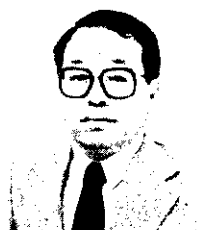


Combined Blowing System (LD-KGC) with Wide Range of Flow Rate



橋 林三

Rinso Tachibana
水島製鉄所 製鋼部製
鋼技術室 主査(課長)



高柴 信元

Nobuyoshi Takashiba
水島製鉄所 設備部設
計室 主査(掛長)



桑山 道弘

Michihiro Kuwayama
水島製鉄所 製鋼部炉
材技術室



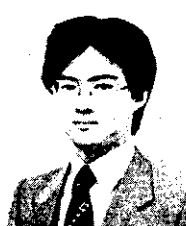
山根 明

Akira Yamane
水島製鉄所 電気計装
部電気計装技術室



前田 瑞夫

Mizuo Maeda
水島製鉄所 製鋼部第
1 製鋼課 課長



小山内 寿

Hisashi Osanai
水島製鉄所 製鋼部製
鋼技術室

1 緒 言

各種の複合吹錬法が開発された現在において、一般的に知られた普通鋼吹錬底吹きガスの最適流量としては、高炭素鋼吹錬では $0.05 \text{ Nm}^3/\text{min} \cdot \text{t}$ 以下の流量、低炭素鋼には不活性ガスの場合 $0.1 \text{ Nm}^3/\text{min} \cdot \text{t}$ 、酸素の場合それ以上であることが報告されている¹⁾。一方、溶銑予備処理による脱磷銑を用いた高炭素鋼吹錬、Mn 銑石の大量使用、さらにはスクラップの大量使用を図るポストコンパシジョンにおいては従来以上に鋼浴の攪拌力向上が求められている。

このように底吹きガスの流量制御範囲が広くなれば、ガス使用コストも含めて、上底吹き転炉の経済性がますます発揮される。そこで、当社で開発した従来の不活性ガス上底吹き転炉 (LD-KG) をさらに発展させ、溶鋼静圧にバランスする最低圧 (実用上 $0.005 \text{ Nm}^3/\text{min} \cdot \text{t}$) から最大 $0.15 \sim 0.2 \text{ Nm}^3/\text{min} \cdot \text{t}$ の底吹きができる流量可変幅の大きい上底吹き転炉 (LD-KGC) を開発した。

本報では流量可変幅の大きい細管羽口を用いる場合に観察される

要旨

流量可変幅の大きい上底吹き転炉では、一定圧力下では、羽口近傍温度の上昇に伴って底吹きガス流量の低下が観察された。この流量閉塞現象が羽口への熱伝達によって生ずることを実験と Rayleigh 流れによる理論計算によって証明した。この解析に基づき、低炭素、中炭素、高炭素の全ての鋼種で最大の冶金効果を得るため、広範囲の流量可変幅 ($0.005 \sim 0.2 \text{ Nm}^3/\text{min} \cdot \text{t}$) を有する上底吹き転炉 (LD-KGC) を開発した。水島製鉄所第 1 製鋼 180 t 転炉における制御システム、機械設備の特徴について述べた。大流量の底吹きによりスラグ中 (T・Fe) は Q-BOP と同程度に減少している。また底吹きガス・パターンの影響が大きい。

Synopsis:

It was observed that the bottom gas flow rate was reduced under constant pressure along with an increase in the temperature near the tuyere in combined blowing with a wide range of the gas flow rate. It was proved that this choking phenomenon is caused by heat transfer to the tuyere by experimental work and theoretical calculation to which Rayleigh flow have been applied.

On the basis of this analysis we have developed combined blowing with a wide range of the bottom gas flow rate ($0.005 \sim 0.2 \text{ Nm}^3/\text{min} \cdot \text{t}$), in the so called LD-KGC, in order to obtain a maximum metallurgical advantage for all steel grades such as low-medium-carbon and high carbon steels. This report describes the characteristics of the control system and mechanical installation at No. 1 BOF shop, Mizushima Works.

As a result, T, Fe in the slag has been decreased to the same level as that for the Q-BOP by applying a large amount of bottom gas injection. Also this is greatly influenced by the bottom gas flow pattern.

熱チョーキング現象と、水島第 1 製鋼工場における改造設備の特徴、さらに、大流量における冶金特性について述べる。

2 流量可変幅の大きい羽口での流れ

2.1 羽口内ガス流れの熱チョーキング現象

流量可変幅の大きい底吹き羽口には低流量でも羽口閉塞を生じさせないため細管が選択されている。しかし、水島 1 製鋼 180 t 転炉で上記の羽口を用いたところ、低圧低流量範囲で Fig. 1 に示す現象が観察された。すなわち、転炉立ち上げから炉の使用回数が増加するに伴って、一定の背圧での底吹き可能ガス量が低下している。これに対応した羽口近傍の耐火物温度測定では Fig. 2 に示す

