

RH真空脱ガス装置における 浸漬管からのエアリークと鋼中窒素挙動

加藤 嘉英*・桐原 理*・山口 公治*・藤井 徹也*・大宮 茂*²

Air Leak through Snorkel of RH Degasser and Its Effect on Nitrogen Removal in Molten Steel

Yoshiei KATO, Tadasu KIRIHARA, Koji YAMAGUCHI, Tetsuya FUJII and Shigeru OHMIYA

Synopsis : Experimental and theoretical studies were carried out to understand the effects of air leak through the snorkel of a RH degasser on desorption and absorption of nitrogen in molten steel during vacuum treatment.

The pressure and gas composition in steel pipes inserted into the refractory of up-and down-legs were examined. Snorkels were sealed with argon gas and change of nitrogen content in steel were compared with conventional treatment without argon gas seal.

The outer side pressure of the down-leg is higher than the inner side one, whereas the pressure distribution of the up-leg is to the contrary. The main gas composition in the down-leg is nitrogen and that of the up-leg is argon. These mean that the air leak spot exists in the down-leg.

Desorption and absorption rates of nitrogen are balanced at 20 ppm when snorkels are sealed with argon gas, whereas balance content is 27 ppm for conventional treatment without argon gas seal. The kinetic analysis on nitrogen behavior made clear that the amount of nitrogen gas leak when argon gas was used for sealing snorkels was reduced on the average by one half and standard deviation of that value by one fifth compared with the conventional treatment. The relation between the rate constant for nitrogen removal and nitrogen absorption rate by air leak was shown in order to obtain the aimed final nitrogen content at the fixed treatment time.

Key words : secondary steelmaking ; RH degassing ; air leak ; snorkel ; nitrogen removal ; absorption of nitrogen.

1. 緒言

冷延鋼板の材質特性の向上や連続焼鈍化による製造コスト低減のために、鋼中の不純物元素、とりわけ炭素、窒素を極限まで除去した高純度鋼のニーズが高まり、製鋼工程での高純度化技術の開発も活発化した。

脱炭については、RH真空脱ガス装置(以下、RHと略記)を用いた種々の技術開発によってC<10ppmの達成が可能となった¹⁾。一方、脱窒素に関してはRH真空脱ガス処理時、環流用アルゴンガスの大量使用による脱窒促進²⁾や脱窒フラックス添加³⁾などの方策が取られたことがあるものの、処理中にエアリーク起因の吸窒があるため、現状の技術はさほど進展していない。

RHでの吸窒は、鉄皮に覆われ、窒素分圧の低い真空槽内で生じるとは考えにくく、浸漬管の耐火物を通して空気が溶鋼中に侵入するためと言われてきた^{4,5)}。しかし、その定量的な把握は必ずしも十分といえず、効果的なエアリーク防止法もほとんど存在しない。

そこで、先ず実機RHの浸漬管からのエアリーク挙動を調

査し、リークの発生場所を特定した。次に、エアリークを考慮した鋼中窒素挙動、脱窒限界を速度論的に解析して装置条件や操業条件との関係を明らかにし、浸漬管まわりのアルゴンシールの有無の実験から脱窒挙動の差を比較した。

2. 実験方法

2・1 浸漬管内のエアリーク挙動調査

川崎製鉄(株)千葉製鉄所1RHにおいて、浸漬管からのエアリークを防止するための鋼管(以下、リーク防止鉄板と略記)の内、外側それぞれに、Fig.1のように圧力とガス組成検知用の鋼製パイプ(外径;0.0138m,肉厚;0.0023m,長さ;0.3m)を埋め込んだ。本パイプはリーク防止鉄板の内側、外側とも円周上に8本ずつ等間隔に配置し、浸漬管内のフランジ直下に置かれたリング(外径;0.0173m,肉厚;0.0023m)に接続した。リングは浸漬管外のフレキシブルチューブにつないだ。なお、浸漬管は内径;0.3m,外径;0.85m,長さ;0.68m,リーク防止鉄板は内径;0.55m,肉厚;0.006m,長さ;0.5mの寸法で、耐火物の材質はアルミナ質である。

平成8年7月2日受付 平成8年9月9日受理 (Received on July 2, 1996; Accepted on Sep. 9, 1996)

* 川崎製鉄(株)技術研究所 (Technical Research Laboratories, Kawasaki Steel Corp., 1 Kawasaki-cho Chuo-ku Chiba 260)

