので、上底吹きにより酸素を供給する複合吹錬では最適の吹錬法が存在することが示唆される。また同一吹錬法では平衡からのずれの大きい条件下で脱炭が促進されることがわかる。

4. 実機AODにおける複合吹錬の解析

4.1 CRPとdC/dO₂の関係

Fig.10にFig. 4の結果について脱炭開始時と[C]濃度0.5 mass%での条件で算出した平均CRP₂と平均dC/dO₂の関係を示す。なおAOD複合吹錬は一定の吹錬条件であり、また現状では火点温度が測定できていないことから、100kg炉実験の複合吹錬の上吹き比率と火点温度の関係(Fig. 3)より、AODでは上吹き比率が0.3と小さいことを考慮して火点温度を溶鋼温度+600°Cと推定して、火点部[O]濃度およびCRP₂

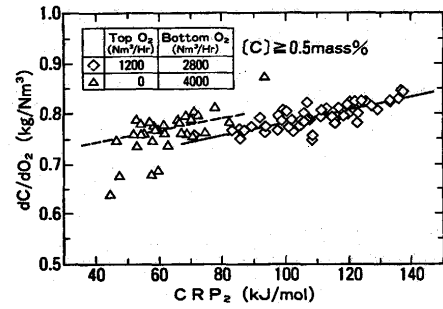


Fig. 10. Relation between CRP₂ and value of dC/dO₂. (60t AOD)

を算出した。

図より100kg炉の結果と同様に、CRP₂とdC/dO₂の関係は底吹き単独と複合吹錬に分かれ、吹錬法の特徴の差が明らかであり、それぞれCRP₂が大きいほどdC/dO₂が大きい相関性が認められる。またFig. 4に比べ、ばらつきが小さい。これより、実機AODで上吹き火点での反応の進行によりCRP₂の大きい複合吹錬の方が底吹き単独よりも脱炭速度を大きくできることがわかる。

4.2 上底吹き酸素比率の適正值の推定

脱炭速度は酸素の供給速度、反応領域への[C]の供給速度、反応領域の状態のバランスに支配されているとの考えに基づき、複合吹錬の適正な上底吹き酸素比率について概算の推定を行った。

佐野ら¹⁸⁾の研究より、溶鋼の循環流量q(kg/min)については(13)式、また均一混合時間 τ (sec)については(14)式が得られており、底吹き攪拌動力 $\dot{\epsilon}$ (kW/T)については甲斐ら⁵⁾の研究より(15)式が示されている。

$$q = 60 \ln(100/i) \cdot W / \tau \quad \dots\dots\dots (13)$$

$$\tau = 100 [(D^2/H_0) / \dot{\epsilon}]^{0.337} \quad \dots\dots\dots (14)$$

$$\dot{\epsilon} = \frac{6.18 Q_B T_L}{W/1000} \left[\ln \left(\frac{P + \rho H_0}{P} \right) + \left(1 - \frac{T_g}{T_1} \right) \right] \quad \dots\dots\dots (15)$$

ここで、iは均一混合時間を決定する場合のトレーサー濃度の範囲を示す値(%)であり、Wは溶鋼量(kg)、Dは浴径(m)、H₀は浴深(m)、Q_Bは底吹きガス流量(Nm³/min)、T_Lは溶鋼温度(K)、T_gは吹込みガス温度(K)、Pは大気圧(kg/m²)、 ρ は溶鋼密度(kg/m³)である。

(13)~(15)式より底吹き流量に対応した溶鋼循環流量が求められ、[C]の循環量も求められる。この中で底吹き酸素によって除去されず残った[C]のみが上吹き火点部に供給されるとすると、火点部に供給される[C]量q_c(kg/min)は(16)式で求められる。なお底吹きは酸素のみ、底吹きのdC/dO₂を γ (kg/Nm³)として、底吹き酸素による脱炭は単位時間に溶鋼全体が均一に進行すると仮定する。

$$q_c = q([\%C]/100 - \gamma Q_B/W) \quad \dots\dots\dots (16)$$

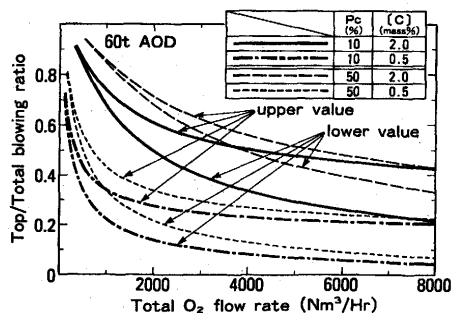


Fig. 11. Relation between total oxygen flow rate and calculated top oxygen ratio.

