

RH真空脱ガス装置の装置条件と脱炭反応特性

加藤 嘉英*・藤井 徹也*・末次 精一*²・大宮 茂*²・相沢 完二*³

Effect of geometry of vacuum vessel on decarburization rate and final carbon content in RH degasser

Yoshiei KATO, Tetsuya FUJII, Seiichi SUETSUGU, Shigeru OHMIYA and Kanji AIZAWA

Synopsis : Experimental and theoretical studies were carried out to quantitatively understand the effects of geometry such as a vacuum vessel and snorkels on the decarburization rate and final carbon content in the RH degasser.

The inner diameter of snorkel was varied between 0.6 and 1.0m, the cross-sectional area of the vacuum vessel between 3.5 and 5.1m² and the amount of steel melt between 240 and 300t in the experiments made at Mizushima works. The reaction rate was increased and the final carbon content was decreased with the increase in the snorkel diameter and the cross-sectional area of the vacuum vessel, and with the decrease in the amount of molten steel. The maximum decarburization rate and a minimum final carbon content to less than 10 ppm were attained with the largest vacuum vessel whose inner diameter was 1.0m and the cross-sectional area was 5.1m². The relation between the final carbon content and the initial decarburization rate was found quantitatively in the experiment.

The experimental results agreed well with calculated values on the basis of the theoretical analysis and proved that it is possible to determine the geometry of the RH vacuum vessel required to obtain a specified aimed carbon content.

Key words : secondary steelmaking ; RH degassing ; decarburization ; carbon content ; extra-low carbon steel.

1. 緒言

冷延鋼板の材質特性向上に伴って極低炭素鋼の生産比率が増大し、RH真空脱ガス装置（以下、RHと略記する）による極低炭素鋼溶製技術の開発が盛んになった^{1)~5)}。その結果、RHでは脱炭処理時、通常[C]≤30ppm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明らかになり、この領域での脱炭促進策が極低炭素鋼の溶製法の開発を進める上で重要との認識に達した。

脱炭の停滞理由について、吉岡ら⁶⁾はRH真空槽内付着地金からの炭素汚染によって説明し、Kuwabaraら⁷⁾および興枡ら⁸⁾は真空槽内溶鋼内部でのCO気泡生成の抑制によって論じた。また、従来取鍋内のデッドゾーンの存在が炭素濃度の低下を妨げるという見方もあったが、これは著者らの解析⁹⁾によって否定された。

RHでの脱炭速度促進策として、真空槽へのアルゴンガス吹込み⁴⁾⁵⁾、真空排気速度向上による早期高真空度化^{1)~5)10)}、高環流速度化²⁾⁴⁾⁵⁾および真空槽内断面積の増加⁴⁾などの方法が試みられている。しかしながら、脱炭速度の促進効果に対するこれらの方法の各々の寄与は必ずしも定量的に把握されているとは限らず、RHの装置条件と到達炭素濃度の関係についても明瞭になっているわけではない。

そこで、RHの脱炭反応特性、すなわち脱炭速度と到達炭素濃度におよぼす浸漬管径や下部槽断面積などの装置条件

または処理溶鋼量の影響を、反応モデルと実炉実験によって解析し、続いて目標とする到達炭素濃度を得るためのRH装置条件の設定方法を提示する。従来、反応工学的解析はプロセスで生じる現象の説明に留まることが多かったが、本論文では実験と解析の両結果から装置設計方法を明らかにすることを目的とする。

2. 脱炭速度促進策の基礎検討と実験方法

2・1 脱炭速度促進策の基礎検討

著者らの一人¹¹⁾は、取鍋および真空槽ともに完全混合槽を仮定した脱炭反応モデルを作成し、以下の関係を導いた。

$$C_L = C_0 \exp(-Kt) \dots\dots\dots (1)$$

$$K = (Q/W) \{ak / (Q / (7) (60) + ak) \} \dots\dots\dots (2)$$

ここで、 C_0 、 C_L ；それぞれ取鍋内の初期および時間、 t (min)、での炭素濃度 (ppm)、 K ；脱炭速度定数 (min^{-1})、 Q ；環流速度 (t/min)、 ak ；脱炭反応の容量係数 (m^3/s)、 W ；取鍋の溶鋼量 (t) である。(2)式から脱炭速度を増すためには、環流速度または脱炭反応の容量係数を増加させればよく、溶鋼量を減少させればよいことがわかる。

(2)式中の環流速度はKuwabaraら⁷⁾が提出した次式で推定できる。

平成5年3月24日受付 平成5年7月2日受理 (Received on Mar. 24, 1993; Accepted on July 2, 1993)

* 川崎製鉄(株)鉄鋼研究所 (Iron & Steel Research Laboratories, Kawasaki Steel Corp., 1 Kawasaki Mizushima Kurashiki 712)

* 2 川崎製鉄(株)水島製鉄所 (Mizushima Works, Kawasaki Steel Corp.)