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

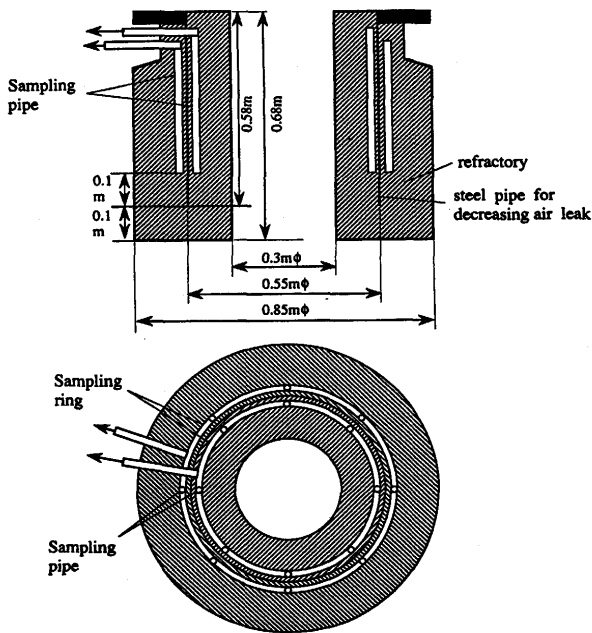


Fig. 1. Experimental setup for measurement of air leak in snorkel of RH.

圧力の検知は、フレキシブルチューブの先端に設置したデジタルマノメーターで行った。フレキシブルチューブの先端にポンプを設置してガスを吸引し、吸引ガス流量やガス組成を調べた。浸漬管内のガス流量、組成はそれぞれ浮子式流量計、ガスクロマトグラフィーを用いて測定した。実験はステンレス鋼の処理中に行った。真空槽内の到達真空度は27-40Paで、環流用アルゴンガス流量は0.6Nm³/minである。また、溶鋼処理量は90~100tである。

2・2 浸漬管まわりのアルゴンシール実験

シールの有無による溶鋼中の窒素挙動の差を明らかにするために、川崎製鉄(株)水島製鉄所2RHにおいて浸漬管まわりをアルゴンでシールした。実験装置の概略を、Fig. 2に示す。フランジ部のシール用オーリングの外側に、アルゴンを流すための幅0.015m、深さ0.01mの溝、Aを設けた。さらに、厚さ0.006m、外径1.4mの鋼製パイプをフランジ部に溶接して浸漬管(内径; 0.6m、外径; 1.2m、長さ; 0.65m)を覆い、鋼製パイプと浸漬管耐火物のすき間、Bにアルゴンを満たした。A部のアルゴンは排出孔を通してB部に排気され、B部のそれは鋼製パイプに設置した排出孔からサンプリング用のガス収集装置に導かれる構造とした。本装置は上昇、下降管の両方に取り付けた。A部のアルゴン流量は0.2Nm³/min、B部に直接導入するアルゴン流量は0.5Nm³/minとした。B部のガスはサンプリングして、ガスクロマトグラフィーで分析した。

実験は、上記シール装置のない通常処理と比較しながら、キルド処理材を中心に行ったが、リムド状態で脱炭処理した後、アルミニウムを添加して脱酸処理を行う極低炭素鋼処理実験も行った。キルド処理材のRH処理後の主な成分はC/0.10-0.15%、Si/0.15-0.30%、Mn/0.9-1.4%、S/0.003

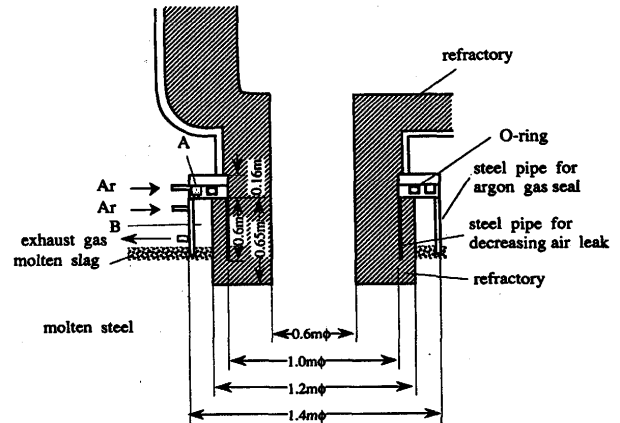


Fig. 2. Experimental apparatus for argon seal around snorkel of RH.

