



RH 真空脱炭に及ぼす[C], [O]と真空度の影響

樋口 善彦*・池永 寛*²・城田 良康*³

Effects of [C], [O] and Pressure on RH Vacuum Decarburization

Yoshihiko HIGUCHI, Hiroshi IKENAGA and Yoshiyasu SHIROTA

Synopsis : In order to investigate the decarburization behavior in the 250 ton RH degassing unit, effect of [C], [O] and pressure in vacuum vessel, P , on apparent rate constant of decarburization, K_c , was studied based on CO bubble formation model.

1) K_c showed lower value in the initial and final stage of decarburization process and higher value in the middle stage. Low K_c in the initial stage was supposed to be due to low circulation rate, Q , and low K_c in the final stage was supposed to be due to low CO bubble formation rate.

2) Volmetric mass transfer coefficient for decarburization, ak , and K_c in the middle and final stage showed a good correlation with $[C] \cdot [O]$. This relation could be derived from CO bubble formation model.

3) Pressure in the vacuum vessel had an effect on Q in the initial stage. Calculated Q with empirical equation coincided with the value of commercial RH obtained using observed K_c and estimated ak .

4) A new decarburization model for RH was constructed. Calculated results showed a good agreement with observed [C]. And effect of exhausting rate on K_c could be evaluated with this model.

Key words : secondary steelmaking; ladle metallurgy; decarburization; kinetics; RH.

1. 緒言

近年、自動車用鋼板に代表される極低炭素鋼の溶製量の増加や炭素濃度の 10 ppm 以下への低下が要求されつつある。これに対応するため、RH などの真空脱ガス炉での脱炭速度向上および脱炭下限の低下が必要となる。しかし、現状の RH は低炭素濃度域で脱炭速度が低下するため極低炭素鋼を得るためには低炭素鋼よりも多くの処理時間を必要とする。この処理時間の延長は RH 溶製コストの増加や生産性低下を引き起こすため、効率的な脱炭条件の確立が重要な課題となる。

RH での脱炭は、自由表面での CO 生成反応（表面脱炭）、環流用 Ar などの気泡への CO 吸収反応（気泡脱炭）、および溶鉄内部での CO 気泡発生反応（内部脱炭）に大別

き¹⁾、多数の検討結果が報告されている。このうち、表面脱炭に関する検討は、勝田ら²⁾、岸本ら³⁾が行っており、表面脱炭の寄与は極めて小さいことを報告している。また、気泡脱炭の全体に対する寄与割合については 5%~100%^{1,2,4,5)}と研究者により大きく異なっている。一方、内部脱炭モデルは Kuwabara ら⁶⁾により提唱されたが、モデル支配因子が明確でなく、その気泡発生容量係数 k は

$8.3 \times 10^{-3} \sim 0.17 (\text{s}^{-1})^7)$ 、 $20 (\text{s}^{-1})^6)$ と二桁も異なる値が報告されている。このように、RH 脱炭反応機構については、不明確な点が多い。さらに、脱炭初期には真空度が大きく変化しているが、この過程での溶鋼環流速度については知見がほとんどなく、脱炭初期の解析に支障をきたしている。

そこで、本研究では内部脱炭モデルに基づく実機 RH 脱炭挙動の解析により、溶鋼中 [C]、[O] および真空度が脱炭速度に及ぼす影響を定量的に検討した。

2. 実験装置および方法

2.1 実機脱炭速度測定

転炉にて炭素濃度 0.025~0.065 (mass%) まで粗脱炭後、 250×10^3 (kg) 取鍋に溶鋼を未脱酸出鋼し RH で真空脱炭処理した。処理中の溶鋼試料は鉄製くみ上げ式サンプラーを用い、取鍋内溶鋼から採取した。また、処理中真空槽内の真空度の経時変化を記録した。試験条件は、RH の浸漬管径 0.66 (m)、下部槽内径 3.2 (m)、到達真空度 133 (Pa)、環流用 Ar ガス $0.05 (\text{Nm}^3/\text{s})$ で一定とした。

平成 10 年 4 月 20 日受付 平成 10 年 6 月 22 日受理 (Received on Apr. 20, 1998; Accepted on June 22, 1998)

* 住友金属工業 (株) 総合技術研究所 (Corporate Research & Development Laboratories, Sumitomo Metal Industries, Ltd., 16-1 Oaza-Sunayama Hasakimachi Kashima-gun Ibaraki-ken 314-0255)

*² 住友金属工業 (株) 鹿島製鉄所 (現: 大阪本社) (Kashima Steel Works, now Osaka Head Office, Sumitomo Metal Industries, Ltd.)

*³ 住友金属工業 (株) 東京本社 (Tokyo Head Office, Sumitomo Metal Industries, Ltd.)