* 昭和60年 8月12日原稿受付

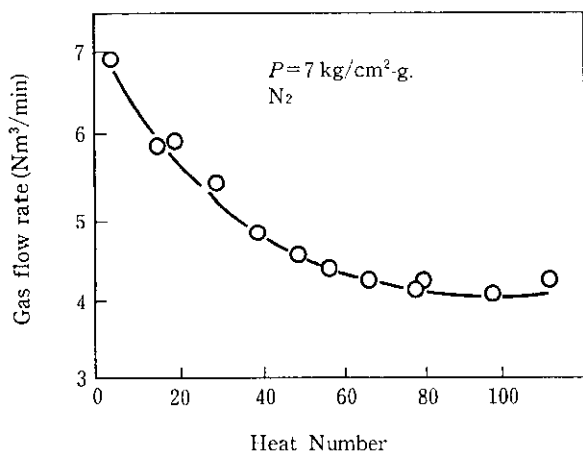


Fig. 1 Change of gas flow rate at constant pressure

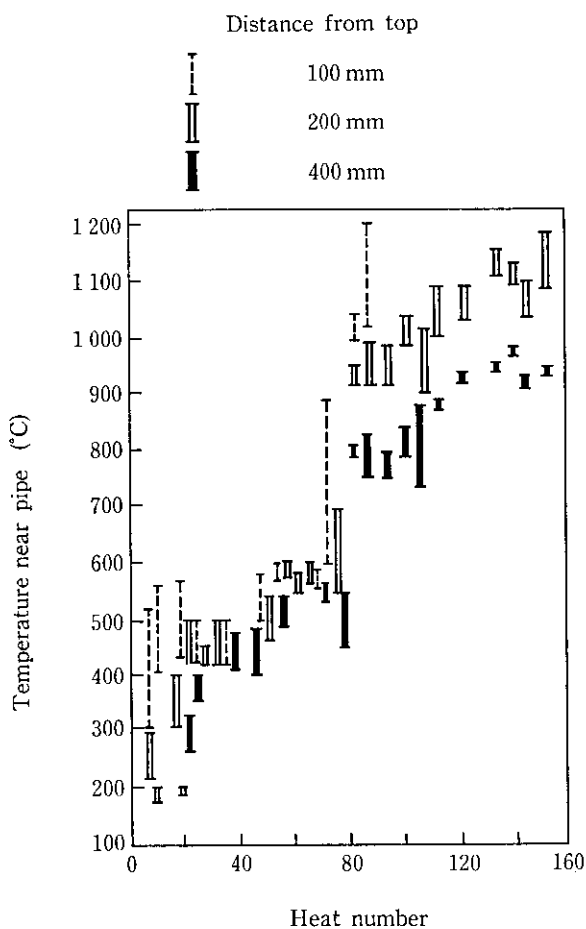


Fig. 2 Change of temperature near pipe

ように炉回数の進行につれ温度上昇が見られる。Fig. 3 には、もっと短時間の変化として吹錬中の例を示すが、羽口近傍温度上昇に対して、一定の背圧にもかかわらず底吹きガス量が低下している。また羽口の背圧と流量の関係を転炉稼動前の冷間測定と、溶鉄装入後の熱間測定で比較すると、熱間測定は冷間の 25% 程度に低下する。前述した溶鉄に羽口が浸漬している状態における流量の変化では、羽口出側におけるマッシュルーム生成の影響が懸念されるので、溶鋼を転炉から排出した後の背圧と流量の変化を調査した (Fig. 4)。出鋼後の時間が経過するのに伴って転炉は冷却し、一定