-0.005%、Al/0.015-0.030%、極低炭素鋼のそれはC/0.0015-0.0017%、Mn/0.1-0.12%、S/0.005-0.006%、Al/0.04-0.05%である。環流用アルゴンガス流量は1.6Nm³/min、処理中の到達真空度は約20Pa、キルド処理材の処理開始後5分における真空度は53~106Pa程度である。溶鋼処理量は280tである。

3. 実験結果

3・1 浸漬管内のエアリーク挙動

下降管においてリーク防止鉄板の外側の圧力から内側の圧力を引いた値、 ΔP (Pa)とリーク防止鉄板の外側の圧力(ゲージ圧)の関係を、RH処理後半の平均値についてプロットしてFig. 3に示す。 $\Delta P \geq 0$ かつ下降管内のゲージ圧も総じて負となることから、圧力は大気から下降管内側に向かって低下する。これは大気から浸漬管内部へガスが流れることを意味するので、ガス組成で確認する必要があるものの、リーク防止鉄板の下端部の耐火物を通してエアリークが生じていると思われる。

同様に上昇管の ΔP (Pa)とリーク防止鉄板の外側の圧力(ゲージ圧)の関係をFig. 4に示す。下降管の場合とは逆にリーク防止鉄板の外側の圧力が正で、さらに $\Delta P < 0$ となる。圧力の低下が上昇管内側から大気に向かって生じることは、ガスが浸漬管の内側から大気に流れることであるので、RH上昇管側では通常、エアリークが生じないといえる。

RH処理中の下降管ならびに上昇管内リーク防止鉄板の内側におけるガス組成の典型例をFig. 5に示す。下降管内のガスは、キルド処理の場合ほぼ空気と同一組成、脱炭処理の場合は脱炭生成物であるCOとCO₂が30%程度占めるものの主組成は窒素であり、Fig. 3の $\Delta P \geq 0$ を勘案すればエアリークに起因する組成といえる。一方、上昇管のガス組成は脱炭期のガスに一部COが混じるが、大略アルゴンであり、Fig. 4の $\Delta P < 0$ から推察すれば環流用アルゴンガスの一部が溶鋼に入らず耐火物を通して逆流したものである。

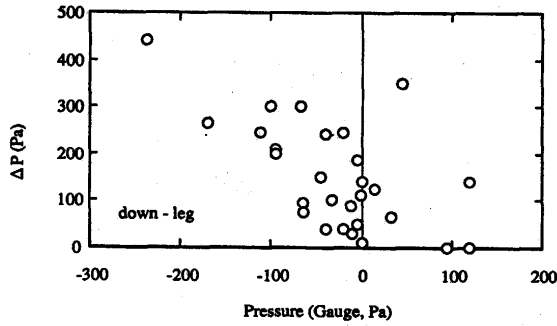


Fig. 3. Relation between ΔP and gauge pressure for down-leg.

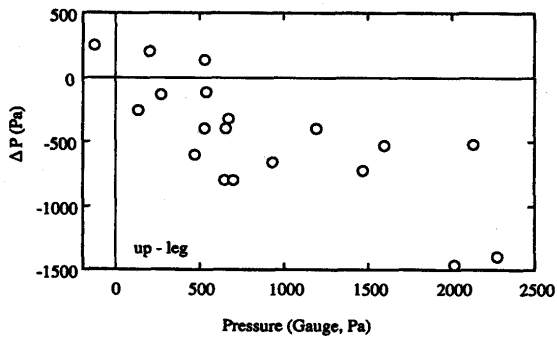


Fig. 4. Relation between ΔP and gauge pressure for up-leg.

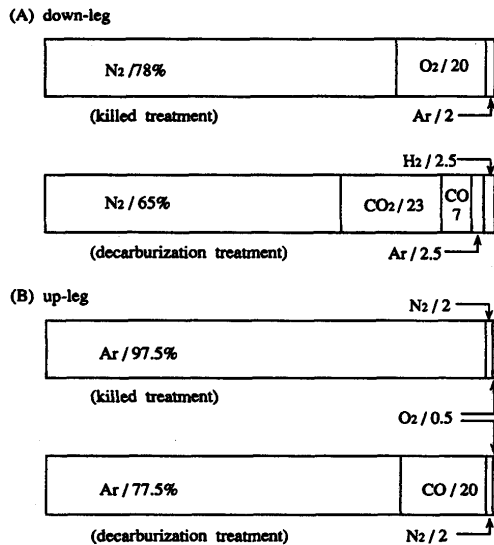


Fig. 5. Typical examples of gas composition measured in up-and down-legs.

すなわち、エアリークは生じないものと判断される。

3・2 窒素挙動におよぼすアルゴンシールの有無

Fig. 2の実験装置を用いたアルゴンシール実験において、RH処理開始後10分での下降管側のガス分析結果(N=18)を平均してTable 1に示す。平均窒素濃度は4.86%、標準偏差、 σ 、は2.81となり、アルゴンシールの効果があるといえる。

キルド処理材の溶鋼中の窒素濃度推移の代表例をアルゴンシールの有無で比較してFig.6に示す。アルゴンシールを行うことによって、窒素濃度の高い場合は脱窒が進行し、

Table 1. Average gas composition measured between snorkel and cylindrical vessel for argon seal.