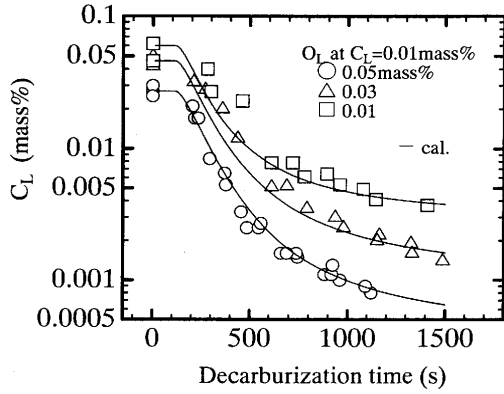


Fig. 1. Changes in observed carbon concentration in ladle compared with calculated values.

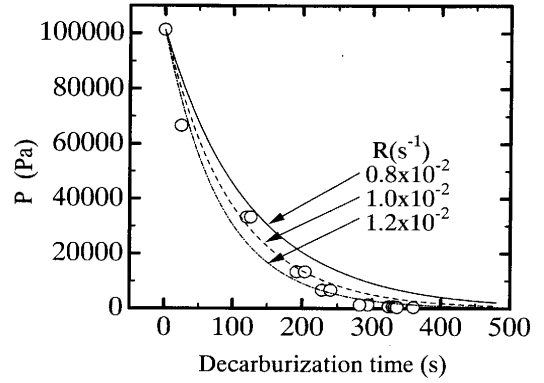


Fig. 3. Changes in pressure in vacuum vessel.

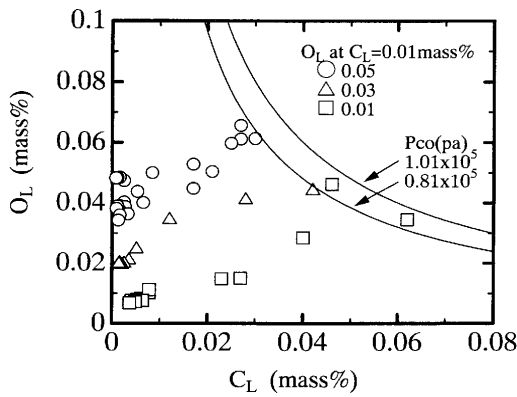


Fig. 2. Relation between carbon concentration and oxygen concentration in ladle.

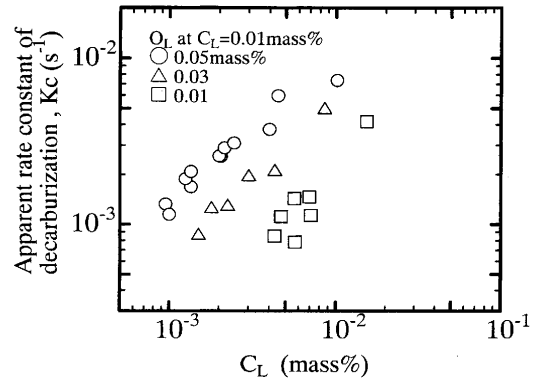


Fig. 4. Relation between C_L and Kc .

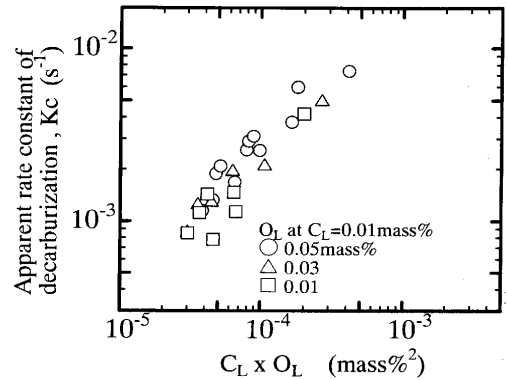


Fig. 5. Relation between $C_L \cdot O_L$ and Kc .

3. 結果

3.1 脱炭処理中の [C], [O] および真空度挙動

Fig. 1に脱炭処理中取鍋内炭素濃度 C_L (mass%)の経時変化を示す。初期および炭素濃度の低下した後期で脱炭速度が遅く、中期での脱炭速度が速かった。 $C_L=0.01$ mass%の時の取鍋内酸素濃度 O_L (mass%)が高いほど、脱炭速度は大きくなった。処理中の C_L と O_L の関係を Fig. 2に示す。転炉終点での P_{CO} はほぼ $0.81 \sim 1.01 \times 10^5$ (Pa), すなわち、 $0.8 \sim 1.0$ (atm) の範囲であったため、RH処理前の C_L が高いヒートは処理前 O_L が低かった。また、図中の傾きは炭素と酸素の等モル反応 ($C+O=CO$) から予想される 1.33 ($=16/12$) よりも小さく、約 0.6 となった。脱炭処理中にスラグ中 (FeO), (MnO) が低下したことから、取鍋スラグからの酸素供給があったものと考えられる。また、処理中の真空槽内圧力 P (Pa) の経時変化を Fig. 3に示す。初期の P の低下速度は大きく、処理が進むにつれて徐々に P の低下速度は低下した。