* 3 川崎製鉄(株)水島製鉄所 (現：千葉製鉄所) (Mizushima Works, now Chiba Works, Kawasaki Steel Corp.)

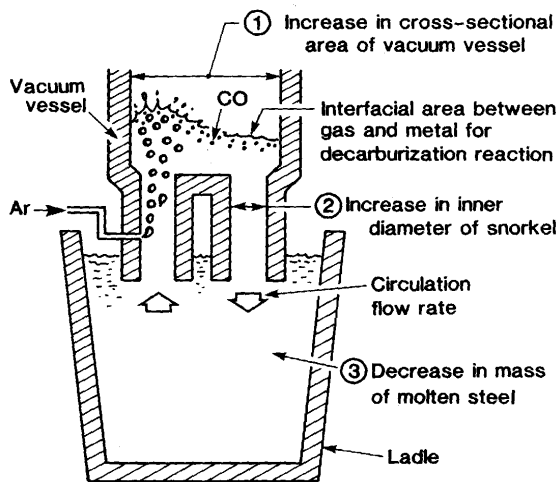


Fig. 1. Schematic representation of RH degasser and effects of vessel geometry on decarburization rate.

$$Q = 114G^{1/3}d^{4/3}\{\ln(P_1/P_2)\}^{1/3} \quad (3)$$

ここで、 G ；環流ガス流量 (Nm^3/min)、 d ；浸漬管内径 (m)、 P_1 、 P_2 ；それぞれ大気および真空槽内の圧力 (Pa) である。(3)式において d のべき数は G のそれより大きいことから、環流速度増大には浸漬管を増加させた方が環流ガス流量を増すよりも効果的であることがわかる。また、脱炭反応の容量係数は脱炭反応サイトが真空槽内であるので、(4)式に示すように下部槽断面積、 S (m^2)、に比例する。

$$ak \propto S \quad (4)$$

以上から、脱炭速度を向上させるための装置条件として、Fig. 1に模式的に示すように浸漬管内径もしくは下部槽断面積を増加するか、溶鋼量を低減することが有効であるといえる。

2・2 実験条件および方法

前節の検討結果にもとづき、従来のRHに対して浸漬管内径；0.6→1.0m、下部槽断面積；3.5→5.1 m^2 とした真空槽の下部槽（以下、大型下部槽と呼ぶ）を製作し、水島2製鋼において極低炭素鋼の溶製実験を行った。溶鋼量は300tである。同時に、Table 1に示すような種々のRH装置寸法の下でも同様の実験を行った。ここで、AおよびDタイプは(3)式から環流速度を求めた。また、断面積が5.1 m^2 の大型下部槽では浸漬管内径のみを従来タイプの0.6mとした場合 (Table 1のCタイプ)の実験も行った。環流速度におよぼす下降管内径、 d_d (m)、および上昇管内径、 d_u (m)、の影響は、

$$Q \propto d_d^{1.1}d_u^{0.3} \quad (5)$$

で表される¹²⁾。(3)式および(5)式はともに環流速度に関する実験式であるが、下降管および上昇管内径がともに等しい場合(5)式の浸漬管内径のべき数は1.4となり、(3)式のその1.33にほぼ一致することから、浸漬管内径に関して

Table 1. Experimental conditions of dimensions in vacuum vessels at Mizushima Works.

	No.2 RH			No.4 RH
	(A)	(B)	(C)	(D)
Inner diameter of up-leg, d_u (m)	0.6	1.0	0.6	0.75
Inner diameter of down-leg, d_d (m)	0.75	1.0	0.6	0.9
Cross-sectional area of vacuum vessel, S (m^2)	3.5	5.1	5.1	4.9
Ar flow rate, G (Nm^3/min)	1.5	2.0	1.5	2.0
Circulation flow rate, Q (t/min)	120	240	90	180