N ₂ (%)	O ₂ (%)	H ₂ (%)	CO(%)	Ar(%)
4.86	0.93	0.26	0.03	93.92

($\sigma_{N_2}=2.81$)

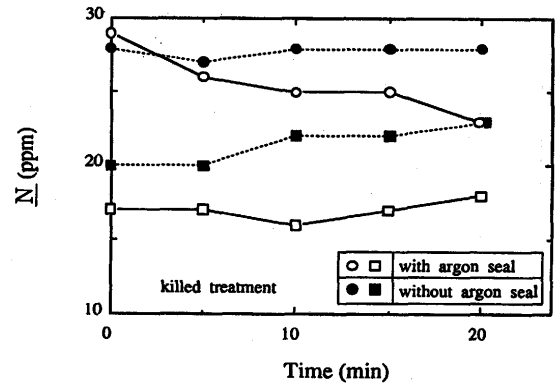


Fig. 6. Changes over time in nitrogen content with and without argon seal during killed treatment.

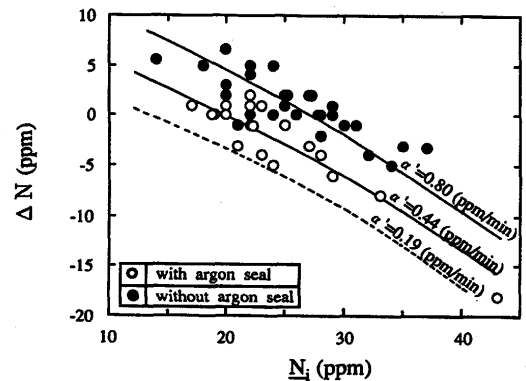


Fig. 7. Relation between ΔN during killed treatment and initial nitrogen content.

低い場合も吸窒傾向が抑制される。

キルド処理材のRH処理後と処理前の窒素濃度の差、 ΔN (ppm)、と処理前窒素濃度、 N_i (ppm)、の関係をFig. 7に示す。処理時間は20分である。処理前窒素濃度が高いほど脱窒量は大きく、アルゴンシールによって処理前窒素濃度が低い場合でも吸窒量が少なくなるなどがわかる。 ΔN と N_i の関係の二次曲線近似を図中実線で示すが、 $\Delta N = 0$ となるRH処理前窒素濃度は回帰計算から、通常処理で27ppm、アルゴンシール有の場合で20ppmと求まる。なお、図中破線はアルゴンシール有の ΔN に対する -2σ の曲線である。

脱炭処理後にキルド処理を行った場合の ΔN とRH処理前窒素濃度の関係を、Fig. 8に示す。脱炭処理時間は20分、その後のキルド処理時間は10分である。Fig. 7と同様アルゴンシール有の場合のほうが吸窒量は少ない。また、図中のプロットとFig. 7のキルド処理単独の曲線を比較すればわかるように、アルゴンシールの有無にかかわらず脱炭処理後に

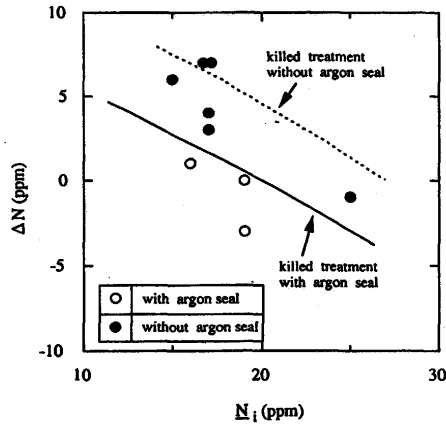


Fig. 8. Relation between ΔN during decarburation and sequential killed treatment and initial nitrogen content.

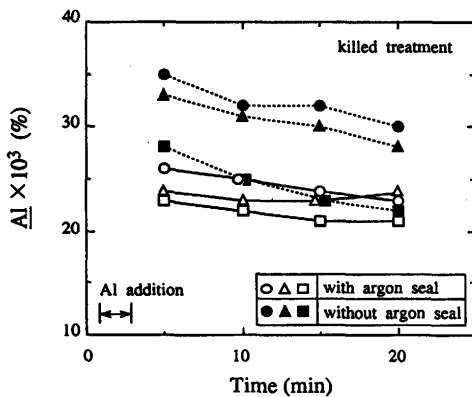


Fig. 9. Changes over time in aluminum content with and without argon seal during killed treatment.