3.2 脱炭速度におよぼす炭素濃度と酸素濃度の影響

脱炭処理中の脱炭速度定数 Kc (s^{-1}) を C_L の時系列データのうち隣接する値を用いて次式から求めた。

$$-dC_L/dt = Kc \cdot C_L \dots\dots\dots (1)$$

求めた Kc を C_L で整理した結果を Fig. 4に示す。 C_L が 0.01 (mass%) 以下では C_L が大きいほど、また O_L が大きいほど、 Kc は高い値を示した。また、脱炭初期にはいずれも、 Kc が低下した。 Kc が C_L , O_L の両者への依存性を示したことから、 Kc を両者の積 $C_L \cdot O_L$ で整理した。その結果を Fig. 5に示すが、 C_L , O_L が大きく異なる条件の結果がほぼ $C_L \cdot O_L$ 積で整理できた。

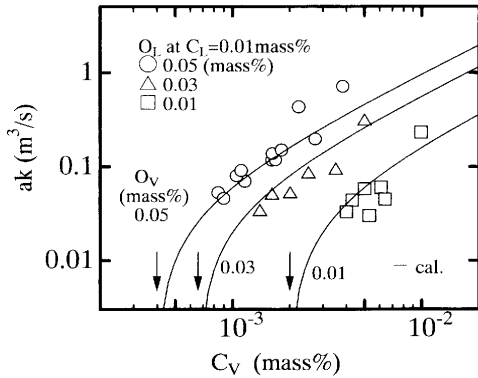


Fig. 6. Relation between C_V and ak .

4. 考察

4.1 脱炭速度定数および槽内脱炭容量係数

住田らによれば、取鍋および真空槽内の完全混合を仮定すると、取鍋および真空槽の炭素濃度は(2), (3)式で表すことができる⁸⁾。

$$W(dC_L/dt) = Q(C_V - C_L) \dots \dots \dots (2)$$

$$w(dC_V/dt) = Q(C_L - C_V) - \rho \cdot ak(C_V - C_E) \dots \dots \dots (3)$$

ただし、 W , w : 取鍋内および真空槽内溶鋼量 (kg), Q : 溶鋼環流速度 (kg/s), C : 炭素濃度 (mass%), ρ : 溶鋼密度 (kg/m³), ak : 脱炭反応容量係数 (m³/s) とし、下添え字の L , V , E は取鍋内、真空槽内、反応界面を表す。

さらに、 $w/W \ll 1$ の条件では、脱炭反応速度定数 Kc は次式で表される⁸⁾。

$$Kc = (Q/W) \cdot \rho \cdot ak / (Q + \rho \cdot ak) \dots \dots \dots (4)$$

なお、環流速度 Q は一般的に、Kuwabara ら⁶⁾ が真空度 $13 \sim 2.7 \times 10^3$ (Pa) の範囲で提案した(5)式を用いて計算される。

$$Q = \eta \cdot D^{4/3} G^{1/3} \cdot T \cdot \ln(P_0/P) \dots \dots \dots (5)$$

ただし、 D : RH 浸漬管径(m), G : 環流ガス流量(Nm³/s), T : 溶鋼温度(K), P_0 : 吹き込み位置での静圧(Pa), P : 槽内雰囲気圧(Pa), η : 定数 (溶鋼: 7.44×10^3)⁶⁾。

(5)式の適用範囲内である脱炭中後期の高真空度域での環流速度 Q が(5)式で与えられると仮定し、実測の Kc とともに(4)式に代入して得られた ak を真空槽内炭素濃度 C_V で整理した。なお、 C_V は(2)式から C_L と dC_L/dt の実測値を用いて求め、 O_V は取鍋内完全混合の仮定から得られる(6)式から同様に求めた⁹⁾。

$$W(dO_L/dt) = Q(O_V - O_L) \dots \dots \dots (6)$$

ここで、Yamaguchi ら⁹⁾ が溶鉄中炭素移動律速とした領域における ak と C_V の関係を O_V 別に Fig. 6 に示すが、 C_V ,

O_V が大きいほど ak は高値を示すことがわかる。

4.2 真空槽内脱炭容量係数

RH 真空槽内での脱炭は、気泡脱炭、表面脱炭、および内部脱炭に大別できる¹⁾といわれており、それぞれの寄与について検討した。

4.2.1 表面脱炭

表面脱炭による真空槽内脱炭速度は、天野ら¹⁰⁾, Yamaguchi⁹⁾ らに従い化学反応律速でないとすると、界面への溶鉄中炭素移動律速となり、(3)式は(7)式で表せる。

$$w dC_V/dt = Q(C_L - C_V) - \rho \cdot A \cdot kc \cdot (C_V - C_E) \dots \dots \dots (7)$$

