

減圧下における極低炭素濃度域での 脱炭反応速度に及ぼす各反応サイトの寄与

桐原 理*・加藤 嘉英*・藤井 徹也*

Effect of Reaction Sites on Decarburization Rate in the Range of
Ultra Low Carbon Concentration under Reduced Pressure

Tadasu KIRIHARA, Yoshiei KATO and Tetsuya FUJII

Synopsis : Theoretical and experimental studies were carried out to quantitatively understand the effect of reaction sites on the decarburization rate of ultra low carbon steel.

The decarburization rate was studied in a 30kg vacuum induction furnace by varying the areas of three reaction sites such as bath surface, steel melt–crucible interface and inner part of molten steel.

With the oxygen content of 400ppm, the ratio of the decarburization rate at the bath surface to the overall one is largest for $[C] \leq 27$ ppm, whereas the largest is that of the inner part of molten steel for $[C] \geq 27$ ppm.

The fluiddynamic calculation of the flow pattern of CO bubbles nucleated inside the molten steel of RH vacuum vessel made clear that a part of CO bubbles near the down–leg was sucked into the ladle and dissolved into the steel melt without decarburization. The effect of each reaction site on decarburization rate in RH was calculated to be the same tendency as that in the 30kg induction furnace.

Key words : secondary steelmaking ; RH degasser ; decarburization ; ultra low carbon steel ; fluid flow.

1. 緒言

RH真空脱ガス法(以後RHと略記する)は極低炭素鋼溶製の主流プロセスを占めているが、 $[C] < 30$ ppmの極低炭素濃度領域において脱炭速度の急激な低下が生じることが知られており、この領域での脱炭促進法の開発が極めて重要である^{1)~7)}。

極低炭素濃度域での脱炭速度を向上させるには、各反応サイトの寄与を把握する必要がある。しかし、従来の研究例は極低炭素領域での脱炭反応サイトとして浴表面部や浴内部、炉壁と浴の界面などの一部を考慮しているものの、それらの定量的な寄与については必ずしも統一的な見解が示されているとは言えない²⁾⁵⁾⁸⁾⁹⁾。RHを用いた極低炭素鋼の溶製では、脱炭が起こる真空槽内の溶鋼流速が大きいため、溶鋼中で発生したCO気泡が浮上せず溶鋼流動と共に逆に溶鋼内へ侵入し再溶解する可能性があるため、実際の脱炭反応速度や反応サイトを検討する際には溶鋼流動とそその中の気泡の挙動を把握する必要がある。

そこで、本研究では小型溶解炉での真空脱炭実験、RH真空槽内の溶鋼流動と発生するCO気泡の挙動に関する数値解析を行うことによって、脱炭速度に及ぼす反応サイトの寄与を考察した。なお、RH真空槽内の自由表面形状は独自のアルゴリズムを用いて計算した。

2. 実験方法

2・1 小型溶解炉による真空脱炭実験

実験は30kg真空誘導溶解炉で以下のように行った。炭素濃度が28ppmの電解鉄をマグネシアるつぼを用い、 1.01×10^5 Paのアルゴン雰囲気中で溶解した後、銑鉄を加え炭素濃度を調整する。酸素プローブで溶存酸素濃度を測定し、酸素濃度が高い場合はさらに銑鉄を、低い場合は酸化鉄を加え、酸素濃度がほぼ400ppmになったところでサンプリングを行い、減圧開始時を実験開始時間とした。初期炭素、硫黄濃度はそれぞれ200~300、約2 ppmである。実験は温度1600°C、圧力133Paの条件で行った。なお、減圧開始後、133Paに到達するのに約2分要した。

実験条件をTable 1に示す。溶鋼量は10~30kg、るつぼの直径は、0.18m、0.10mの2種類であるが、るつぼと同じ材質のマグネシアのリング(厚み0.015m、幅0.1m、内径0.15

Table 1. Experimental conditions.

mass (kg)	inner diameter of crucible (m)	A/V (m ⁻¹)	bath depth (m)
30	0.18	5.94	0.168
20	0.18	8.91	0.112
10	0.10	5.50	0.182
30	0.15	4.12	0.185