両式の間に矛盾はない。通常のRH操作では、浸漬管を上昇管として使用後に下降管として用いるので、例えばTable 1のAタイプのように上昇管内径が $d_u=0.6\text{m}$ の時に $d_d=0.7\sim 0.8\text{m}$ となるのに対して、大型下部槽 (Table 1のBおよびCタイプ)の下降管径は実験的に用いたので上昇管径と同じである。したがって、(5)式から大型下部槽 (Table 1のCタイプ)の環流速度は(3)式から得られた値を基準として以下のように計算される。

$$Q = 120(0.6/0.75)^{1.1} = 90 \text{ (t/min)} \quad (6)$$

なお、Table 1のBタイプの大型下部槽の環流速度も同様に(5)式を用いて計算した。

また、(2)式から処理溶鋼量の低減によって脱炭速度の向上が予測されるので、溶鋼量を300tから240tに変更した実験も、通常下部槽 (Table 1のAタイプ)を用いて行った。

到達真空度は40～80Pa、環流ガス流量はTable 1に示すように1.5または2.0 Nm^3/min とした。

3. 実験結果

3・1 脱炭速度におよぼす浸漬管内径および下部槽断面積の影響

通常下部槽 (上昇管内径 $d_u=0.6\text{m}$ 、下部槽断面積 $S=3.5\text{m}^2$) および大型下部槽 ($d_u=1.0\text{m}$ 、 $S=5.1\text{m}^2$) の炭素濃度推移をFig. 2に示す。浸漬管内径、下部槽断面積ともに大きい大型下部槽の脱炭速度は通常下部槽のそれに比べて大きく、到達炭素濃度も15～21ppmから6～12ppmと低くなることがわかる。

下部槽断面積が5.1 m^2 で上昇管内径をそれぞれ $d_u=1.0$ 、0.6mと変化した場合の炭素濃度推移を、Fig. 3に示す。Table 1に示すように、下部槽断面積が等しくても浸漬管内径、すなわち環流速度の大きい方が脱炭速度は大きく、到達炭素濃度も低いことがわかる。

同一条件下の脱炭反応の容量係数と炭素濃度の関係をFig. 4に示す。ここで、 ak の算出は、連続した二つのサンプリングデータから脱炭速度、 $-dC/dt$ を求めて脱炭速度定数、 K を計算し、(2)式を用いることによって行った。炭素濃度は二つのデータの平均値とした。 C_0 が100ppmを超える

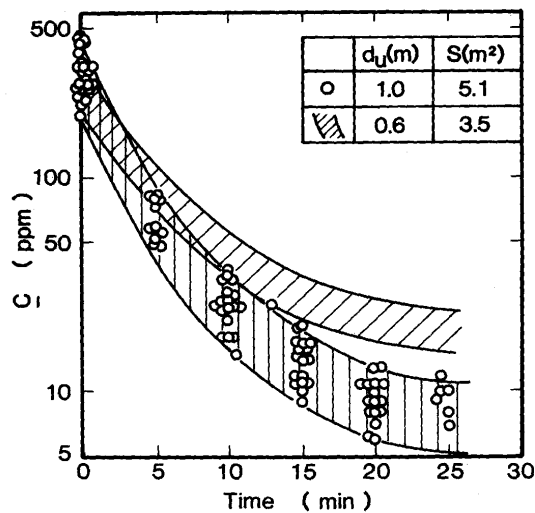


Fig. 2. Changes over time in carbon content with different vacuum vessel dimensions.

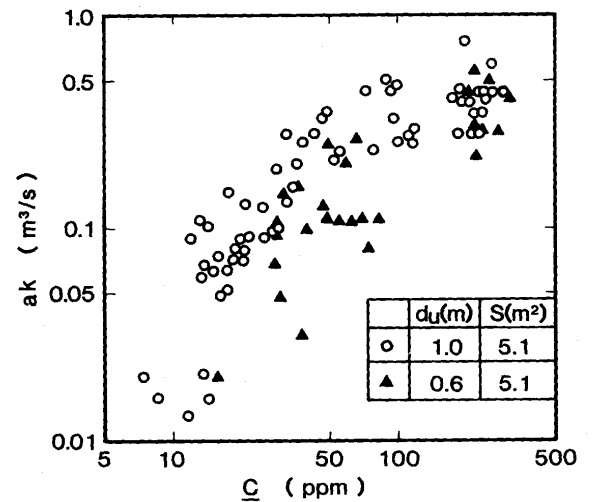


Fig. 4. Relationship between volumetric rate constant for decarburization and carbon content.