ただし、 A : 反応界面積(m²), kc : 溶鉄側炭素物質移動係数(m/s)。

このモデルでは ak は定数 $A \cdot kc$ となり、本実験で得られた Kc あるいは ak の C , O 依存性を説明することができない。また高周波炉の kc の報告値 $2 \sim 5 \times 10^{-4}$ (m/s)^{3,10-13)} のうち最も大きな kc と、 A として真空槽横断面積をとれば $A \cdot kc$ は最大でも 4×10^{-3} (m³/s) となる。この値は Fig. 6 に示した本実験の最低 ak である 3×10^{-2} (m³/s) よりも一桁小さく、表面脱炭では本実験の脱炭最末期の脱炭速度でさえ説明できない。

4.2.2 気泡脱炭

気泡脱炭モデルは単一気泡モデルに基づいており、脱炭速度は気泡界面積すなわち気泡径の影響を大きく受ける。RH の気泡脱炭が主要因とする報告では、いずれも実験結果に合わせるために初期気泡径として $2 \sim 5 \times 10^{-2}$ (m) と小さい値を仮定している^{2,4,6)}。しかし、佐野らによれば上昇気泡群中の気泡径 d_b の大きさは(8)式で与えられ¹⁴⁾、環流 Ar ガス流量から上昇管内空塔速度を求めて溶鋼の物性値¹⁴⁾ を代入すると気泡径は 43×10^{-3} (m) となる。したがって、上述した気泡脱炭で説明するために必要な気泡径 $2 \sim 5 \times 10^{-3}$ (m) の10倍以上の気泡径となるため、気泡脱炭の適用は困難となる。

$$d_b = 6.9 \cdot (\gamma/\rho)^{1/2} \cdot V_s^{0.44} \dots \dots \dots (8)$$

ただし、 d_b : 平均気泡径(m), γ : 表面張力(N/m), V_s : 上昇管内空塔速度(m/s)。

さらに、江島ら⁵⁾ は2本足と3本足RHの比較から浸漬管での脱炭は全脱炭量の5%以下に過ぎないと報告しており、このことから気泡脱炭の寄与は小さいと考えられる。

4.2.3 内部脱炭

るつぼ実験では真空下脱炭中に溶鋼内から気泡発生が観察されており^{3,7,15,16)}、脱炭中には内部脱炭の寄与が大きいと考えられる。また北村ら¹⁾ はRHを、桐原ら¹⁷⁾ は30 kg 溶解炉を対象にモデル計算を行い、脱炭初中期には内部脱炭の寄与が大きいことを示している。そこで、この内部脱炭を脱炭の主要因として、これを記述可能なKuwabara ら⁶⁾

が提示した反応領域モデルを用いて検討を行う。Kuwabaraらによれば、内部脱炭による真空槽内脱炭速度は(9)~(11)式で記述できる。

$$wdC_V/dt=Q(C_L-C_V)-\rho \cdot A \cdot k \cdot \int_0^{hco} (C_V-C_V^*)dh \dots\dots\dots(9)$$

$$hco=(K \cdot C_V \cdot O_V-P-Pco^*)/(\rho \cdot g) \dots\dots\dots(10)$$

$$C_V^*=(P+Pco^*+\rho \cdot g \cdot h/(K \cdot O_V)) \dots\dots\dots(11)$$

ただし、 k : CO気泡発生容量係数(s^{-1}), hco : CO気泡発生限界深さ(m), K : C-O反応の平衡定数(Pa/mass%²), Pco^* : CO気泡生成圧(Pa)。