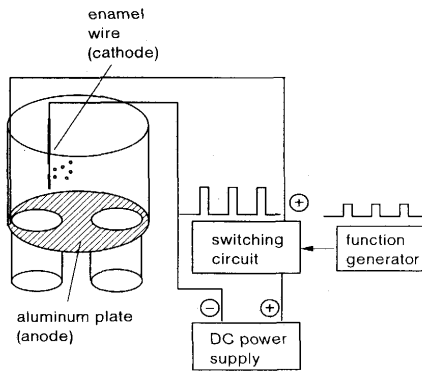


Fig. 1. Experimental setup for H₂ bubble generation.

m)を浴表面相当位置に設置して、浴表面部分の直径のみを0.15mとし、他は0.18mとしたマグネシアつぼも用いた。サンプリングは、直径0.016または0.008mの石英管を用いて通常5分間隔で行った。炭素分析はブロック燃焼法によった。

2・2 水モデルによる気泡挙動のシミュレーション実験

真空槽内で発生したCO気泡の溶鋼中での挙動を解析するために、水の電気分解で生じる水素気泡を真空槽内で発生させ、その動きを追跡した。実験に用いた水モデル装置は水島製鉄所のNo. 2 RHの(1/5)縮尺相当の下部槽(内径0.45m)で環流ガスの代わりに渦巻ポンプによって水を強制的に環流させた。上昇、下降管径は両方とも0.12m、浴深は0.05mで、水の流量を230l/minとした。

水素発生装置¹⁰⁾としてFig. 1のように陰極には気泡発生位置の皮膜を削った直径3×10⁻⁴mのエナメル線、陽極にはアルミ板を用いた。電流の印加は直流電流をファンクションジェネレータの信号でスイッチングして行った。電気抵抗を小さくするため水中に硫酸ナトリウムを1~2 kg/m³となるように添加した。印加電流は0.5~1.0Aとし、気泡径は電流、スイッチングパルスの時間により制御した。

3. 理論解析

3・1 自由表面を考慮した真空槽内溶鋼流動

RHの真空槽内の溶鋼中に懸濁するCOガス気泡の挙動を明らかとするために、真空槽内の溶鋼流動とこの流動場でのCOガス気泡の動きをシミュレートする数式モデルを作成した。

溶鋼の流れは非圧縮性流体として取り扱うことができるので、連続の式と運動量保存の式はそれぞれ(1)、(2)式となる。

$$(\nabla \cdot \mathbf{u}) = 0 \quad \dots\dots\dots (1)$$

$$\rho_f (\nabla \cdot \mathbf{u}\mathbf{u}) = \nabla \cdot (\mu_{eff} \nabla \mathbf{u}) - \nabla P \quad \dots\dots\dots (2)$$

$$\mu_{eff} = \mu_e + \mu_t \quad \dots\dots\dots (3)$$

ここで、 \mathbf{u} は速度ベクトル(m/sec)、 ρ_f は溶鋼密度(kg/m³)、

P は圧力(Pa)、 μ_{eff} 、 μ_e 、 μ_t はそれぞれ有効粘性係数、分子粘性係数、乱流粘性係数(kg・m⁻¹・s⁻¹)である。流動計算は汎用ソフトのフェニックスを用い円筒系座標で行ったが、対称性を考慮して半円筒形についてのみの計算とした。 r 、 θ 方向のメッシュ数は水モデルの場合それぞれ13、19、実機の場合それぞれ12、19とした。 Z 方向は条件により22~38に変えた。計算に用いた溶鋼の物性値 ρ_f 、 μ_e はそれぞれ7000kg/m³、7×10⁻³kg・m⁻¹・s⁻¹、水の場合はそれぞれ1000kg/m³、1×10⁻³kg・m⁻¹・s⁻¹である。

真空槽内の溶鋼表面は上昇管からの流れによって大きく盛り上がる。汎用ソフトのフェニックスでは通常このような自由表面問題は取り扱えないので、まず表面を平面として流動計算を行い、続いて表面部分の圧力がどの部分でも一定となるまで自由表面形状を修正して計算を繰り返すという方法を用いた。

3・2 真空槽内で発生した溶鋼中CO気泡挙動

3・1で求めることのできる流動場と(4)式で表される気泡の運動方程式を用いCO気泡の挙動を計算する¹¹⁾。

$$V_p (\rho_p + \rho_f / 2) (dv/dt) = 8 \rho_f d^2 C_D | \mathbf{u} - \mathbf{v} | (\mathbf{u} - \mathbf{v}) / \pi + V_p (\rho_f - \rho_p) \mathbf{g} \quad \dots\dots\dots (4)$$