キルド処理を行った場合の方が ΔN が小さい。これは、脱炭処理中のCOガスが脱窒素反応の界面積を増すこと、およびCOガスによる希釈が窒素分圧の低下、ひいては平衡窒素濃度の低下を伴うことで、脱窒が促進するため⁶⁾と思われる。

浸漬管まわりのアルゴンシールはエアリーク量を抑制するので、鋼中アルミニウムの酸化による減少量も少なくなるはずである。キルド処理材のアルミニウム濃度変化の代表例を、シールの有無で比較してFig. 9に示す。シール有の方がアルミニウム濃度の低下が⁷⁾少ない。アルミニウムの平均減少速度はシール有の場合、 $n=18$ で $1.8 \times 10^{-4} (\%/min)$ で、シール無の場合、 $n=29$ で $3.3 \times 10^{-4} (\%/min)$ であり、アルゴンシールによってその酸化速度が⁸⁾ほぼ半減した。

4. 考察

4.1 鋼中窒素挙動の速度論的解析

4.1.1 窒素挙動の速度論的解析

前章の実験結果から、Fig. 10に示すように脱窒反応サイトを真空槽内、吸窒反応サイトをエアリークが生じている下降管内とし、さらに以下の仮定をおいて鋼中窒素の挙動を解析する。

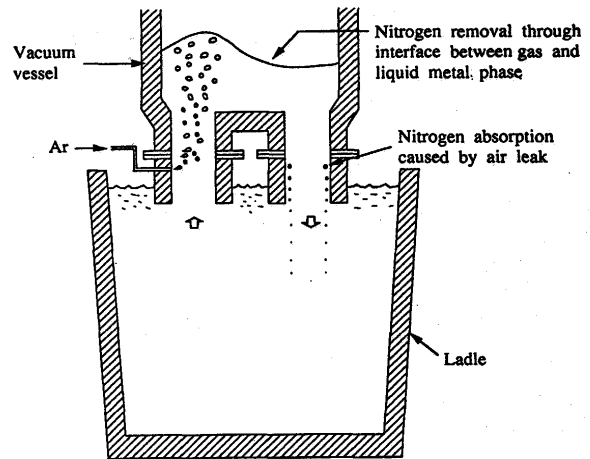


Fig. 10. Schematic representation of reaction sites for absorption and desorption of nitrogen in RH degasser.

1) 真空槽での脱窒速度は二次式に従う⁷⁻¹⁰⁾。

2) 下降管での吸窒速度は、取鍋自由表面へのガス気泡の到達が目視観察されなかったため鋼中へ入った窒素ガスは全量吸収されると見なし、ガス供給律速とする。

この時、全体の窒素移動速度は次式で表される。

$$-dN/dt = K_N(N^2 - N_e^2) - \alpha$$

$$= (k_{ov}a/V)(N^2 - N_e^2) - \alpha \quad \dots \dots \dots (1)$$

ここで、 N は窒素濃度 (ppm)、 N_e は平衡窒素濃度 (ppm)、 t は処理時間 (min)、 K_N は脱窒速度定数 ($1/ppm \cdot min$)、 α は窒素吸収速度 (ppm/min)、 k_{ov} は総括の窒素移動係数 ($m/min \cdot ppm$)、 a は反応界面積 (m^2)、 V は溶鋼量 (m^3)である。

初期窒素濃度を N_i (ppm)とし、(1)式の積分形を簡略化するため、定数を(2)~(4)式で定義すれば窒素濃度は吸窒、脱窒状態に応じて以下ようになる。

$$\alpha' = \alpha + K_N N_e^2 \quad \dots \dots \dots (2)$$

$$A = \left| \frac{(\alpha'/K_N)^{1/2} + N_i}{(\alpha'/K_N)^{1/2} - N_i} \right| \quad \dots \dots \dots (3)$$

$$B = 2(\alpha'K_N)^{1/2} \quad \dots \dots \dots (4)$$

ここで、 α' は平衡状態を加味した窒素吸収速度 (ppm/min)である。

i) $K_N \neq 0$, $\alpha' \neq 0$ の場合

$$\text{吸窒状態: } (\alpha'/K_N)^{1/2} - N > 0 \quad \dots \dots \dots (5)$$

$$N = \frac{(\alpha'/K_N)^{1/2} \{A \exp(Bt) - 1\}}{A \exp(Bt) + 1} \quad \dots \dots \dots (6)$$

$$\text{脱窒状態: } (\alpha'/K_N)^{1/2} - N < 0 \quad \dots \dots \dots (7)$$

$$N = \frac{(\alpha'/K_N)^{1/2} \{A \exp(Bt) + 1\}}{A \exp(Bt) - 1} \quad \dots \dots \dots (8)$$

$$\text{吸窒と脱窒が}^3\text{均衡状態: } -dN/dt = 0 \quad \dots \dots \dots (9)$$

$$N = (\alpha'/K_N)^{1/2} \quad \dots \dots \dots (10)$$

$$\text{ii) } K_N \neq 0, \alpha' = 0 \text{の場合 } N = 1/(1/N_i + K_N t) \quad \dots \dots \dots (11)$$

$$\text{iii) } K_N = 0, \alpha' \neq 0 \text{場合 } N = N_i + \alpha' t \quad \dots \dots \dots (12)$$