ある時刻での、 C_V, O_V が h に対して一定と仮定すると簡単に積分ができ、右辺第二項として次式が得られる。

$$-\rho \cdot A \cdot k \cdot \int_0^{hco} (C_V-C_V^*)dh$$

$$=-\rho \cdot A \cdot k \cdot hco^2 \cdot \rho \cdot g/(2K \cdot O_V)$$

$$=-\rho \cdot A \cdot k \cdot (K \cdot C_V \cdot O_V-P-Pco^*)^2/(2K \cdot O_V \cdot \rho \cdot g)$$

$$=-\rho \cdot ak \cdot (C_V-C_E) \dots\dots\dots(12)$$

$$ak=A \cdot k \cdot K \cdot \{C_V \cdot O_V-(P+Pco^*)/K\}/(2 \cdot \rho \cdot g) \dots\dots\dots(13)$$

$$C_E=(P+Pco^*)/(K \cdot O_V) \dots\dots\dots(14)$$

以上から、Kuwabaraらのモデルでは ak と $C_V \cdot O_V-(P+Pco^*)/K$ は比例関係にあることがわかる。本実験結果から ak がゼロとなる $C_V \cdot O_V$ を外挿により決定し、(13)式から得られる関係 $P+Pco^*=C_V \cdot O_V \cdot K$ に代入するとCO気泡生成圧 Pco^* が求まる。本実験結果を代入した結果、 Pco^* として 0.7×10^3 (Pa)が得られた。この値は従来の報告値 1.0×10^3 (Pa)¹⁸⁾, 2.0×10^3 (Pa)⁶⁾, 2.7×10^3 (Pa)^{1,15)}, 5.3×10^3 (Pa)¹⁶⁾よりも小さかった。古典的な核生成理論¹⁹⁾によれば Pco^* は(15)式で表せ、本実験値 0.7×10^3 (Pa)を用いるとCO気泡半径 r は 4×10^{-3} (m)となる。

$$Pco^*=2\gamma/r \dots\dots\dots(15)$$

従来の報告値は本研究よりも Pco^* が高く、従ってCO気泡径が小さかった可能性も考えられる。CO気泡生成サイトは溶鉄内分散粒子、耐火物表面、溶鉄内部などが考えられるが、これらのサイトでの生成気泡径は様々な要因によって決まるため、今回は Pco^* の値が従来値よりも小さくなった原因については特定できなかった。詳細な検討が今後必要と考えられる。本研究で得られた Pco^* を用いて求めた ak と $C_V \cdot O_V-(P+Pco^*)/K$ の関係をFig. 7に示す。図から両者はほぼ比例関係にあり、その比例定数 α は $1.0 \sim 3.0 \times 10^3$ 程度であることがわかる。この α は、(13)式より $A \cdot k \cdot K/(2 \cdot \rho \cdot g)$ に相当し、 k が $0.41 \sim 1.2$ (s^{-1})と求まる。Yamaguchiら⁹⁾は各社RHの(ak/A)と C_V の関係を調査しているが、そのデータに $O_V=0.05$ (mass%), $P=133$ (Pa)を

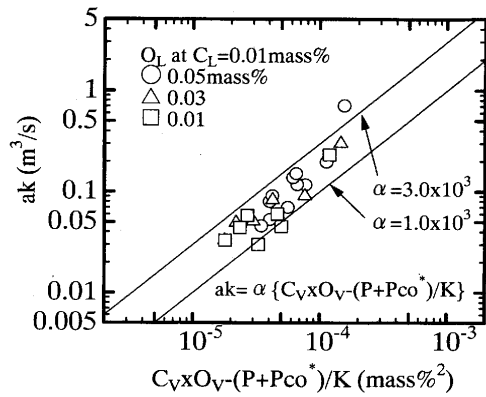


Fig. 7. Relation between ak and $C_V \cdot O_V-(P+Pco^*)/K$.

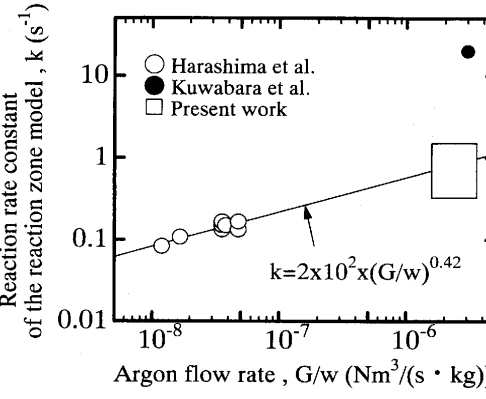


Fig. 8. Relation between Ar flow rate and reaction rate constants of the reaction zone model.