ここで、 V_p は気泡体積(m³)、 ρ_p 、 ρ_f はそれぞれ気泡、溶鋼密度(kg/m³)、 d は気泡径(m)、 \mathbf{v} 、 \mathbf{u} はそれぞれ気泡、溶鋼の速度ベクトル(m/s)、 C_D は抵抗係数(-)、 \mathbf{g} は重力加速度ベクトル(m/s²)、 t は時間(s)である。また、抵抗係数、 C_D は、粒子と流体の相対速度で定義されるRe数、

$$Re = | \mathbf{u} - \mathbf{v} | d / \nu \quad \dots\dots\dots (5)$$

を用いて次式で計算できる¹¹⁾。なお ν は溶鋼の動粘性係数(m²/s)である。

$$C_D = 24 / Re \quad Re \leq 2 \quad \dots\dots\dots (6)$$

$$C_D = 10 / Re^{0.5} \quad 2 < Re \leq 500 \quad \dots\dots\dots (7)$$

$$C_D = 0.44 \quad 500 < Re \quad \dots\dots\dots (8)$$

発生した気泡は溶鋼内を運動中に反応せず、静圧でのみ気泡径が変化すると仮定して挙動を解析した。また溶鋼中で気泡の発生する領域と初期気泡径の関係は次式で表される²⁾。

$$x \leq (K [\%C] [\%O] - P_v - 2 \sigma / r) / (\rho_f g) \quad \dots\dots\dots (9)$$

ここで、 x は溶鋼表面から気泡中心までの距離(m)、 r は気泡半径(m)、 K はCO生成反応の平衡定数、 $[\%C]$ 、 $[\%O]$ はそれぞれ溶鋼中の炭素、酸素濃度(%)、 P_v は真空槽内圧力(Pa)、 σ は溶鋼表面張力(N/m)である。計算に用いた各点での初期気泡径は(9)式で等号が成り立つ条件、すなわち最小気泡径とした。

(4)式の数値計算は、Runge-Kutta-Gill法を用い気泡が浴表面か、または浸漬管に達したところで終了させた。計算の時間刻み幅は、10⁻³secとした。

4. 結果と考察

4.1 小型溶解炉による脱炭実験

4.1.1 脱炭速度に及ぼす要因の影響

実験中溶鋼表面を観察すると、 $[C] \geq 50\text{ppm}$ では溶鋼内部からもCO気泡が発生していたが、それ以降は目視で確認できなかった。基準条件を内径0.18mのるつぼで溶鋼量30kgとし、溶鋼量、るつぼ内径、浴表面積を変化させた場合の脱炭曲線をFig. 2に、脱炭速度定数 K (min^{-1})と炭素濃度との関係をFig. 3に示す。 K は次式が成り立つとして2点間のサンプリングデータから求めた。

$$-d[C]/dt = K([C] - [C]_e) \quad \dots\dots\dots (10)$$

$$K = ak/V \quad \dots\dots\dots (11)$$

ここで、 $[C]$ は溶鋼の炭素濃度(%), $[C]_e$ は炉内CO分圧 P_{CO} と平衡する炭素濃度(%), a は反応界面積(m^2), k は反応界面積を分離した見かけの脱炭速度定数(m/min), V は溶鋼体積(m^3)である。 $[C]_e$ は、 $P_{CO} = 133\text{Pa}$ で $[O] = 400\text{ppm}$ の時、 0.8ppm と小さいので無視した。Fig. 2からわかるように炭素濃度が 40ppm 以上ではグラフの上で直線的に減少しているが、それ以下では脱炭速度が徐々に小さくなっている。酸素濃度は岸本ら⁹⁾と同様脱炭期間中ほとんど変わらず約 400ppm であった。Fig. 2, 3の○と△のプロットからわかるように、るつぼ内径を同一として溶鋼量のみを変えた場合、溶鋼量の少ない20kgのほうが脱炭速度が大きい。これは(11)式からわかるように同一炭素濃度値において a , k は同一であるものの V が減少したためである。

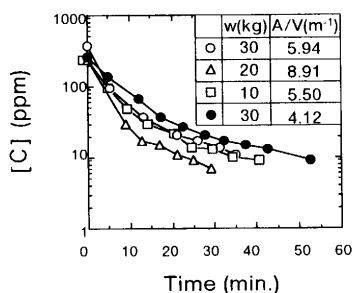


Fig. 2. Influences of mass of molten steel and cross-sectional area of crucible on change of carbon content with time.