4.1.2 速度定数の算出と検証

通常の操業形態での窒素挙動は4.1.1のi)に相当する。水島2RHにおいてアルゴンシール有の場合、吸窒と脱窒が均衡する窒素濃度は3.2節から20ppmなので、この数値を(10)式に代入すると、アルゴンシール有での α' として(13)式が得られる。

$$\alpha'_{EX} = 400K_N \dots\dots\dots (13)$$

(6)または(8)式を(13)式と連立させ、Fig. 7のシール有の実験値との残差二乗和が最小となるように α'_{EX} 、 K_N を定めれば、それぞれ $\alpha'_{EX} = 0.44$ 、 $K_N = 1.1 \times 10^{-3}$ と求まる。

一方、 K_N はアルゴンシールの有無で変化しないものと考えられるので、アルゴンシールをしない時の α' を上記 K_N 値を用い同様の方法で求めると、 $\alpha'_{NO} = 0.80$ のようになる。

実験条件である到達真空度が20Pa、溶鋼温度が1873Kの時、 N_0 は6.4ppmと計算されるので、シール有、無の窒素吸収速度は(2)式と上記 K_N 、 α'_{EX} 、 α'_{NO} 値を用いてそれぞれ、 $\alpha_{EX} = 0.4$ 、 $\alpha_{NO} = 0.76$ と求まる。なお、添字EX、NOはアルゴンシールの有無を示す。窒素吸収速度はシールによってほぼ半減したことがわかる。

さて、以下に(1)式で定義される脱窒反応の k_{OV} を推算する。1873Kで20ppmの窒素濃度と平衡する窒素分圧は194Paである。これは真空槽内の到達圧力が20Paの場合、溶鋼の自由表面から深さ 2.5×10^{-3} mでの静圧に相当する。すなわち、脱窒反応は真空槽内自由表面から最大 2.5×10^{-3} mの深さの範囲で生じるとみてよい。

著者らが行った水島2RHでの脱炭反応の解析結果によれば、極低炭領域、例えばC=10ppm、O=600ppmにおいて脱炭反応の容量係数、 ak_c (m^3/min)は1.2¹⁾となり、 ak_c に占める真空槽内溶鋼の自由表面起因の割合は62%、溶鋼内部起因の割合(熱力学の平衡条件から 3.7×10^{-2} mの深さまで脱炭可能)は38%⁷⁾となる。したがって、真空槽内自由表面での反応の容量係数と、深さ 2.5×10^{-3} mまでの溶鋼内部で生じる反応の容量係数の和は近似的に $ak_c = 1.2(0.62 + 0.38 \times 0.25/3.7) = 0.77$ と求まる。脱炭反応の物質移動係数、 k_c (m/min)、の値は通常、操業条件によって異なるが、反応界面積のオーダー推算のために原島ら⁸⁾の小型溶解実験時の値である 2.9×10^{-2} を用いれば、自由表面および 2.5×10^{-3} mの深さの範囲の反応界面積は $a = 27$ となる。本数値は水島2RH真空槽の断面積、 $3.5m^2$ に比べて約8倍大きい。これは前述のように溶鋼の自由表面から 2.5×10^{-3} mの深さまで脱窒可能であることと、溶鋼の流れや環流用アルゴンガス起因によって自由表面に凹凸があるためと考えられる。上記 K_N および a 値を(1)式に代入すれば、脱窒反応の総括移動係数は $k_{OV} = 1.6 \times 10^{-4}$ となる。

溶鋼の脱窒速度に関する基礎研究は数多く存在し、本研究のキルド処理材と同様の低酸素、低硫黄濃度における k_{OV} ($m/min \cdot ppm$)の値として、成田ら⁹⁾は 3×10^{-5} 、萬谷ら¹⁰⁾は 5.5×10^{-5} 、長ら¹¹⁾は 1.2×10^{-4} 、原島ら¹²⁾は 3×10^{-4} を得

た。数値が研究者によって大きく異なる理由として、井上¹³⁾は低酸素、低硫黄濃度領域では界面反応と物質移動の混合律速となり、物質移動速度が操作条件によって異なるためと説明している。

k_{OV} の推算値は、基礎研究の中で最も大きい原島らの結果より約5倍大きくなったが、これは井上も指摘しているように、実機RHでは浴表面の流動状況が異なる場合と比べてはるかに激しいことによると考えられる。

4.2 エアリーク量の推定

窒素リーク流量、 Q (Nl/min)、溶鋼量、 W (t)、窒素吸収速度、 α (ppm/min)、の関係はガスの供給律速から

$$Q = W \cdot \alpha \cdot (22.4/28) \dots\dots\dots (14)$$

となる。 $W = 280t$ および上記 α_{EX} 、 α_{NO} 値をそれぞれ(14)式に代入すると、窒素リーク流量はアルゴンシールを行った場合、行わない通常処理の場合でそれぞれ90、170(Nl/min)と求まる。