仮定して計算すると k は $0.5 \sim 2.0 s^{-1}$ となり本実験から得た値とほぼ一致した。また、原島ら⁷⁾の報告によれば、 k はArガス流量との間に相関がある。そこで、 k を溶鋼量1kg当たりのArガス流量 G/w ($Nm^3/(kg \cdot s)$)で整理した(Fig. 8)。溶鋼量 w はRHでは真空槽内溶鋼量、原島らの真空炉では全溶鋼量とした。図中には原島らのデータに最小自乗法を適用して得た関係式を示したが、本研究で得た k は原島らのデータの延長線上にあった。一方、Kuwabaraら⁶⁾の求めた k は本研究よりも一桁大きく、この差が生じた原因については不明である。なお、北村ら¹⁾もRHにKuwabaraのモデルを適用して解析を行っているが、 k に対する言及はなく比較はできなかった。これ以降、本実験で得られた k の平均値 0.8 (s^{-1})を用いて計算を行った。 ak と C_V の関係を O_V 別に計算した結果をFig. 6中に示したが、実験値と計算値は脱炭最末期までよく一致した。なお、 $Pco^*=0.7 \times 10^3$ (Pa)から求まる脱炭限界値は $O_V=0.05, 0.03, 0.01$ (mass%)に対してそれぞれ、 $4.0 \times 10^{-4}, 6.8 \times 10^{-4}, 2.0 \times 10^{-3}$ (mass%)であり図中に矢印で示した。以上から本実験では、 C_L が 0.001 (mass%)程度までは内部脱炭モデルで説明できると考えられる。

一方、北村ら¹⁾は C_L が 0.002 (mass%)以下となる脱炭最末期には表面脱炭の寄与が内部脱炭よりも大きくなると報告している。北村らは表面脱炭が気泡脱炭、内部脱炭以外

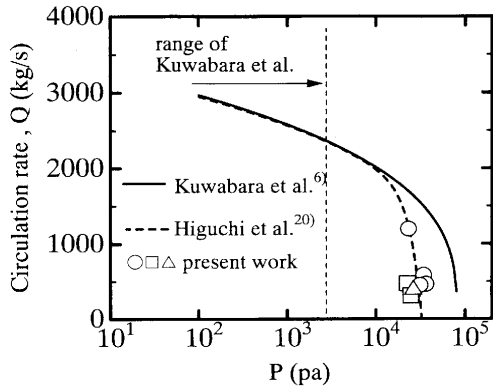


Fig. 9. Relation between pressure in vacuum vessel and circulation rate.

の実績脱炭量にあうように、表面脱炭の有効反応界面積 A' (m²) をフィッティングパラメータで定め、さらに、CO 気泡生成圧 P_{co}^* を 2.67×10^3 (Pa) と本研究の値 0.7×10^3 (Pa) の約4倍の値としている。このことから低 [C] 域での内部脱炭の低下を説明するために有効反応界面積 A' として大きな値を与える必要があったと考えられる。ただし、北村らはこのCO気泡生成圧 P_{co}^* を基礎実験から求めており、RHで同じ P_{co}^* が適用できるかは検討していない。したがって、脱炭最末期に表面脱炭の寄与が大きくなるとした北村らと本研究の違いは P_{co}^* 評価の差に起因するものと考えられる。

4・3 脱炭初期の脱炭挙動

RH処理初期には、真空槽内圧力 P が十分に低下しておらず、環流速度 Q と脱炭反応容量係数 ak の両者が低下することにより Kc は低値を示したと考えられる。この Q , ak はいずれも P に依存しているため、まず任意の時刻での P を求める必要がある。ここでは、脱炭初期の P の推移を排気速度定数 R (s⁻¹) を用いて(16)式で近似した。

$$-dP/dt = R \cdot P \dots\dots\dots(16)$$

排気速度定数 R を変化させたときの P の経時変化の計算結果を Fig. 4中に示すが、本実験では R が $0.8 \sim 1.2 \times 10^{-2}$ (s⁻¹) でほぼ実験結果を説明できた。そこで、 R の代表値として 1.0×10^{-2} (s⁻¹) を用い、任意の時刻での P を求めた。次に、RH脱炭処理中後期の高真空度域で求めた前節の ak と $C_V \cdot O_V - (P + P_{co}^*)/K$ の関係式(13)式が脱炭初期の低真空度域でも成立すると仮定して脱炭初期の ak を求めた。これと実績の Kc を(4)式に代入することにより脱炭初期の環流速度 Q を算出した。また、樋口らはRH水モデルの下降管流速を実測することによりRH処理初期の状態を模擬した環流速度測定を行い、処理初期に適用可能な環流速度 Q' (kg/s) の実験式を報告している²⁰⁾。

$$Q' = Q \cdot \{1 - \exp(-\beta \cdot H/H_0)\} \dots\dots\dots(17)$$

ただし、 H : 真空槽内浴深(m), H_0 : 到達真空度での浴深(m),

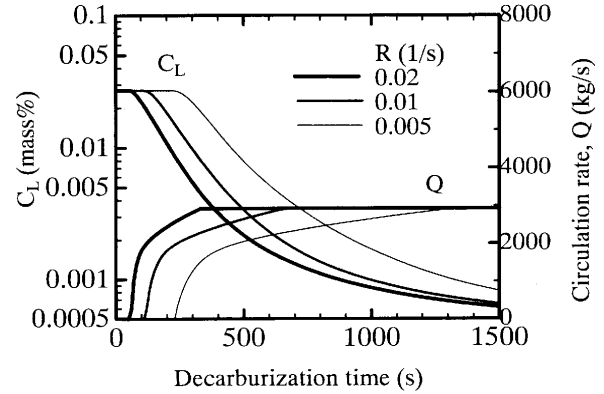


Fig. 10. Changes in calculated pressure in vacuum vessel and circulation rate.