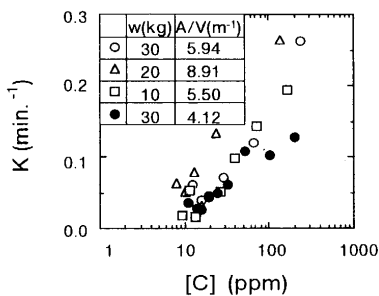


Fig. 3. Relation between apparent rate constant for decarburization and carbon content.

また、○と□のプロットは、Table 1からわかるように溶鋼の浴深がほぼ同じであるるつぼ内径、溶鋼量を変えた条件だが、脱炭曲線、脱炭速度定数ともほとんど等しい。これは(11)式で示されるように、反応界面積 a をるつぼ断面積とすると (a/V) がほぼ同じためである。

さらに、浴表面部にリングを入れ表面積を30%減じた場合の●のプロットを、基準条件の○と比較すれば、浴表面の小さい方が脱炭速度が小さいことがわかる。これは(11)式の a が減少するためである。

以上をまとめると、脱炭速度は溶鋼量が少ないほど、るつぼ断面積が大きいほど大きくなることがわかる。しかし、Fig. 2, 3からのみでは脱炭速度に及ぼす各反応サイトの影響は明らかではない。

4.1.2 脱炭反応モデルの作成

複数の脱炭反応サイトのそれぞれの寄与を明らかにするためにモデル化を行った。主な仮定を以下に示す。

(1) 脱炭反応はFig. 4に示すように、鋼浴表面、るつぼ-溶鋼界面、溶鋼内部の3サイトで進むとする。

(2) 脱炭反応は、溶鋼静圧で決まる平衡炭素濃度、 $[C]_e$ より大きな炭素濃度となる地点のみで起こる。

(3) るつぼ-溶鋼界面および溶鋼内部での反応の駆動力 $([C] - [C]_e)$ は $[C]_e$ が P_{CO} , すなわち静圧で決まるので浴深の関数となるが、平均値として(12)式のように近似する。

$$([C] - [C]_e) = 1/2 \times [C] \quad \dots\dots\dots (12)$$

さらに、溶鋼表面の反応界面積は実験中の目視観察から $[C] \leq 100\text{ppm}$ で溶鋼表面がほぼ平滑だったので浴表面積 a_A に等しいとおく。るつぼ-溶鋼界面のそれは溶鋼表面から平衡論的に脱炭の生じる深さ h までの領域のるつぼ側面積 a_B に比例するとする。上記2反応サイトを除いた溶鋼内部で生じる脱炭反応の反応界面積は深さ h までの溶鋼体積 $a_C h$ に比例するとする。また(12)式の係数(1/2)は見かけ上脱炭速度定数にかかるとして計算を行った。

鋼浴表面、るつぼ-溶鋼界面、溶鋼内部の各反応サイトに起因する脱炭反応速度定数をそれぞれ K_1, K_2, K_3 (sec^{-1})とすれば以下のようなになる。

$$-d[C]/dt = K([C] - [C]_e) = K_1[C] + 1/2 \times K_2[C] + 1/2 \times K_3[C] \quad \dots\dots\dots (13)$$

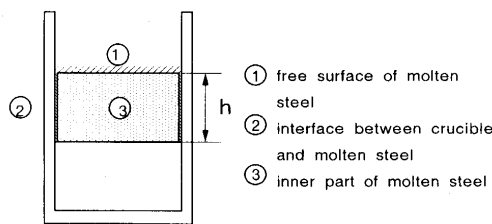


Fig. 4. Schematic representation of decarburization reaction sites.