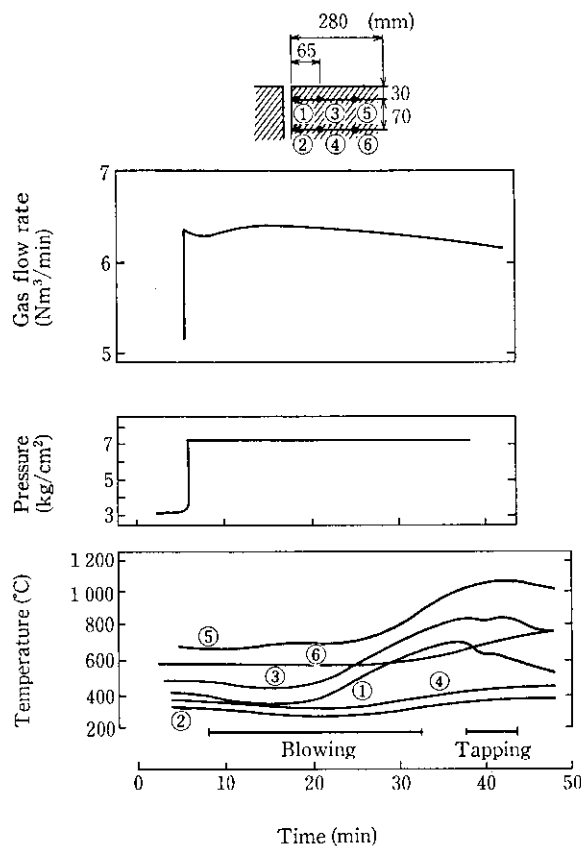


Fig. 3 Change of temperature and gas flow rate during blowing

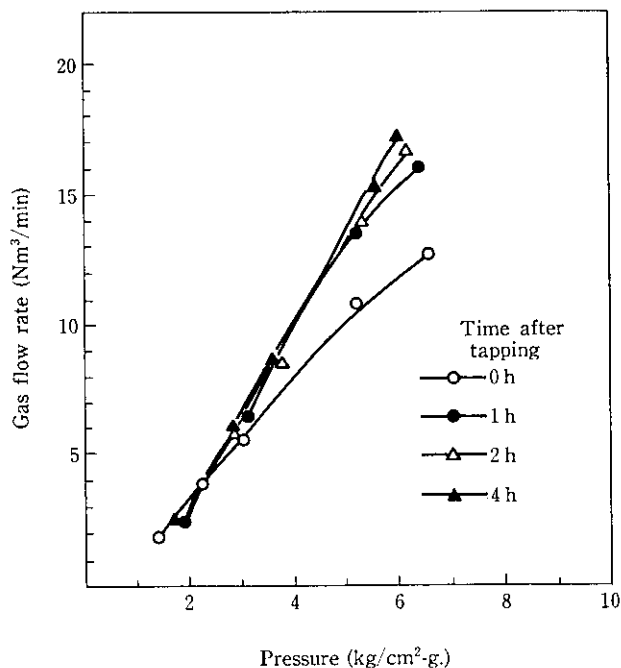


Fig. 4 Change of gas flow rate after tapping

背圧における底吹き可能ガス量は徐々に回復している。

これらの原因を追究するため羽口を回収し観察したが、羽口パイプに変形はなく、底吹きガス量の変化は羽口への伝熱状況に影響されていることが推定された。

以上の事を証明するため Fig. 5 に示すように、小型電気炉内に

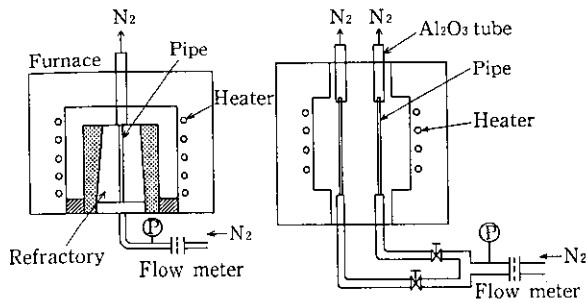


Fig. 5 Experimental apparatus of measuring gas flow rate during heating

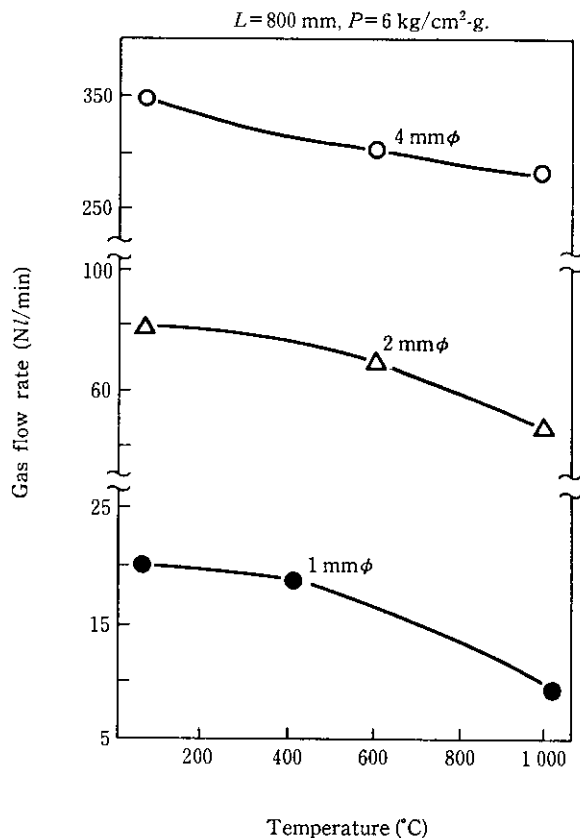


Fig. 6 Relation between gas flow rate and temperature at constant pressure

耐火物で包み込んだパイプ、またはパイプを直接入れ、各種径のパイプについて、管長、管径、温度の影響度を測定した。

Fig. 6 に 1 mmφ, 2 mmφ, 4 mmφ のパイプを管長 800 mm, 背圧 6 kg/cm²-g. に保った場合の常温から 1000°C における温度範囲で流量変化を示した。どの管径でも温度上昇に伴ってパイプ出側流量は低下している。Fig. 7 に常温に対する 1000°C の流量低下率に及ぼす管径と管長の影響を示す。管径が小さいほど流量低下率が大きい。また管径が小さい時、もしくは管長が長い時はパイプ出側のガス温度は高くなっている。

このように基礎実験は実機における現象を再現しており、パイプを加熱すると、管内流れが音速 (マッハ 1) 以下に制限されるため、加熱によるガス密度の低下により、供給可能ガス量が少なくなる熱チョーキング現象が発生していると考えられた。

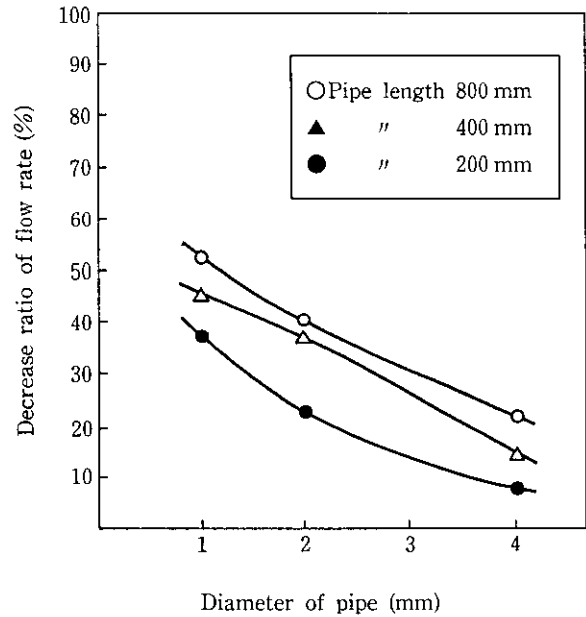


Fig. 7 Influence of pipe diameter on decrease ratio of flow rate as a function of pipe length

2.2 Rayleigh 流れに基づく解析

前節に述べた推定を証明するため、圧縮性流体力学的手法として用いられている。外部から熱の受け渡しはあるが、管壁との摩擦はない断面積一定の流れである Rayleigh 流れを適用し解析を行った。

計算ステップとしてまずパイプへの伝熱条件を知る必要がある。今回の解析では耐火物の実測温度とパイプ内を流れるガス流量が判明しているため、管壁からガスへの熱伝達係数 α のみを推定する必要があった。ガス流量と前述の電気炉実験の測定結果を基にして、

$$\alpha = Nu \lambda_i / d_i = 0.023 Re^{0.8} Pr^{0.4} \lambda_i / d_i \dots\dots\dots (1)$$

Nu: スツセルト数

λ_i : 熱伝導度

d_i : 管径

Re: レイノルズ数

Pr: プランドル数

(1) 式により $\alpha = 70 \text{ kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$ とした。