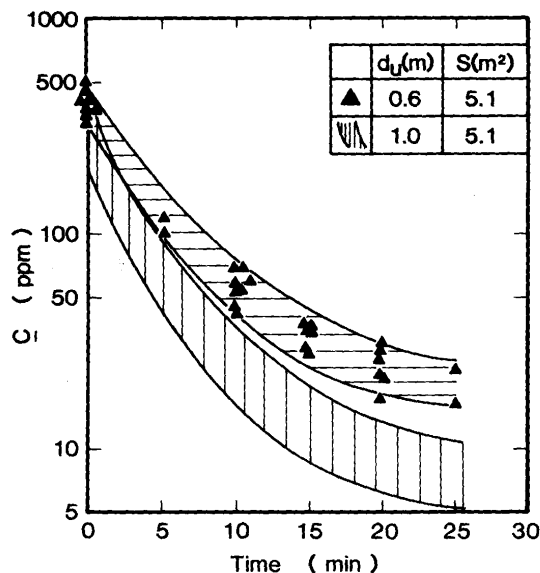


Fig. 3. Changes over time in carbon content with different snorkel diameters.

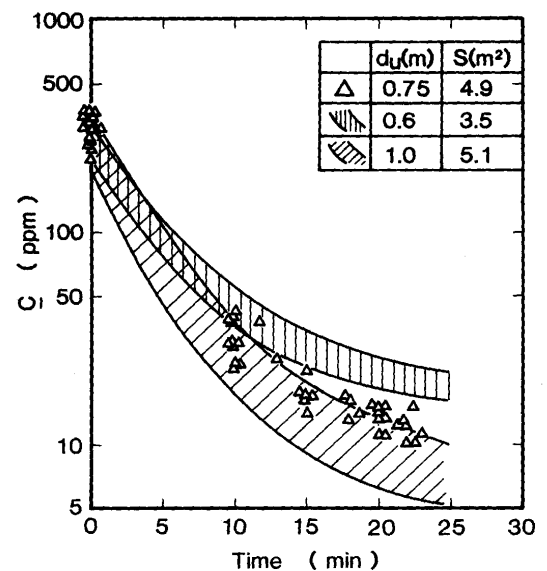


Fig. 5. Changes over time in carbon content with different vacuum vessel dimensions.

と ak はほぼ一定となるが、100ppm以下では C の減少とともに ak も低下する。また、Fig. 3と同様、環流速度の大きい方が ak も大きくなる。このことから、(4)式において ak は下部槽断面積に比例するとしたが、環流速度の関数でもあることが示唆される。

Table 1のDに示したNo. 4 RH ($d_u=0.75$ m, $S=4.9$ m²)¹³⁾の炭素濃度推移、脱炭反応の容量係数と炭素濃度の関係を、Table 1 Aの通常下部槽 ($d_u=0.6$ m, $S=3.5$ m²) およびTable 1 Bの大型下部槽 ($d_u=1.0$ m, $S=5.1$ m²) のそれと比較してそれぞれFig. 5, Fig. 6に示す。環流速度、下部槽断面積ともに通常下部槽と大型下部槽の間にあるNo. 4 RHの脱炭速度は両者の中間となり、到達炭素濃度値も同様の傾向である。また、 ak の C 依存性はFig. 4と同様である。

3・2 脱炭速度におよぼす処理溶鋼量の影響

Table 1 Aの通常下部槽 ($d_u=0.6$ m, $S=3.5$ m²) におい

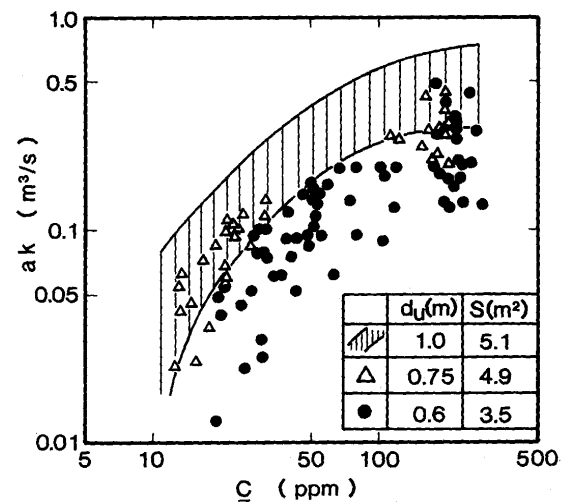


Fig. 6. Relationship between volumetric rate constant for decarburization and carbon content.