この供給される[C]量に見合う酸素量を上吹きより供給するとし、上吹き酸素の二次燃焼率をPc(%)とすると、[C]12kgに対してO2が11.2Nm3が必要であることから上吹き必要酸素流量QT(Nm3/min)は(17)式となる。

$$Q_T = 11.2/12 \cdot q_C / (1 - P_C/100) \dots\dots\dots (17)$$

(17)式のQTを下限の酸素流量とし、100kg炉実験結果より含(Cr2O3)スラグが固体状化しない範囲では脱炭が効率的に進むことから、スラグが固体状化しない範囲で上吹き酸素を過剰に加え、この量を上限の上吹き酸素流量QT'(Nm3/min)とすると、(18)式が得られる。

$$Q_T' = Q_T + \frac{W_s (\%Cr_2O_3)_s}{100t} \cdot \frac{M_{Cr_2O_3-O}}{M_{Cr_2O_3}} \cdot \frac{22.4}{M_{O_2}} \dots\dots\dots (18)$$

ここで、Wsはスラグ量(kg)、(%Cr2O3)sは固体状化するスラグの(Cr2O3)濃度(mass%)、Mcr2o3-oはCr2O3中のO量、Mcr2o3、Mo2はCr2O3、O2の分子量を示し、tは脱炭時間(min)を示す。

これらの式より下限および上限の上吹き酸素比率が求められる。計算では60tAODでの脱炭を考えて、i=1%、D=3.5、H0=1.5、TL=1873、Tg=298、W=60000、Ws=1500、γ=0.75とし、(%Cr2O3)sは100kg炉の実験結果より25mass%とし、tは[C]濃度2.0から0.5mass%までの脱炭時間として、Pc=10と50%での[C]濃度2.0と0.5mass%における適正な上吹き酸素比率を求めた。計算結果をFig.11に示す。図よりPcの値が変化しても適正な上吹き酸素比率は総供給酸素量の増大および[C]濃度の低下にともない低下することがわかり、このような条件で効率的な複合吹錬が達成されることが考えられる。なお実機AOD試験データで示した総送酸素量4000Nm3/Hrでの上吹き酸素比率0.3は本解析でのPc=10%での[C]濃度2.0mass%と0.5mass%での結果の中間にあると考えられる。

本解析では二次燃焼に消費される酸素量を設定して計算したが、実際にはこの量は上吹きランスと溶鋼間の距離、

溶鋼面への衝突時の流速、衝突する面積等に影響される。今後この点を明確にしていくこと等が課題である。

5. 結言

100kg炉実験および60tAOD試験で、同一送酸速度下で上吹き単独、底吹き単独に比べ複合吹錬の方が[C]濃度0.5mass%以上での脱炭効率が向上することを確認した。この要因に上吹き火点部での(Cr2O3)の生成・還元(脱炭反応)の影響が考えられる。そこで、溶鋼本体および火点部での(Cr2O3)+3C=2Cr+3CO(g)の反応の平衡からのずれ[-ΔG]の和をCRPと定義して実験結果を整理し、下記結果を得た。

(1)100kg炉実験および60tAOD試験結果とも各吹錬法毎にCRPが大きくなればdC/dO2が大きくなる相関性が得られ、吹錬法毎の特性が表された。

(2)複合吹錬は底吹き強撈拌下での高温の上吹き火点部での反応の進行により、CRPが大きくなり脱炭が促進されると考えられる。

(3)脱炭速度は酸素の供給速度、反応領域への[C]の供給速度、反応領域の状態のバランスに支配されると考えられ、これを基に適正な上底吹き酸素比率を推定した。

最後に、本論文の作成にあたり、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) 中尾隆二, 田中重典, 森重博明, 高野博範: 鉄と鋼, 82(1996), 267.
- 2) 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.
- 3) H.Takano, H.Morishige, T.Kosuge, H.Nakashima and R.Nakao: 11th Process Technology Conference Proceedings, (1992), 37.
- 4) 岩岡昭二, 大谷尚志, 垣内博之, 江島彬夫, 小口征夫, 矢野修也: 鉄と鋼, 63(1977), A1.
- 5) 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.
- 6) 北村信也, 大河平和男, 田中 新: 鉄と鋼, 72(1986), 47.
- 7) 中西恭二, 加藤嘉英, 鈴木健一郎, 香月淳一: 鉄と鋼, 64(1978), S169.
- 8) 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.
- 9) 岸本康夫, 加藤嘉英, 桜谷敏和, 藤井徹也: 材料とプロセス, 3(1990), 1204.
- 10) 浅井滋生, 鞭 巖, 謝 裕生, 渡辺吉夫: 鉄と鋼, 69(1983), 596.
- 11) 岸本康夫, 加藤嘉英, 桜谷敏和, 藤井徹也: 鉄と鋼, 75(1989), 1301.
- 12) Q.L.He and N.Standish: ISIJ International, 30(1990), 356.
- 13) S.C.Koria and K.W.Lange: Ironmaking Steelmaking, 13(1986), 236.
- 14) 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.
- 15) 大野剛正, 西田祚章: 鉄と鋼, 63(1977), 2094.
- 16) R.J.Fruehan: Ironmaking Steelmaking, 3(1976), 153.
- 17) 学振製鋼第19委員会: 製鋼反応の推奨平衡値, (1984)
- 18) 佐野正道, 森 一美: 鉄と鋼, 68(1982), 2451.