$$K = K_1 + 1/2 \times K_2 + 1/2 \times K_3 \dots\dots\dots (14)$$

$$KV = ak = (ak)_1 + 1/2 \times (ak)_2 + 1/2 \times (ak)_3 \dots\dots\dots (15)$$

$$K_1V = (ak)_1 = a_A k_1 = (\pi/4) d^2 k_1 \dots\dots\dots (16)$$

$$K_2V = (ak)_2 = a_s k_2 = \pi dh k_2 \dots\dots\dots (17)$$

$$K_3V = (ak)_3 = a_A h k_3 = (\pi/4) d^2 h k_3 \dots\dots\dots (18)$$

ここで、dはるつぼ内径(m)、hはP_{co}=133Paで脱炭反応が起こりうる深さ(m)で次式のようなである。

$$h = ([\%C][\%O] \times 10 \times (1160/T + 2.003) - 1/760) \times 1.013 \times 10^5 / 9.8/7000 \dots\dots\dots (19)$$

また、a_Aは浴表面積(m²)、a_sは溶鋼表面から深さhまでのるつぼの側面積(m²)である。(11)式のaは鋼浴表面(a_A)、るつぼ-溶鋼界面(a_s)、溶鋼内部(a_Ahに比例)の反応界面積の和である。

k₁は鋼浴表面の反応界面積をa_Aとして分離した鋼浴表面での見かけの脱炭速度定数(m/sec)、k₂はるつぼ-溶鋼界面積をa_sとして分離したるつぼ-溶鋼界面での見かけの脱炭速度定数(m/sec)、k₃は溶鋼内部の反応界面積をa_Ahに比例するとした時の係数(1/sec)で表される。

(16)~(18)式でパラメータはk₁、k₂、k₃の3個である。基準条件、溶鋼量を20kgとした場合、およびるつぼ内径を0.10mとした場合から得られた脱炭速度定数に関する18個のデータより最小2乗法を用いてそれらの値を求めると、k₁=8.5×10⁻⁵(m/sec)、k₂=3.9×10⁻⁵(m/sec)、k₃=2.6×10⁻³(1/sec)が得られた。

今回得られた鋼浴表面での見かけの脱炭速度定数、k₁は8.5×10⁻⁵(m/sec)であるが、原島ら¹²⁾は今回実験範囲とほぼ同一組成で、脱炭速度式が(10)式の一次反応式で表される[C]=10~200ppm、[S]=5ppmの条件で2.2×10⁻⁴(m/sec)と今回の結果より大きい値を得ている。この理由は、今回のモデルが反応界面積としてFig.4に示したように鋼浴表面、るつぼ-溶鋼界面、溶鋼内部と3サイトを考慮したのに対して、原島らは鋼浴表面のみしか取り扱っておらず、そのために彼らの方法と比較して反応界面積が大きくなりkが相対的に小さくなったと考えられる。またるつぼ-溶鋼界面の物質移動係数の大きさは、浴表面に比べ46%となった。いずれにしても、容量係数akは(15)式から次式のようなになる。

$$ak = 8.5 \times 10^{-5} a_A + 2.0 \times 10^{-5} a_s + 1.3 \times 10^{-3} a_A h \dots\dots (20)$$

本モデルの妥当性を調べるために、(20)式を求める時に使用しなかった溶鋼量30kgで浴表面積を基準に対して30%減少させた条件での速度定数を(20)式から計算して炭素濃度推移を求めた。実験結果と比較してFig.5に示す。実測値と計算値はよく一致しており、本モデルの妥当性が確認された。また、基準条件(W=30kg、A/V=5.94)の計算炭素濃度推移曲線も図中に示したが、浴表面積30%減少による

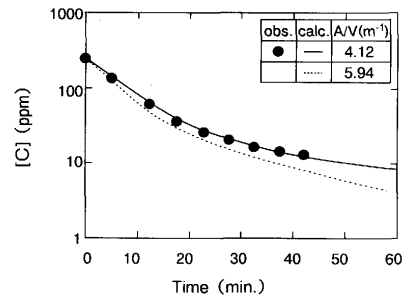


Fig. 5. Comparison of calculated carbon content with observed one.

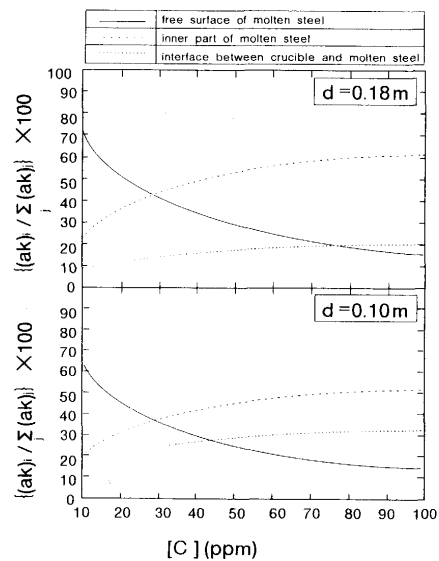


Fig. 6. Effect of each reaction site on decarburization.