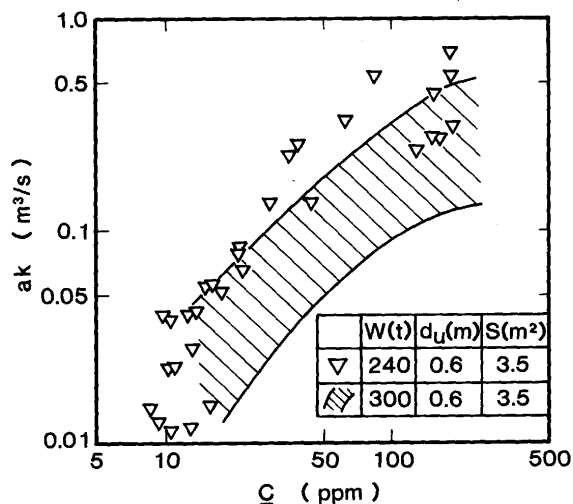


Fig. 7. Relationship between volumetric rate constant for decarburization and carbon content.

て溶鋼量, $W(t)$, を変化させた場合の脱炭反応の容量係数と炭素濃度の関係を, Fig. 7 に示す。 $W=240t$ の脱炭速度は $W=300t$ のそれに比べて大きく, 直接図示はしていないが到達炭素濃度も7~13ppmと低くなることがわかる。また, $W=300t$ での $C=10\sim15ppm$ の ak はFig. 2, 6 からわかるように実質上ゼロである。 $W=240t$ の脱炭速度は(2)式から $300/240=1.25$ 倍だけ $W=300t$ のそれより速くなることが予想されるが, 処理溶鋼量を変更しても下部槽断面積や環流速度は変わらないので両者の ak は等しくてもよいはずである。しかしながら, Fig. 7 のように全炭素濃度領域で $W=240t$ の ak は $W=300t$ のそれに比べて大きくなる。この理由は脱炭初期で真空排気能力が一定の条件では, 同一 ΔC を得るのに処理溶鋼量が少ないほど発生COガス量も少ないので早期高真空度化が達成されるためと推定される³⁾。

4. 考察

4・1 脱炭反応速度におよぼす要因の解析

4・1・1 脱炭反応の容量係数と装置条件

溶鋼内部からの脱炭可能領域として真空槽内溶鋼の自由表面からの深さを $h(m)$ とすると, 熱力学的平衡条件から,

$$h=1.48\{K_e[\%C][\%O]-P_B/1.013\times 10^5\} \quad \cdots \cdots (7)$$

が成り立つ。すなわち, 脱炭反応の進行に伴って炭素濃度が低下し, 脱炭領域が変化する。ここで, K_e : $C+O=CO$ 反応の平衡定数, $[\%C]$, $[\%O]$; それぞれ炭素, 酸素濃度(%), P_B ; 気泡生成圧力および真空槽内圧力の和(Pa)である。

通常のRH操業では, (7)式右辺第2項は右辺第1項に比べて無視できるので, 1873Kにおける平衡定数値, $K=419$, $[\%O]=0.06$, $[\%C]=0.01$ を(7)式に代入すると, $h=0.37m$ と計算される。真空槽内の静止浴深は0.3m程度であるの

で, $[\%C]$ が0.01を超える領域では真空槽内の溶鋼内部全域で脱炭が生じている。したがって, ak は一定となり, Fig. 5, 7の結果を説明できる。一方, $[\%C]$ が0.01程度より小さくなると, 脱炭領域は真空槽の浴内の一部となるので, ak に炭素濃度依存性が生じ, しかも(7)式で右辺第2項は通常の真空度において無視できるので $[\%O]$ 一定の下で ak は $[\%C]$ に比例する。 $[\%C]\leq 0.01$ でのFig. 4, 6の結果はこの推論が妥当であることを示している。また, Fig. 4からわかるように ak は環流速度とも相関を持つ。

以上から, $[\%C]$ が0.01程度より小さい領域での ak に関する半経験式として, (4)式および炭素濃度, 環流速度を考慮した次式で表す。

$$ak=\alpha Q^n S [\%C] \quad \cdots \cdots (8)$$

Table 1の条件の $0.0025\leq [\%C]\leq 0.01$ のデータを用いて(8)式中の n , α を求めると, $n=0.64$, $\alpha=0.26$ となる。なお, $0.0025\leq [\%C]$ としたのはそれ以下ではデータにばらつきが多くなると判断したからである。したがって, ak は次式のようなになる。

$$ak=0.26Q^{0.64}S [\%C] \quad \cdots \cdots (8)'$$

Fig. 8 に $0.0025\leq [\%C]\leq 0.01$ における ak の計算値, $ak_{calc.}$ と実測値 $ak_{obs.}$ を示す。各条件に対して概ね計算値は実測値を表していることがわかる。