Q : (5)式で得られる環流速度(kg/s), β : 定数(=4)。そこで、樋口らの実験式から求めた計算環流速度も計算し、真空槽内圧力 P との関係を図. 9に示した。この結果、脱炭初期においては、環流速度はKuwabaraら⁶⁾の式よりも小さく、樋口らの実験式とほぼ一致した。なお、Kuwabaraらによれば、その式は真空槽内圧力 2.7×10^3 (Pa)、すなわち、20(Torr)以下の高真空度領域のデータを用いて得たものであり、 1.0×10^4 (Pa)以上の低真空度領域への適用は保証されていない。樋口らの実験式は、低真空度領域では実測値とほぼ一致し、高真空度領域ではKuwabaraの式に漸近するため、広い範囲で環流速度の推定に利用できると考えらる。

以上から、樋口らの実験式で得られる環流速度 Q と(13)式から求める ak を用いれば脱炭挙動の予測が可能となる。

4・4 モデル計算

以上の検討に基づき脱炭初期から末期までの ak , Q を求め、(4)式に代入して C_L , O_L の経時変化を計算した。なお O_L は実験結果で示した関係 $\Delta O_L / \Delta C_L = 0.6$ を用いて、 C_L の計算から求めた。 C_L の計算結果を図. 3中に示す。脱炭全期にわたって[C]の物質移動律速となる $O_L = 0.05$ (mass%)での計算値は実測値とよく一致した。しかし、脱炭初期に[O]の物質移動律速となる $O_L = 0.03, 0.01$ (mass%)での計算値は脱炭初期で実測値よりも速く低下した。これは、[O]の物質移動律速領域に本モデルを適用したためと考えられる。したがって、あらゆる[C], [O]域に適用するためには本モデルを拡張する必要があり、今後の課題である。また、本モデルでは溶鋼が槽底に到達するまで、すなわち、真空槽内浴深 H が正值をとるまでは環流速度をゼロと定義している。したがって、処理初期に C_L 一定の時期があるのは P が十分に低下しておらず、環流が生じていないためである。次に、真空排気速度 R を $0.005 \sim 0.02$ (s⁻¹) の範囲で変化させた場合の C_L および Q の経時変化を初期 C_L , O_L が 0.027 (mass%), 0.062 (mass%) の条件で計算した。その結果を図. 10に示すが、 R の増加に伴い主に脱炭初期の C_L 停滞時間および Q の増加開始時間が短縮されることがわかる。さら

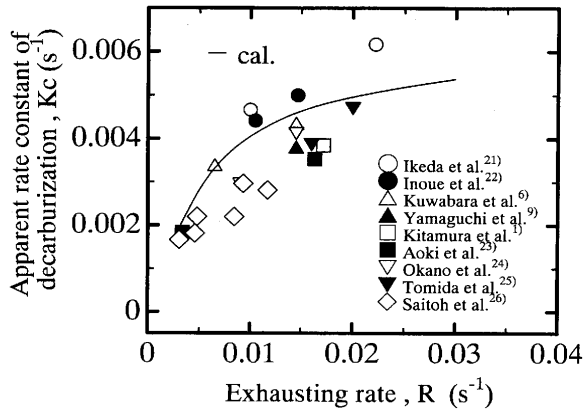


Fig. 11. Effect of exhausting rate on K_c .

に広範囲な R に対して計算を行い、 K_c と R との関係を求め、各社RHの報告値^{1,6,9,21-26}と比較した(Fig.11)。その際、 K_c は脱炭開始から C_L が0.002(mass%)に到達するまでの時間から、 R は脱炭開始から P が 1.3×10^3 (Pa)に到達するまでの時間から求めた。各社RH条件は様々であり、定量的な比較は困難であるが、 R の増加とともに K_c が増加する傾向は一致した。以上から、真空排気能力の向上や脱炭初期の真空度早期向上は K_c の増加に大きく寄与することがわかる。

5. 結言

実機RH結果から脱炭速度に及ぼす溶鋼中[C]、[O]および真空度の影響を内部脱炭モデルに着目して検討し、さらに脱炭初期の環流速度を実績の脱炭速度から推定した結果、以下の事項が明らかとなった。