これらは平均的な数値なので、浸漬管からの窒素リーク量のバラツキを考慮する。Fig. 7において、4.1.2と同様の方法で -2σ 側の窒素吸収速度を求めると、図中破線のようになり、 $\alpha'_{EX,2\sigma} = 0.19$ 、 $\alpha_{EX,2\sigma} = 0.15$ と求まる。(14)式に代入すると、シール有の -2σ 側の窒素リーク流量は34 Nl/min となる。これは -2σ の条件で浸漬管からの窒素リークを防止できたとしても、なお他の場所から34 Nl/min のリークが生じていることを意味するが、その箇所は不明である。

4.3 窒素濃度変化におよぼす操作要因の影響

Fig.11に、初期窒素濃度を30ppm、処理時間を10、20分として(1)から(12)式で計算した等窒素濃度線を、 K_N と α' に対して示す。縦軸には浸漬管を介してのエアリーク流量、 Q_{air} (Nl/min)、の換算値を、横軸には著者らがRHの脱炭反応解析で得た、反応界面積が真空槽断面積に比例するとの知見にもとづいて¹⁾、真空槽断面積、 S (m^2)、の換算値を付記した。換算に際し水島2RHの実績値を用い、 W を280t、 $K_N = 1.1 \times 10^{-3}$ ($1/ppm \cdot min$)での S を $3.5(m^2)$ とした。

図は、RH処理後の目標窒素濃度に対して K_N と α' の値をどの程度とすべきかを知るのに有効であり、当然ながら、 K_N が大きく α' が小さいほど低窒素化が図れることがわかる。水島2RHの通常処理の条件は(b)図中のP点であり、脱窒量が2.1ppm、アルゴンシールした場合だと同じくQ点で、脱窒量が6.3ppmとなる。20分の処理で30→20ppmまで脱窒させるためには、図からわかるように通常のエアリーク量($\alpha' = 0.80ppm/min$)の場合、 $K_N = 0.0011 \rightarrow 0.00237$ ($1/ppm \cdot min$)とほぼ2倍、アルゴンシール($\alpha' = 0.44ppm/min$)の条件で $K_N = 0.0011 \rightarrow 0.00164$ ($1/ppm \cdot min$)と、約1.5倍にしなければならない。これ以上の浴表面の攪拌強化は困難と考えられるならば、 K_N の増加を真空槽の大型化による S の増大によって達成する必要がある。

また、30→20ppmまでの脱窒に際し K_N が通常と同じ0.0011($1/ppm \cdot min$)の場合は、(b)図から $\alpha' = 0.80 \rightarrow 0.15$

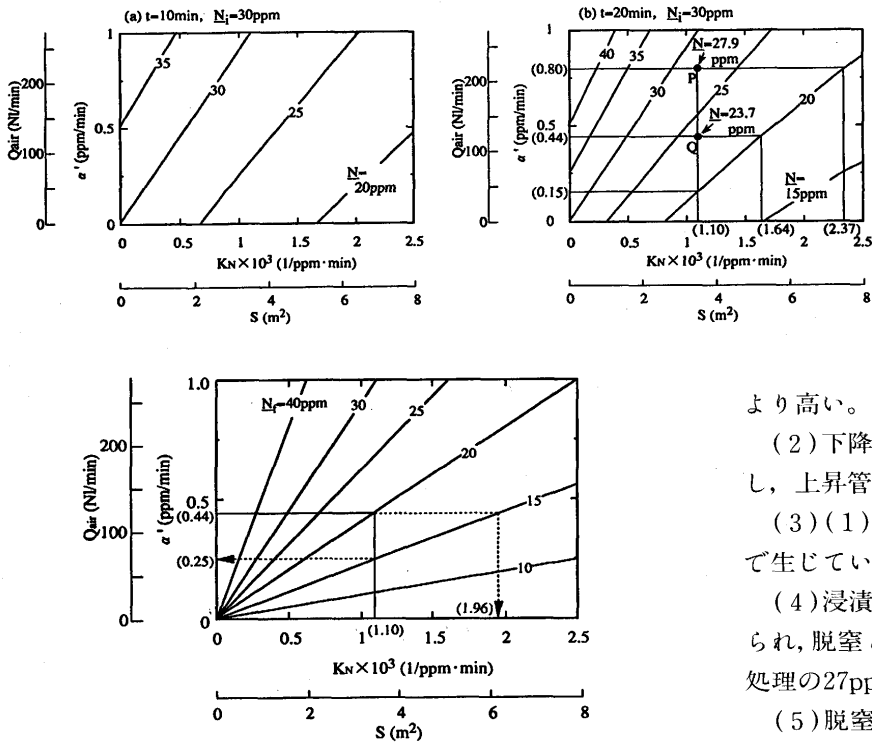


Fig. 11. Contours of nitrogen content at 10 and 20 minutes of RH treatment (initial nitrogen content = 30ppm).