脱炭速度の違いが認められている。

4.1.3 反応モデルによる各反応サイトの脱炭反応への寄与の計算

溶鋼量30kg、るつぼ内径0.18mの場合と、溶鋼量10kg、るつぼ内径0.10mの浴深がほぼ等しい条件の場合の、全脱炭速度に対する各反応サイトでの脱炭速度の割合、{(ak)_i / (ak)} × 100と炭素濃度の関係を(20)式より計算してFig.6に示す。るつぼ径0.18mの場合 [C]=27ppmを境に高炭素濃度領域では溶鋼内部での脱炭の寄与が大きく、低炭素濃度領域では浴表面の寄与が最も大きくなる。溶鋼量10kgの場合も同じ傾向である。[C]=27ppmで浴表面とるつぼ-溶鋼界面の容量係数が逆転するのは、[O]=400ppmとして(19)式から計算したhを(18)式に代入して、(16)式と(18)式の値を比較したからであり、異なる[O]値を用いれば溶鋼内部と浴表面の寄与が交差する[C]値も変わる。図からわかるように浴表面積の小さい方が、るつぼ-溶鋼界面での脱炭寄与率が高い。

4.2 真空槽内の溶鋼および気泡の運動

4.2.1 真空槽内の流動特性

真空槽内径2.1m、浴深0.25m、上昇管および下降管内径

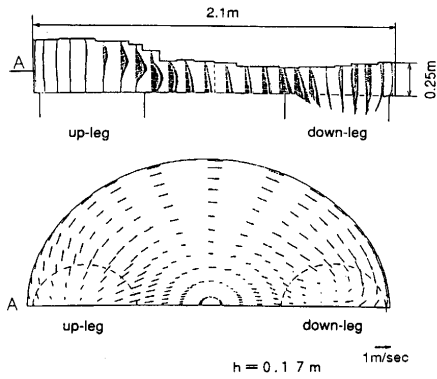


Fig. 7. Calculated flow pattern of steel melt in RH vacuum vessel.

0.6m, 環流量120t/minとした場合の真空槽内溶鋼のフローパターンの計算結果をFig. 7に示す。平面図は槽底から0.17mの位置, 断面図は浸漬管の軸心を結ぶ面である。溶鋼表面は上昇管上部で盛り上がり, 浴深が0.38mとなる。また, 流れは上昇管から下降管に向かってスムーズであり, デッドゾーンを作るような流れや循環流は見られない。

4.2.2 水モデル浴中の水素気泡の運動と計算結果

真空槽内の各点で発生させた水素気泡の浮上時間又は,

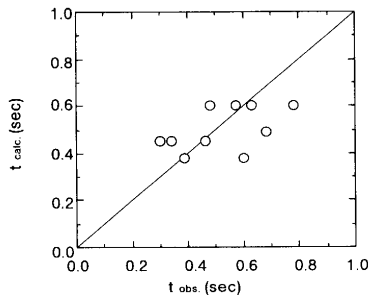


Fig. 8. Relation between calculated residence time of bubbles and observed ones in water model experiment of RH vacuum vessel.

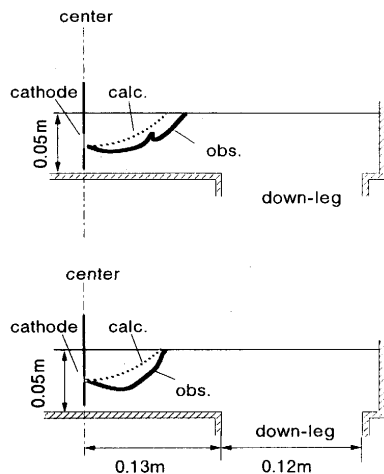


Fig. 9. Comparison of a calculated bubble movement with observed one in water model experiment of RH vacuum vessel.