1) 脱炭速度は脱炭初期に小さく、中期に増加し、後期の低炭素濃度域で低下する。脱炭初期の低脱炭速度は低環流速度、脱炭後期での低脱炭速度は真空槽内の低反応速度に起因していると考えられる。

2) 脱炭中後期の真空槽内脱炭反応容量係数 ak は、内部

脱炭モデルから導かれる値 $C_V \cdot O_V - (P + P_{CO^*})/K$ と比例関係にあり、CO生成圧、内部脱炭容量係数が実験的に得られた。

3) 実機RHの脱炭初期の環流速度を実測した K_c から求めた結果、脱炭初期の環流速度はKuwabaraらの式で与えられる値よりも小さく、樋口らの実験式で求まる値にほぼ一致した。

4) 内部脱炭モデルと環流速度実験式から計算した[C]経時変化は実測値とよく一致した。この計算に真空排気速度を組み合わせることにより、真空度推移が脱炭挙動に及ぼす影響が推定可能となった。

文 献

- 1) 北村信也, 矢野正孝, 原島和海, 堤 直人: 鉄と鋼, **80** (1994), 213.
- 2) 勝田順一郎, 斉藤 忠, 森 秀夫, 徳永宏彦, 高橋正光, 小山伸二, 植村健一郎: 材料とプロセス, **3** (1990), 152.
- 3) 岸本康夫, 山口公治, 桜谷敏和, 藤井徹也: 鉄と鋼, **78** (1992), 886.
- 4) 渡辺秀夫, 浅野綱一, 佐伯 毅: 鉄と鋼, **54** (1968), 1327.
- 5) 江島彬夫, 小口征男, 藤井徹也, 住田則夫, 飯田義治, 島崎義尚, 上田典弘: 鉄と鋼, **61** (1975), S544.
- 6) T.Kuwabara, K.Umezawa, K.Mori and H.Watanabe: Trans. Iron Steel Inst. Jpn., **28** (1988), 305.
- 7) 原島和海, 清瀬明人, 井本健夫, 矢野正孝, 宮沢憲一: 鉄と鋼, **80** (1994), 521.
- 8) 住田則夫, 藤井徹也, 小口征男, 森下 仁, 吉村啓助, 数土文夫: 川崎製鉄技報, **15** (1983), 152.
- 9) K.Yamaguchi, Y.Kishimoto, T.Sakuraya, T.Fujii, M.Aratani and H.Nishikawa: ISIJ Int., **32** (1992), 126.
- 10) 天野和男, 伊藤公允, 坂尾 弘: 鉄と鋼, **62** (1976), 344.
- 11) 原島和海, 溝口庄三, 梶岡博幸: 鉄と鋼, **74** (1988), 449.
- 12) 鈴木 鼎, 森 一美, 北川 融, 芝山卓真: 鉄と鋼, **62** (1976), 354.
- 13) 野村宏之, 森 一美: 鉄と鋼, **58** (1972), 29.
- 14) 佐野正道, 森 一美, 藤田泰久: 鉄と鋼, **65** (1979), 1140.
- 15) 大貫一雄, 原島和海, 有馬良士: 材料とプロセス, **1** (1988), 1293.
- 16) 堤 直人, 水上義正: 材料とプロセス, **5** (1992), 261.
- 17) 桐原 理, 加藤嘉英, 藤井徹也: 鉄と鋼, **80** (1994), 705.
- 18) T.Kraus: Trans. Vacuum Metallurgy, Conf. AVS, ed. by R.F.Bunshah, Ame. Soc., Boston, (1963), 73.
- 19) F.D.Richardson: Physical Chemistry of Melts in Metallurgy, Academic Press, London, (1974), 455.
- 20) 樋口善彦, 城田良康, 池永 寛: 材料とプロセス, **5** (1992), 258.
- 21) 池田正文, 宮脇芳治, 半明正之, 安斎孝儀, 田辺治良, 碓井努: 鉄と鋼, **69** (1983), S880.
- 22) 井上 茂, 碓井 務, 古野好克, 福味純一: 材料とプロセス, **3** (1990), 164.
- 23) 青木伸秀, 尾花友之, 池永 寛, 吉田克磨, 城田良康, 興梶昌平: 材料とプロセス, **3** (1990), 156.
- 24) 岡野博義, 岡田康和, 山田統明, 興梶昌平, 永幡 勉: 材料とプロセス, **8** (1995), 266.
- 25) 富田祐志, 上村一郎, 池田純治, 俵 正憲: 材料とプロセス, **8** (1995), 998.
- 26) 斉藤 忠, 松本 洋, 篠崎 薫, 三村 毅: 神戸製鋼技報, **36** (1986) Jan., 40.