より高い。上昇管のそれは逆の傾向を示す。

(2) 下降管耐火物内のガスの主組成は窒素であるのに対し、上昇管のそれはアルゴンである。

(3) (1)および(2)から、溶鋼へのエアリークは下降管で生じていると推察される。

(4) 浸漬管まわりをアルゴンシールすれば吸窒量が抑えられ、脱窒と吸窒が均衡する N は20ppmとなる。これは通常処理の27ppmに比べて低い。

(5) 脱窒とエアリークによる吸窒を考慮した速度論的解析を行った。アルゴンシールによって平均的な窒素リーク量が半減、バラツキを考慮すると最良の条件(-2σ)では1/5に減少する。

(6) 脱窒速度定数とエアリークによる吸窒速度を考慮して、設定した処理時間で目標窒素濃度を得るための解析手法を確立した。水島2RHを例として、目標の窒素濃度を得るためのRHの装置および操業条件を計算した。

文献

- 1) 例えば、加藤嘉英, 藤井徹也, 末次精一, 大宮 茂, 相沢完二: 鉄と鋼, **79** (1993), 1248.
- 2) 池田正文, 宮脇芳治, 半明正之, 石川 勝, 田辺治良, 碓井 務: 鉄と鋼, **69** (1993), S881.
- 3) 入谷英樹, 齊藤 忠, 江波戸紘一, 勝田順一郎, 山名 寿, 植村健一郎: 材料とプロセス, **4** (1991), 1263.
- 4) 亀水 晶, 吉野好克, 寺岡卓治, 小松喜美, 村井 剛, 井上 茂: 材料とプロセス, **7** (1994), 243.
- 5) M.Yano, S.Kitamura, K.Azuma, N.Ishiwata and Y.Obana: 77th Steelmaking Conf., Chicago, AIME, (1994), 117.
- 6) 片山裕之, 梶岡博幸, 稲富 実, 田中英夫, 細田秀人: 鉄と鋼, **63** (1977), 2077.
- 7) 桐原 理, 加藤嘉英, 藤井徹也: 鉄と鋼, **80** (1994), 705.
- 8) 原島和海, 溝口庄三, 梶岡博幸: 材料とプロセス, **3** (1990), 144.
- 9) 成田貴一, 小山伸二, 牧野武久, 岡村正義: 鉄と鋼, **57** (1971), 2207.
- 10) 萬谷志郎, 篠原忠弘, 戸崎秀男, 不破 祐: 鉄と鋼, **60** (1974), 1443.
- 11) 長 隆郎, 森谷 徹, 井上道雄: 鉄と鋼, **64** (1978), 701.
- 12) 原島和海, 溝口庄三, 梶岡博幸, 板倉勝利: 鉄と鋼, **73** (1987), 1559.
- 13) 井上道雄: 鉄と鋼, **70** (1984), 1315.
- 14) K.Yamaguchi, T.Sakuraya and K.Hamagami: Kawasaki Steel Tech. Rep., (1995) 32, 33.

Fig. 12. Contours of final nitrogen content at infinite RH treatment time.

(ppm/min)とエアリーク量を約1/5に減少させなければならないが、これは前節で議論したように浸漬管からのエアリークを完全に防止すれば達成可能である。

以上に述べた真空槽の大型化やリーク防止法に加え、RHでの水素吹き¹⁴⁾も自由表面近傍での反応界面積増大につながるので脱窒促進に有効と思われる。

(1)式で $-dN/dt=0$ となる脱窒限界値, N_f (ppm), を, K_N と α' に対してFig.12に示す。Fig.11と同様 K_N が大きき, α' が小さいほど窒素濃度は低下する。Fig.12はFig.11と同一の K_N , α' 値に対して $t=\infty$ での窒素濃度を意味するので, 脱窒側ではFig.11より低い値, 吸窒側では高い値となる。一例として, N_f を15ppmとするために, K_N の値が通常と同様の 0.0011 (1/ppm·min)ならば $\alpha'=0.25$ (ppm/min)とする必要があり, α' がアルゴンシール並みの 0.44 (ppm/min)ならば $K_N=0.00196$ (1/ppm·min)としなければならない。いずれにしても, エアリークがある条件での最終窒素濃度は脱窒速度定数とのバランスで決まる。

5. 結言

RHにおける浸漬管からのエアリークと鋼中空素挙動を解析して以下の結果を得た。

(1) RH下降管内の圧力は大気圧以下で, 外側の方が内側