ヘッダーからパイプへの流れは Fig. 8 に示す概念で検討し、記号の定義を行った。出口の記号に * を付けたのは、熱チョーキングにより臨界状態に達していると考えたためである。

入口における流量は以下の如く求まる。管への単位質量当りの伝熱 dq は (2) 式で得られる。以後記号のサフィックス 0 はよどみ点、1 は入口を意味する。

$$dq = C_p (T_0^* - T_{01}) \dots\dots\dots (2)$$

C_p : 定圧比熱

次に温度比の関係から (3) 式で M_1 が得られる。

$$\frac{T_{01}}{T_0^*} = \frac{M_1^2(1+\kappa)}{(1+\kappa M_1^2)} \dots\dots\dots (3)$$

κ : 比熱比

また圧力比の関係から (4) 式で P_0^* が求まり、(5) 式で P_1 がわかる。

$$\frac{P_{01}}{P_0^*} = \frac{1+\kappa}{1+\kappa M_1^2} \left\{ \frac{2+(\kappa-1)M_1^2}{\kappa-1} \right\} \dots\dots\dots (4)$$

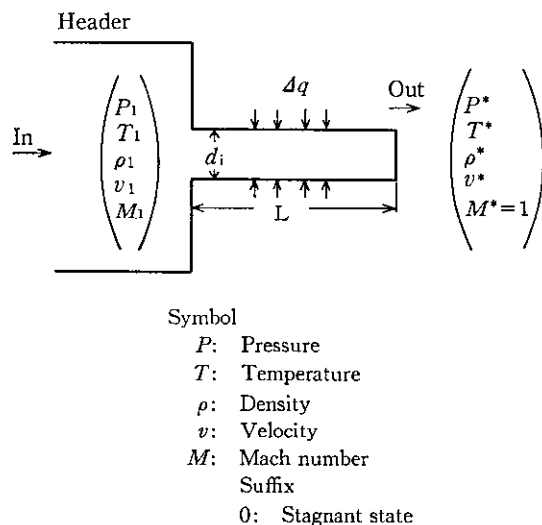


Fig. 8 Schematic drawing of flow phenomena during heating

$$\frac{P_0^*}{P^*} = \left(\frac{\kappa+1}{2} \right)^{\kappa/(\kappa-1)} \quad (5)$$

従って、ガスの温度 (T_1)、密度 (ρ_1)、線速 (v_1) は (6), (7), (8) 式で求め、入口での流量 ($\dot{m}_1$) は (9) 式で示される。

$$T_1 = T_{01} \left/ \left(1 + \frac{\kappa-1}{2} M_1^2 \right) \right. \quad (6)$$

$$\rho_1 = P_1 / R T_1 = P_1 \left/ \left(\frac{\kappa-1}{\kappa} C_p T_1 \right) \right. \quad (7)$$

$$v_1 = C_1 M_1 = \sqrt{(\kappa-1) C_p T_1} \cdot M_1 \quad (8)$$

$$\dot{m}_1 = \rho_1 A v_1 \quad (9)$$

A : 管の断面積

C_1 : 音速

次に管の出口における流量 ($\dot{m}$) は (10) 式の如く得られる。

$$\dot{m} = \rho^* A v^* \quad (10)$$

温度比の関係 (11) 式と伝熱の関係 (2) 式より、温度 (T^*) は (12) 式で示される。

$$T^* = \frac{2}{\kappa+1} T_0^* \quad (11)$$

$$T^* = \frac{2}{\kappa+1} \left(\frac{\Delta q}{C_p} + T_0 \right) \quad (12)$$

密度 (ρ^*)、線速 (v^*) は先に示した如く (13) 式、(14) 式で示され、流量が (10) 式で求る。

$$\rho^* = P^* / R T^* = \frac{P^*}{\frac{(\kappa-1)}{\kappa} C_p T^*} \quad (13)$$

$$v^* = C^* \cdot M^* = \sqrt{(\kappa-1) C_p T^*} \quad (\because M^*=1) \quad (14)$$

以上の関係式に実際のデータを代入した結果を Table 1 に示す。入口と出口の流量は等しく ($\dot{m}_1 = \dot{m}$)、連続性の条件は満され、パイプ出口の流速が音速に達しており、熱チョーキング現象で説明できることが解った。しかし、ここで計算された流量は実際の流量と差があり、小さい径より大きい径の方が実際に近い値となっている。

現実に設備を設計するには Fig. 9 に示すように摩擦の要素を考慮して、所定の圧力と伝熱条件において (15) 式の関係を得ている。

$$\dot{m} = A \rho v (\beta - \alpha d_i) \quad (15)$$

α, β : 定数

Fig. 10 では耐火物の実測温度を基に、(15) 式に示した関係から

Table 1 Conditions of calculation and the calculated results

	Δq (kJ/kg)	d_i (mm)	T_0^* (K)	P_0^* (kPa)	$\dot{m}_1 = \dot{m}$ (kg/s)
Case 1	916	1	1172	643	5.85×10^{-4}
Case 2	90	4	379	719	1.84×10^{-2}