下降管に吸い込まれるまでの時間の実測値と計算値の関係をFig. 8に, 底面から0.025mの高さでの気泡の軌跡の比較結果の例をFig. 9に示す。ビデオで撮影し測定した初期気泡径, 5×10^{-4} mを計算値でも用いた。浮上, 沈降時間の計算値 $t_{calc.}$ と実測値 $t_{obs.}$ を比較すると, ばらつきは大きいものの平均的には一致している。Fig. 9の軌跡に関して, 計算値は滑らかな線になっているのに対し, 実測値は上下に変動している。しかし, 水モデル内で発生した水素気泡の径は完全にそろっていないこと, 水浴に揺動が見られたことなどを勘案すれば, 計算結果は実測の軌跡を大略表しているとみてよい。

4.2.3 実機真空槽内で発生するCO気泡の挙動と脱炭反応への影響

前節のつば実験において溶鋼内部で発生したCO気泡は, 全て浮上し脱炭反応に寄与すると考えた。しかしRHの場合, Fig. 7のような流れが存在しており, 特に下降管近傍には強い下降流が存在するために, 発生したCO気泡が取鍋に吸い込まれ, 大気圧となった取鍋内で再溶解することもありえる。

そこで, 水島2RHの装置条件(真空槽内径2.1m, 浸漬管内径0.6m)において真空槽内溶鋼内部の各点で発生したCO気泡が浮上するか, 下降管に吸い込まれるかを計算して真の反応界面積を求めた。上昇管, 下降管を通る断面についての計算結果を, A)浴深0.25m, $[C]=50$ ppm, $[O]=600$ ppmの場合をFig.10に, B)浴深0.25m, $[C]=20$ ppm, $[O]=600$ ppmの場合をFig.11に示す。図中, AおよびBは(19)式か

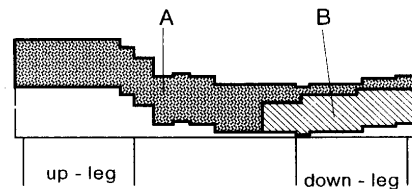


Fig. 10. Possible decarburization region calculated from equilibrium condition under $[C]=50$ ppm and $[O]=600$ ppm and CO bubble movement in RH vacuum vessel.
region A; CO bubbles can float up to the surface
region B; CO bubbles are sucked into down-leg

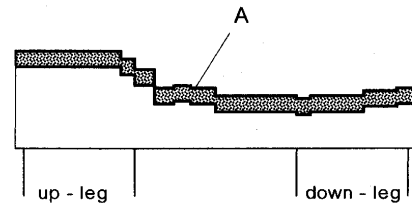


Fig. 11. Possible decarburization region calculated from equilibrium condition under $[C]=20$ ppm and $[O]=600$ ppm and CO bubble movement in RH vacuum vessel.
region A; CO bubbles can float up to the surface.

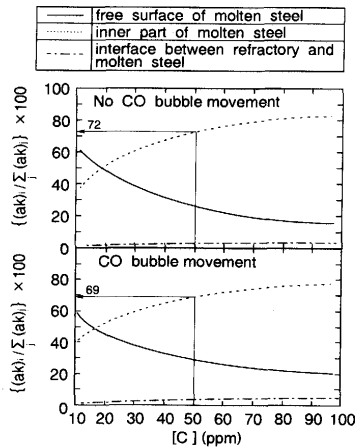


Fig. 12. Effect of each reaction site on decarburization rate during RH treatment considering CO bubbles movement and dissolution in molten steel of RH vacuum vessel.

ら計算した熱力学的に脱炭反応が起こりうる場所で、そのうちB部は発生した気泡が下降管に吸い込まれた場所である。これよりCO気泡が発生しうる場所でも実際の脱炭反応に寄与していない部分が存在することがわかる。真空槽全体について計算を行った結果このような領域は、前述のA)の場合のように[C]=50ppmでは15%を占める。しかし、[C]=20ppmとより低濃度で脱炭可能浴深が浅くなったB)の場合、CO気泡が吸い込まれる領域は存在しないという結果を得た。これらより実際の脱炭反応界面積は、浴深、溶鋼流動、[C]、[O]に大きく影響される。ただしFig.10, 11は核発生限界の最小気泡径で計算しているが、実際にはこれより大きな気泡も存在するため気泡は計算結果よりは浮上しやすく、脱炭反応に寄与しない溶鋼内部の体積割合は15%よりもさらに小さくなる可能性がある。