さて, ak の下部槽断面積および炭素濃度依存性は主に反応界面積によるが, 環流速度の増加は反応界面積増につながらず, 物質移動係数, $k(m/s)$ の増大をもたらすと思われる。各RH下部槽内の溶鋼滞留量に大きな違いはないので, 環流速度と下部槽内の溶鋼流速はほぼ比例関係にあると見てよい。さらに, 溶鋼の流れの向きは浴深が槽内径に比べて浅いので水平方向が主であり¹⁴⁾脱炭によって生成した気泡にかかる鉛直上向きの浮力とは垂直をなす。このような流

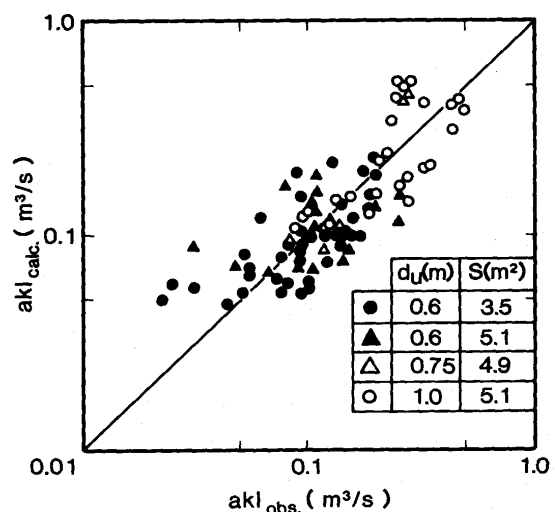


Fig. 8. Comparison of calculated volumetric rate constant for decarburization with observed values.

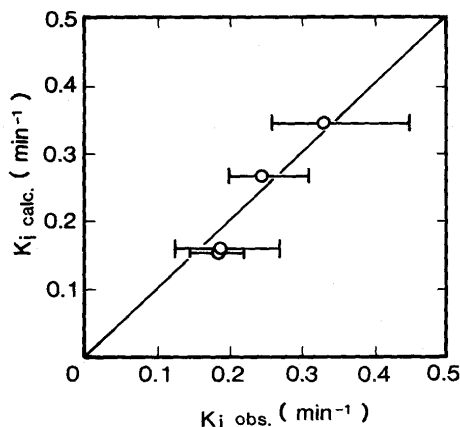


Fig. 9. Comparison of calculated initial rate constant for decarburization with observed values.

れ系の接触操作はインペラによって水平方向に液の流れを形成した気泡攪拌槽に類似である。吉田ら¹⁵⁾の気泡攪拌槽での実験によれば、 k がインペラの攪拌速度、 $n(s^{-1})$ 、ひいては液流速の0.6乗に比例するので、

$$k \propto n^{0.6} \propto Q^{0.6} \dots\dots\dots (9)$$

が成り立つ。(8)'式と(9)式を比較すると、それぞれのべき乗はほぼ同じとなり、脱炭反応の容量係数におよぼす環流速度の寄与が大略説明できると思われる。

4.1.2 脱炭反応の速度定数、容量係数と環流速度の関係

初期の脱炭速度定数、 K_i に関して、実績値と計算値の関係をFig. 9に示す。実績値は、脱炭速度が炭素濃度に依存しない $0.01 \leq [\%C]$ の領域での値であり、計算値は、 $[\%C] = 0.01$ を(8)'式に代入して得た(10)式から ak を求め、(2)式を用いて計算した。

$$ak = 2.6 \times 10^{-3} Q^{0.64} S \dots\dots\dots (10)$$

両者はよく一致しており、このことから任意のRH装置条件に対しても、(2)および(10)式を用いれば初期の脱炭速度を推定できることがわかる。

4.2 到達炭素濃度と脱炭速度定数の関係

本節では脱炭速度定数と到達炭素濃度、 C_f (ppm)、の関係を見出す。

処理溶鋼量が300tと240tに関して、脱炭時間を延長させた場合の炭素濃度推移をFig.10に示す。炭素濃度の到達レベルが異なるにもかかわらず、20分以降の処理時間では脱炭がほとんど進行しないことがわかる。Kuwabaraら⁷⁾および興梠ら⁸⁾は極低炭領域での脱炭速度の停滞理由を鋼浴内での脱炭反応可能領域が低下するためと説明している。しかしながら、熱力学的平衡の観点からは $T=1873K$ 、 $O=400ppm$ 、真空槽内圧力 $=133Pa$ (1 torr)において平衡炭素濃度は0.8 ppmと計算されることや通常の極低炭領域においてもRH真空槽内の溶鋼自由表面で脱炭が可能なることを考慮すれば、Fig.10のように脱炭が完全に停滞する現象をすべて説明して