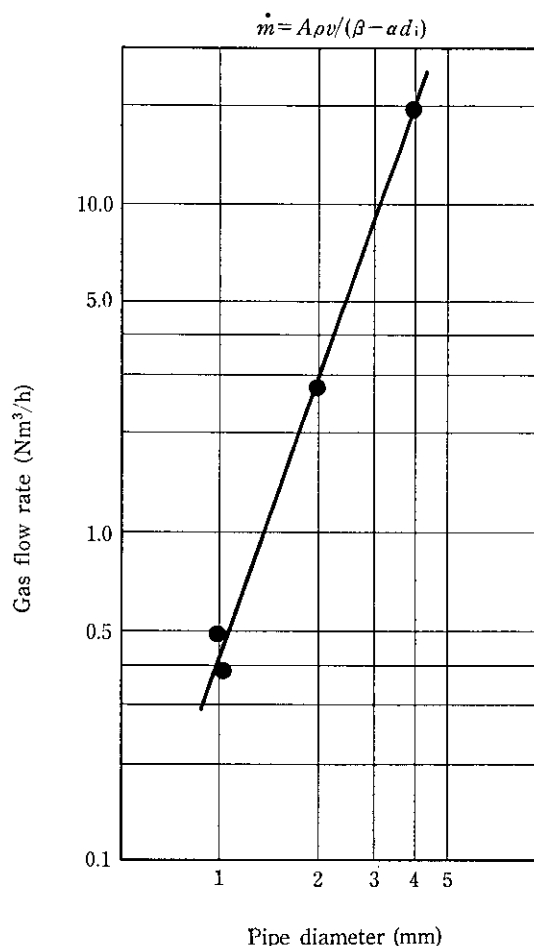


Fig. 9 Relation between gas flow rate and pipe diameter

求めた計算流量と実測値が良い一致を示すことがわかる。

実際に流量を推定する場合は、摩擦の要因以外に、ガスへの伝熱条件も重要である。すなわち、流量が多く、熱伝達が供給される熱量に依存する状態になると、単位質量当りの伝熱量 (Δq) は低下し、熱チョーキングが緩和される。

3 流量可変幅の大きい上底吹き転炉への改造

3.1 設備構成

水島1製鋼は高炭素鋼比率が 25% あり、かつ、吹止 $C \leq 0.03\%$ の低炭素鋼も溶製する工場であり、底吹き不活性ガスを $0.005 \sim 0.2 \text{ Nm}^3/\text{min} \cdot \text{t}$ の広い範囲に制御する設備に改造する必要性があった。

前述の解析から細管羽口を用い、流量の上限を拡大するために、羽口背圧を従来の $10 \text{ kg/cm}^2 \cdot \text{g}$. から $43 \text{ kg/cm}^2 \cdot \text{g}$. とし、ガス密度の増加を図った。

Fig. 11 に設備の基本構成と圧力バランスを示した。制御系を含む主な内容は以下の通りである。

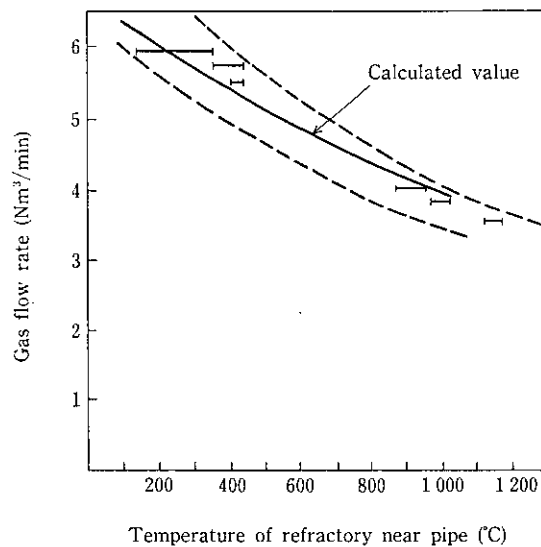


Fig. 10 Comparison between observed gas flow rate and calculated value as a function of refractory temperature near pipe

- (1) 底吹きガスは Ar と N₂ の 2 種類で、Ar の節減を図るため、低窒素鋼では吹錬中 N₂ から Ar に切替える。60 年 7 月からは CO ガスが追加された。
- (2) 0.15~0.2 Nm³/min・t の底吹きは窒素吸収の観点から Ar ガスのみとした。またこの流量は短時間の適用に限っているため、低圧 (23 kg/cm²・g.) と高圧 (43 kg/cm²・g.) ラインの 2 系統とした。高圧側のみ各炉共用の設備である。
- (3) 複数の羽口に対する流量制御は 1 ラインの一括流量制御方式を採用した。
- (4) 底吹きガスの流量制御はマイクロプロセッサを内蔵したシングルグループコントローラーとメモリー容量 2K ワードのプログラマブルロジカルコントローラーから成り、非常にコンパクトなシステムとなっている。なお既存のプロセスコンピュータによる制

御も行え、完全自動化されている。

- (5) 転炉特有の速応性が要求されるアクション、例えば吹錬後のリンスやスラグフォーメーションは自動モードへの介入と復帰が容易な、操業し易い構成としている。

3.2 設備の特徴

今回の設備改造に際して特に考慮した点は次の 3 項目である。

- (1) 複数羽口の流量制御に対する個別流量制御の是非
- (2) 流量制御の安定性
- (3) 吹込ガスの安価な昇圧システム

従来 (1) の個別流量制御は溶鉄装入時や出鋼時に羽口閉塞するのを防止するため必要と考えられていた。すなわち、前述の転炉傾動時には溶鉄に浸漬する羽口と浸漬しない羽口間には吹込ガスの 2 次圧の差が生じ、吹込ガス流量にアンバランスが生じると考えられていた。しかし、第 1 節で述べたように、羽口内の流れは音速に達しており、2 次圧の変動にはほとんど影響されない条件にあることが判明している。さらに一部の羽口がスラグにより閉塞された他の羽口の流量が過大になる恐れに対しては、羽口周囲の耐火物に耐スポーリング性と耐食性にすぐれた組成に配合した MgO-C を用いている。これらのことから炉体周りの配管類の単純さを考え一括流量制御を採用した。結果として、羽口交換なしで、かつ全羽口が健全な状態で 1 炉代 2000 回を越える寿命を達成している。