溶鋼内部の各領域で上述の計算を行い、気泡の浮上が認められる領域のみを反応界面積とした場合と気泡の浮上-再溶解を考慮せずに反応界面積とした場合について、実機RHの各反応サイトの寄与率を(20)式より計算した。結果をFig.12に示す。ここで[O]=600ppmとした。どちらの図を見ても、脱炭速度におよぼす耐火物-溶鋼界面の寄与率は5%以下であり、Fig. 8の小型溶解炉での計算に比べて小さいことがわかる。これよりRHでの脱炭反応において耐火物-溶鋼界面の反応サイトの寄与は無視できると考えてよい。また、上図と下図を比較すると、[C] ≤ 20ppmでは反応界面積の寄与率に変化はなく、[C]が高くなって溶鋼内部での寄与が増すにつれて差がでてくる。例えば[C]=50ppmの時、CO気泡の浮上または再溶解を考慮することで脱炭速度におよぼす溶鋼内部の寄与率は72%から69%に低下する。

なお、RHの脱炭反応サイトとして真空槽内に飛散するスプラッシュも考えられるが、Kuwabaraら¹³⁾はその寄与が小さいと述べており、今回の計算では考慮しなかった。

5. 結言

極低炭素濃度域での脱炭速度に及ぼす各反応サイトの寄与を実験及び理論解析によって明らかにした。

(1) 脱炭速度は単位溶鋼質量当りの浴表面積が大きいほど大きくなる。

(2) 脱炭反応の反応サイトとして浴表面、るつば-溶鋼界面、溶鋼内部を考慮した反応モデルを作成し、るつば実験結果がよく説明できることを確認した。

(3) [O]=400ppmの場合、各反応サイトの脱炭反応への寄与は、[C]=27ppmより高炭素濃度域では溶鋼内部、低炭素域では浴表面が最も大きい。

(4) 本脱炭モデルを実機RHの条件下で計算したところ、従来不明であった耐火物-溶鋼界面の脱炭反応への寄与は5%以下と小さいことがわかった。

(5) 数値計算によれば真空槽内の溶鋼の流れはスムーズで、デッドゾーンや循環流が無い。

(6) 真空槽の溶鋼内部で発生するCO気泡の溶鋼中での運動を数値計算した結果、熱力学的に脱炭反応が起こりうる領域のうち下降管近傍で発生したCO気泡の一部は取鍋内に吸い込まれる。

文 献

- 1) 原島和海, 溝口庄三, 梶岡博幸: 材料とプロセス, 3 (1990), p.144
- 2) 青木伸秀, 尾花友之, 池永 寛, 吉田克磨, 城田良康, 興梠昌平: 材料とプロセス, 3 (1990), p.156
- 3) 加藤嘉英, 藤井徹也, 末次精一, 大宮 茂, 相沢完二: 鉄と鋼, 79 (1993), p.1248
- 4) 井上 茂, 碓井 務, 古野好克, 福味純一: 材料とプロセス, 3 (1990), p.164
- 5) 東 和彦, 小野山修平, 梅沢一誠, 渡邊 久, 大貫一雄, 水上義正: 材料とプロセス, 3 (1990), p.168
- 6) M.Nadif and D.Brachet: Steelmaking Conference Proceedings, 72 (1989), p.227
- 7) K.Yamaguchi, Y.Kishimoto, T.Sakuraya, T.Fujii, M.Aratani and H.Nishikawa: ISIJ Int., 32 (1992), p.126
- 8) 韓 業鎔, 澤田 義, 加藤将和, 佐野正道: 鉄と鋼, 78 (1992), p.82
- 9) 岸本康夫, 山口公治, 桜谷敏和, 藤井徹也: 鉄と鋼, 78 (1992), p.886
- 10) 流れの可視化ハンドブック (流れの可視化学会編), p.235 [朝倉書店]
- 11) 微粒子ハンドブック (神保元二, 小沢英一, 向阪保雄, 小宮山宏, 定方正毅, 宮沢昭宣編), p.114 [朝倉書店]
- 12) 原島和海, 溝口庄三, 梶岡博幸: 鉄と鋼, 74 (1988), p.449
- 13) T.Kuwabara, K.Umezawa, K.Mori and H.Watanabe: Trans. Iron Steel Inst., Jpn., 28 (1988), p.305