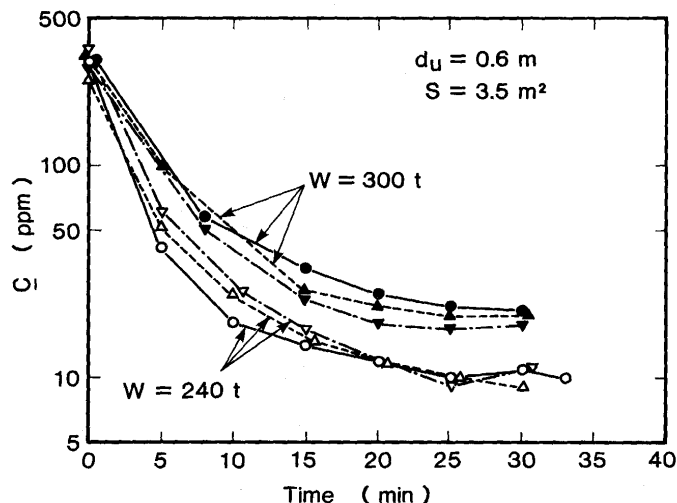


Fig. 10. Changes over time in carbon content with prolonged decarburization time.

いるとはいえない。

そこで、以下に脱炭の完全停滞を数式の上で取り扱えるように、極低炭領域での脱炭速度式として次式を用い、 K と C_f の関係を整理する。

$$-dC/dt = KC - \beta \dots\dots\dots (11)$$

ここで、 β は定数(ppm/min)であり、その物理的意味は溶鋼への炭素供給速度(溶鋼汚染)である。 $C=C_f$ において脱炭は生じないので $-dC/dt = 0$ となり、(11)式から次式が得られる。但し、 $C=C_f$ における脱炭速度定数を K_f (min^{-1})とする。

$$C_f = \beta / K_f \dots\dots\dots (12)$$

さて、 K_f は(2)式で表されるが、極低炭領域においては溶鋼自由表面での脱炭が支配的であるので⁸⁾¹⁴⁾、 $0.0025 \leq [\%C] \leq 0.01$ の範囲で求めた ak に関する(8)'式の関係は K_f を求める時に使えず、 $[\%C]$ に依存しないと思われる。そこで、 γ を定数として次式で極低炭領域における ak を推定する。

$$ak = \gamma Q^{0.64} S \dots\dots\dots (13)$$

(2)、(10)および(13)式を用いれば、 K_f/K_i は最終的に次のように近似できる。

$$K_f/K_i = \gamma(1 + 1.0S/Q^{0.36}) \dots\dots\dots (14)$$

Table 1のA~Dの条件を(14)式に代入すると、 $K_f/(K_i\gamma) = 1.7 \sim 2.1$ と大略一定値を示す。したがって、(12)式中の β を異なる定数、 β' に変えれば、 K_f を K_i に置き換えても問題ないと思われる。

Table 1に示した各条件、および $W=240t$ 処理時の C_f と K_i の関係を、Fig.11に示す。 C_f はリムド処理20~25分経過後の値とした。また、通常下部槽(Table 1のA)での平均値の実績である $C_f=17.5ppm$ 、 $K_i=0.19min^{-1}$ を(12)式に代入す

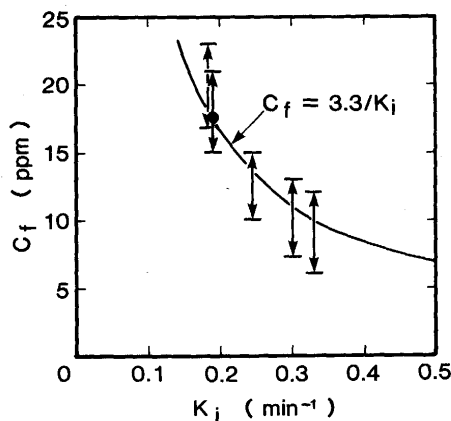


Fig. 11. Relationship between final carbon content and initial rate constant for decarburization.