Fig. 11 に示した圧力バランスでわかるように、大流量使用時には系の全圧損の 65% も羽口部分で消費し、バルブスタンドで制御できる圧損は 20% と非常に少ない。逆に小流量では全圧損の 80% もバルブステーションで消費する。通常の流量制御系において、経験的に最も応答制御性の良い系は全圧損の約 30% を流量調整弁で消費する場合であるといわれており配管サイズと配管の分割バルブの選択に注意した。また図中の破線に示す状態は、小流量の Ar を使用している時に他の炉で大流量の Ar を使用すると、共通の系であるため発生するが、圧力のドラスチックな変化を考慮した設計を行っている。

最後に、吹込ガスの昇圧システムについて述べる。現存する Ar の発生圧に対して圧縮比が約 2 の圧力を得るため、次の 3 ケースを

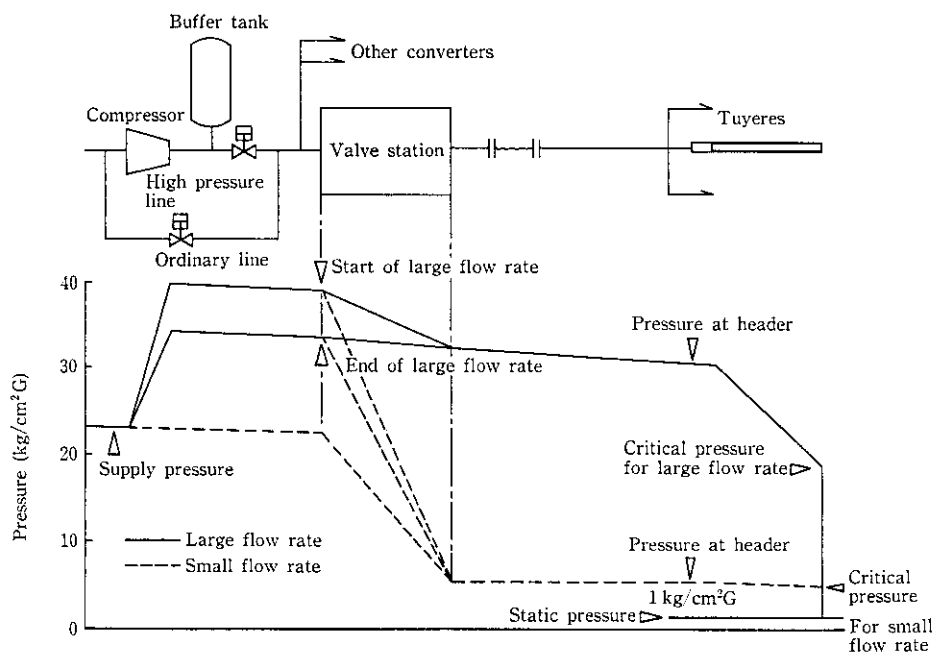


Fig. 11 Distribution of pressure drop

考えた。

- (1) 中型1段圧縮機+大型バッファータンク
- (2) 小型2段圧縮機+中型バッファータンク
- (3) 大型1段圧縮機+中型バッファータンク

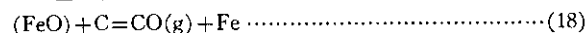
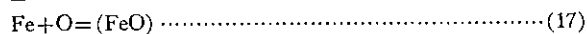
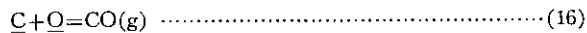
その結果、(1) のケースは設備費が安く、しかも運転経費も安いので本案として採用した。

4 大流量の底吹きによる冶金特性

4.1 底吹きガスパターンの影響

LD-KGC は底吹きの流量可変幅が大きいので、効率の良い底吹きパターンの検討を行った。

底吹きガス量を決定する基本的考え方として、吹錬末期以外はスロッシングを抑制し、スラグ生成を安定にする最低の流量を底吹き流量としている。吹錬末期の鋼浴中炭素が低くなった状態では、脱炭反応速度は炭素の反応界面への物質移動速度が律速となり、過剰に酸化鉄が生成し易くなるので、底吹きガスによる攪拌を強化する必要が考えられる。すなわち、吹錬末期には次に示す脱炭に関連する反応の中で (17) 式の酸化鉄生成割合が増加し、かつ (18) 式の反応速度が低下してくる。さらに (16) 式の脱炭反応が減少するため、鋼浴の攪拌は弱くなり、(18) 式の反応速度は益々低下することになる。



以上の考え方を基に、吹錬中のどの段階から底吹きガス流量を増加すべきかを調査した。

Fig. 12 に底吹き流量を増加する時点の炭素濃度と吹止のスラグ中 (T,Fe) の関係に及ぼす底吹きパターンの影響を吹止炭素で層別して示す。底吹き流量を増加する炭素濃度が通常脱炭速度が低下する濃度以下の 0.5% C 以降では 0.2 Nm³/min・t の流量であってもスラグ中 (T,Fe) は増加し、バラツキが大きい。Fig. 13 に吹止 C とスラグ中 (T,Fe) の関係をガス流量の影響で層別して示す。C パターンで末期底吹き流量の影響を比較すると、C ≥ 0.04% 範囲で 0.2 Nm³/min・t の底吹きは一般的に充分とみなされている¹⁾ 0.1 Nm³/min・t よりさらに 2% スラグ中 (T,Fe) を低下させている。もちろん 0.1 Nm³/min・t の C パターン流量では 0.02 Nm³/min・t の底吹きを吹錬中一定にするよりスラグ中 (T,Fe) は 5% 低い。A, B パターンはいずれも 0.02~0.03% C の低炭素濃度においても Q-BOP レベルにあり、この鋼種では吹止 C 0.01%, スラグ中 (T,Fe) を 8% 低下させ大きなメリットをあげている。

次に吹錬終了後、底吹きガスのみによる攪拌を行うリンス処理の影響について述べる。前述の C パターンで吹錬を行い 60 秒のリンスにより磷は 0.003% の低下 (磷分配比は約 20 上昇), (T,Fe) は 1~2% 低下、炭素と酸素は $\underline{C}-\underline{O}$ 平衡 ($P_{\text{CO}}=1$) に一致し、0.01% C と 50~100 ppm の酸素が低下した。なお温度の低下は 9°C である。このように底吹きパターンによっては吹錬終了時に平衡関係から離れた成分挙動が見られ、この場合リンスをする効果がある。

4.2 羽口のスラグカバーと冶金的影響

底吹き羽口を複数使用していても、低温吹錬ヒートが続くと、炉底全体にスラグが付着し、羽口の一部または全てが目視で観察できない状態になることがある。この場合、底吹きガスの攪拌効果が低下することが懸念される。吹止 $\underline{C}$ とスラグ中 (T,Fe) の関係が

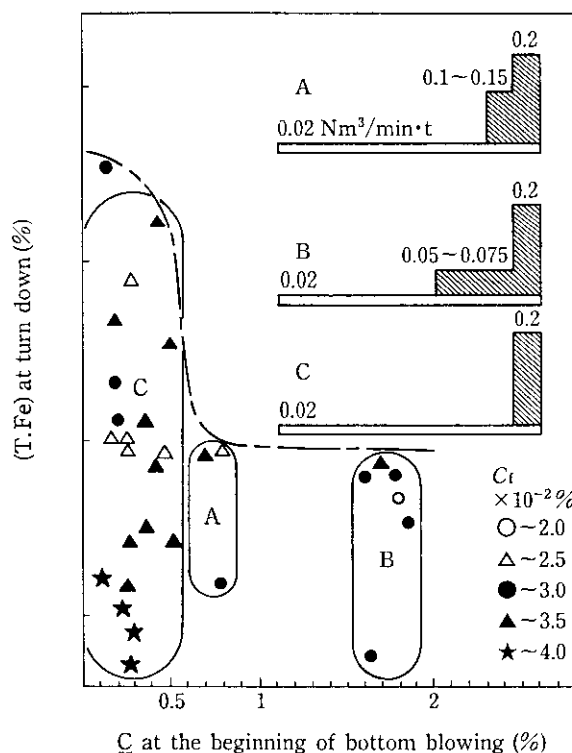


Fig. 12 Influence of the carbon content at the beginning of bottom blowing

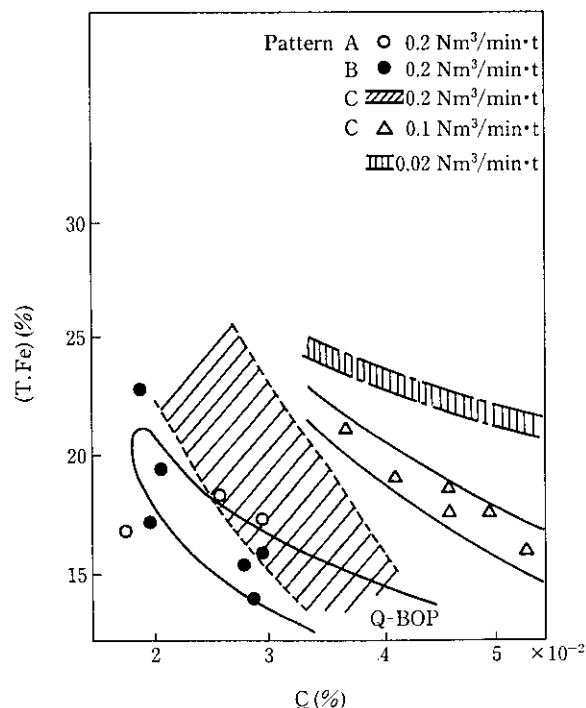


Fig. 13 Relation between (T,Fe) and $\underline{C}$ as a function of bottom gas flow rate and flow pattern

鋼浴の攪拌度を示す良い指標となるので Fig. 14 に底吹き流量別に可視羽口数の影響度を示す。0.05 Nm³/min・t 以下の低流量では可視羽口数が少ないとスラグ中 (T,Fe) は 2~4% 増加する。0.1 Nm³/min・t 以上の大流量では可視羽口数の影響度はほとんどあらわれない。

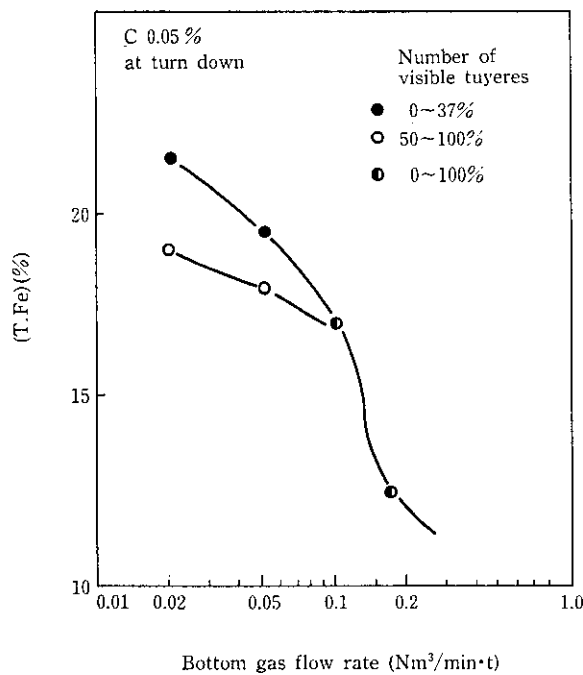


Fig. 14 Relation between (T.Fe) and bottom gas flow rate as a function of number of visible tuyeres