ると、 $\beta' = 3.3$ となる。図から、RHの装置条件および溶鋼量を大幅に変更しても C_f は K_i の増加に反比例して低下し、しかもTable 1のAの通常下部槽のデータから得た(15)式の関係が他の条件でも成り立つことがわかる。

$$C_f = 3.3/K_i \quad (15)$$

このように、初期の脱炭速度定数がわかれば、到達炭素濃度を予測することが可能となる。

4・3 目標炭素濃度に応じたRH装置条件の設定方法

従来、RHの脱炭反応速度と装置条件の関係については著者らの一人が(2)～(3)式で示しており、脱炭速度増大のための指針となっている。しかしながら、極低炭素濃度域での脱炭停滞現象を含むものではなかったため、脱炭後の炭素濃度値などの予測に用いることはできなかった。各RH装置条件に関して処理後濃度の予測ができれば、逆に目標とする炭素濃度値に応じたRH装置条件の設定も可能である。そこで、本節では目標 C_f を得るための一般的なRH装置条件の決定方法を、前節までに述べてきたことを踏まえて明らかにする。

目標炭素濃度に対するRH装置条件の決定方法のフローチャートをFig.12に示す。目標 C_f 値を設定した後、(15)式もしくはFig.11を用いて K_i 値を求める。その後、取鍋寸法等の幾何学的制約条件の下で、与えられた K_i 値を満足するように(2)～(3)および(10)式から環流速度と脱炭反応の容量係数を求め、浸漬管径や下部槽断面積などのRH装置条件を定

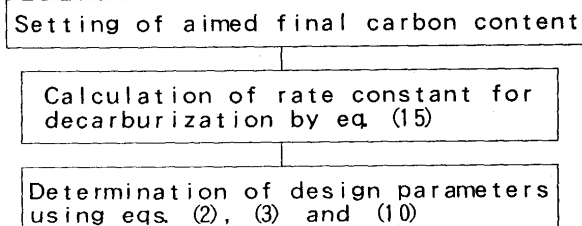


Fig. 12. Flow chart for determination of dimensions of RH for specified aimed carbon content.

めればよい。なお、処理溶鋼量を装置条件と同時に変更させる場合には、3・2で触れたように早期高真空度化によって増加した ak 値を用いて装置条件を決定する必要がある。

5. 結言

RHにおける装置条件と脱炭反応特性を解析して以下の知見を得た。

(1) 浸漬管径大(環流速度大)、下部槽断面積大(反応界面積大)、処理溶鋼量小とするほど脱炭速度が増し、到達炭素濃度も低下することを定量的に明らかにした。

(2) 脱炭反応の容量係数として、 $0.01 \leq [\%C]$ では環流速度の0.64乗および下部槽断面積に比例し、 $0.0025 \leq [\%C] \leq 0.01$ ではさらに炭素濃度にも比例するとした半経験式を作成した。

(3) 処理溶鋼量低減によっても初期の脱炭反応の容量係数は増加するが、その理由は発生COガス量が少なくなって早期高真空度化が達成されたためと推定される。

(4) 処理後の到達炭素濃度は脱炭速度定数に反比例するとした極低炭素領域での脱炭反応モデルを作成し、実験結果が説明できることを確認した。

(5) 目標とする到達炭素濃度、 C_f 、を得るためのRH装置条件の決定方法として、 C_f 値に応じて脱炭速度定数、 K 、を求め、次に取鍋寸法等の幾何学的制約条件の下で脱炭反応モデルから得られた K の関係式を用いて浸漬管径や下部槽断面積を定める方法を提示した。

文 献

- 1) 勝田順一郎、齊藤 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), p.152
- 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、中戸 参、藤井徹也、大宮 茂、末次精一、水藤政人、西川 廣：材料とプロセス、3 (1990), p.160
- 4) 井上 茂、碓井 務、吉野好克、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、渡辺 久、大貫一雄、水上義正：材料とプロセス、3 (1990), p.168
- 6) 吉岡敏二、橘 克彦、田口喜代美、高橋謙治：鉄と鋼、69 (1983), S879
- 7) T. Kuwabara, K. Umezawa, K. Mori and H. Watanabe: Trans. ISIJ, 28 (1988), p.305
- 8) 興梠昌平、城田良康、池永 寛、青木伸秀：材料とプロセス、3 (1990), p.180
- 9) 加藤嘉英、中戸 参、藤井徹也、大宮 茂、高取誠二：鉄と鋼、77 (1991), p.1664
- 10) M. Nadif and D. Brachet: 72nd Steelmaking Conference, Chicago, AIME, (1989), p.227
- 11) 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), p.152
- 12) 小野清雄、柳田 稔、加藤時夫、三輪 守、岡本徹夫：電気製鋼、52 (1981), p.149
- 13) 野口勝弘、馬田 一、数土文夫、吉田正弘：材料とプロセス、4 (1991), p.224
- 14) 桐原 理、加藤嘉英、藤井徹也：私信
- 15) F. Yoshida and Y. Miura: A. I. Ch. E. Journal, 9 (1963), p.331