底吹きガスの攪拌に対する寄与は以下の4項目に分けられる²⁾。

- (1) ガスが気体中を上昇する仕事 (W_1)

$$\begin{aligned}
 W_1 &= \int_2^1 V dP = \int_{P_2}^{P_1} (n'RT_1/P) dP \\
 &= n'RT_1 \ln (P_1/P_2) \\
 &= (V_g RT_1 / N_V) \ln (P_1/P_2) \dots\dots\dots (19)
 \end{aligned}$$

V_g : ガスの体積
 N_V : 気体標準モル体積
 R : ガス定数
 n' : モル数
 T_1 : ガス温度
 P_1, P_2 : 圧力

- (2) 羽口近くにおける温度上昇に伴う膨張の仕事 (W_2)

$$W_2 = n'R(T_o - T_n) \dots\dots\dots (20)$$

T_o : 液温度
 T_n : 吹込ガス温度

- (3) 吹き込みガスの持つ運動の仕事 (W_3)

$$W_3 = \frac{1}{2} \rho_g u^2 V \dots\dots\dots (21)$$

ρ_g : ガス密度
 u : ガスの線速

- (4) ノズル出口における圧力変化に伴う膨張の仕事 (W_4)

$$W_4 = n'RT \ln (P_n/P_1) \dots\dots\dots (22)$$

P_n : ガス吹込圧力

羽口がスラグでカバーされた時 (2)~(4) の項目が鋼浴の攪拌に寄与する割合が小さくなることが予想されるし、森ら³⁾は寄与率は0.06と評価している。従って、観察された現象は、ガス量が増大すると (1) の寄与が他より相対的に大きくなったためと考えられる。

また羽口がスラグで被われた時、底吹きガスが炉底からレンガ目地を伝って溶鋼に触れない所へ洩れない限り問題は少ないと考える。現在の操業において、羽口のみが損耗し、他の部分にはレンガのスポーリングが見られない。また羽口の損耗はスラグで被われて

Table 2 Metallurgical improvement of the LD-KGC over the LD

Item	Low carbon	High carbon
Steelmaking yield ^{*1)}	+0.72%	+0.3%
Al consumption	-0.17 kg/t	—
Mn at blow end	+0.06%	+0.02%
Oxygen consumption	-1.20 Nm³/t	-0.35 Nm³/t
Lime, dolomite	-4 kg/t	-1.3 kg/t
Ar gas in bottom blowing	+0.44 Nm³/t	+0.05 Nm³/t
N₂ gas in bottom blowing	+0.49 Nm³/t	+0.63 Nm³/t
Off-gas recovery	+1 290 kcal/t	+800 kcal/t
Refractory cost	-0.2 kg/t	

$$^{*1)} \text{ Steelmaking yield} = \frac{W_{ST}}{W_{HM} + W_{SC} + W_{CPI}} \times 100 (\%)$$

where,

W_{ST} : Weight of molten steel tapped
 W_{HM} : Weight of hot metal charged
 W_{SC} : Weight of steel scrap charged
 W_{CPI} : Weight of cold pig iron charged

ない時の方が大きい傾向にある。

4.3 流量可変幅の大きい上底吹き転炉の評価

流量可変幅の大きい上底吹き転炉のメリットの一例を炭素鋼と高炭素鋼について Table 2 に示す。それぞれの効果を評価する際の留意点は以下の通りである。

- (1) 製出鋼歩止りの向上は、主にスラグ中酸化鉄とスラグ量の減少で達成されている。しかし、マンガン、鉄の酸化熱が減少するので鉄鉱石添加可能量は約 5 kg/t 減少する。
- (2) Al の消費量は鋼中酸素とスラグ中 (T.Fe) の低下による。
- (3) 吹止め Mn の増加はスラグ中 (T.Fe) のみならず、スラグ量の影響が大きい。また、Mn 鉱石を大量に添加すると吹止 C が低い場合、C-O 平衡で定まる O より Mn-O 脱酸平衡で定まる O が低くなり、高い吹止 Mn が期待できなくなる。
- (4) 酸素量の減少と、転炉ガス回収量の増加は、低 C 域まで脱炭酸素効率が高いためである。
- (5) 耐火物は、スラグ中 (T.Fe) の低下により主にトラニオン側の損耗が減り、転炉の 60% 程度になる。

5 結 言

流量可変幅の大きい上底吹き転炉で観察される一定背圧で吹込可能ガス量が羽口近傍の温度上昇に伴って低下する現象が熱チョーキング現象によって生ずることを、実験と Rayleigh 流れの解析で証明した。この解析を基に、当社水島 1 製鋼 180 t 転炉を従来の底吹小流量の LD-KG から、底吹き 0.005~0.2 Nm³/min·t の流量範囲にした LD-KGC に改造し、プロセスについてハード、ソフト両面の特徴を述べた。

冶金特性はスラグ中 (T.Fe) に関して Q-BOP レベルが得られており底吹きガスパターンの影響も大きいことを示した。さらに羽口の損耗は少なく、1 炉代約 2 000 回を通じて全ての羽口の交換無しに使用できており、その効果を 100% 発揮している。

当社は Q-BOP, K-BOP を低炭素鋼およびステンレス鋼主体の工場に設置し、その冶金効果を発揮させている。しかし、高炭素鋼から低炭素鋼までの幅広い鋼種を溶接する工場においては、小額の投

資で改造できる可変流量幅の広い上底吹き転炉 LD-KGC が非常に有益なプロセスであることを示した。

参 考 文 献

- 1) 例えば半明正之： 第 100, 101 回西山記念技術講座, (1984), 203~218, [日本鉄鋼協会]
- 2) 浅井滋生： 第 100, 101 回西山記念技術講座, (1984), 70~73, [日本鉄鋼協会]
- 3) 森一美, 佐野正道： 鉄と鋼 67 (1981) 6, 672~695