

上底吹き転炉における二次燃焼技術の開発

© 1989 ISIJ

技術報告

高柴 信元*・新良 正典*・小島 信司*
 武 英雄*・吉川 文明*

Development of the Post Combustion Technique in Combined Blowing Converter

Nobuyoshi TAKASHIBA, Masanori NIRA, Shinji KOJIMA,
 Hideo TAKE and Fumiaki YOSHIKAWA

Synopsis :

A post combustion (P·C) nozzle which accomplishes high P·C and heat transfer efficiency in a converter was developed through studies of both nozzle profile for maintaining stable P·C and appropriate P·C region. By applying the abrupt expansion P·C nozzle to the 180t LD-KGC converters of Kawasaki Steel Corp., the following results were obtained.

1) In order to enhance heat transfer to molten steel, it is desirable to form the P·C region in a space near the molten steel surface and approximately more than 1.0 m inside the furnace wall refractories.

2) It is estimated that the P·C nozzle forms diffusion combustion due to the collision between oxygen jet and carbon monoxide gas. Therefore the oxygen flow velocity into the combustion region should be controlled under 10 m/s. For this purpose, it is required to keep the initial jet velocity from the nozzle within 100 m/s.

3) The P·C ratio increases with the lance height but the heat transfer ratio is almost constant at 60% regardless of the lance height.

4) The scrap ratio increased by 6% when P·C oxygen of 0.5 Nm³/min·t is supplied.

5) The developed abrupt expansion P·C nozzle has no significant effects on metallurgical reactions, and the values of (T-Fe) and (P)/[P] are almost the same as those in the conventional process.

Key words : post combustion ; heat transfer ; top blowing lance ; combined blowing converter.

1. 緒 言

転炉での熱補償はスクラップの大量使用や予備処理溶銑を用いた低りん鋼と高炭素鋼の溶製、Mn 鉱石の熔融還元などに必須な要素技術である。なかでも転炉排ガスの二次燃焼量を増大してこの熱を効率的に着熱させる方法はコークスの炉内添加方法に比べ溶鋼 S の上昇がないため低硫鋼溶製と熱補償量の限界が少ないことから有利な技術である。

川崎製鉄(株)水島製鉄所ではすでに純酸素上底吹き転炉(K-BOP)において二次燃焼技術を確立したが、不活性ガス底吹き転炉(LD-KGC)においては鋼浴攪拌力がK-BOPに比べて小さいためスラグフォーミング

の抑制や燃焼熱の伝達が不利なことから開発が難しいと予想された。そこで転炉内で発生するCOガスの燃焼率と溶鋼への着熱率を向上させるための二次燃焼用ノズルを開発することを目的として、炉内の二次燃焼や溶鋼への着熱機構および適正な二次燃焼位置について考察し、また圧縮性流体の特徴に基づいてそれを達成するための基本条件を検討した。

結果として急拡大管ノズルが有効であることを理論計算と予備実験により確認しノズルの具体的な設計法を明らかにした。この設計法によつて製作した二次燃焼用上吹きランスを水島製鉄所のLD-KGCに適用し燃焼量と着熱率が同一であることを調査した。また二次燃焼がスラグ中の酸化物濃度やスラグと溶鋼間のりん分配などの

昭和61年10月本会講演大会にて発表 昭和63年4月22日受付 (Received Apr. 22, 1988)

* 川崎製鉄(株)水島製鉄所 (Mizushima Works, Kawasaki Steel Corp., 1 Mizushimakawasakidori Kurashiki 712)

Table 1. Comparison of post combustion technology.

	Company in Japan				
	KSC	A	B	C	D
P. C. R	25	—	8	9	10
H. T. R	60	70	70	70	—
I. S. R	6	3	3	3	2.6

P. C. R : Post combustion ratio
 H. T. R : Heat transfer ratio to the molten steel
 I. S. R : Increases in scrap ratio

冶金反応に及ぼす影響を調べた。

2. 二次燃焼効果向上の考え方

これまでに報告されている各社の転炉または実験炉での二次燃焼技術の要約を Table 1 に示す^{1)~5)}。これらの二次燃焼技術は上吹きランスに付加的に設ける二次燃焼ノズル方式 (P・C ノズル) が主流で、その吐出角や個数、あるいはメインノズルとの相対位置や上吹きランスの高さなどに特徴がある。最近では燃焼機構に着目し基礎的研究を重ねたうえで技術開発を行う傾向に変わりつつある^{6)~10)}。

著者らもこの観点から、燃焼率を向上させて必要な燃焼量を得るためのノズルの条件および燃焼熱を効率よく溶鋼に着熱することを主眼に開発をすすめた。

2.1 二次燃焼位置

炉内に供給する二次燃焼用酸素量を増すと燃焼率は増加するがそのまま溶鋼の温度上昇には結びつかない。これは生成された CO₂ ガスが溶鋼の脱炭に費やされて吸熱反応を生じたり、炉内の二次燃焼域が不適当なために燃焼熱の溶鋼への着熱率が悪かつたりすることに起因する。したがって溶鋼への着熱割合を増加させるには転炉本体やガス回収装置、あるいはランスの損耗を考慮して最適位置に二次燃焼域を形成することが重要である。

着熱率と設備保護の観点から適切な二次燃焼域は次の

ように考えられる。

1) 溶鋼面のスラグや炉内のフォーミングスラグに直接輻射伝達し溶鋼界面で伝導伝熱する。

2) 溶鋼の裸浴面に直接輻射伝熱する。

1), 2) より燃焼域は二次燃焼用酸素が脱炭に費やされない範囲すなわち鋼浴面およびスラグ浴面の直上空間に形成するのが望ましい。

3) 炉壁に輻射伝熱し耐火物を介して溶鋼に輻射伝熱する。しかるに耐火物溶損は転炉の設備保護上もつとも留意すべき事項であるから燃焼域は炉壁面からできるだけ離す必要がある。

4) 燃焼熱で上吹きランスチップを溶損させない。そのためにノズル先端部付近には燃焼域を形成させない。

以上から転炉内における二次燃焼の適正な位置は溶鋼浴面の直上で、炉壁耐火物面より 1.0 m 程度の内側で、かつ上吹きランス先端より若干離れた下方で囲まれる空間であると予想される。Fig. 1 にこの考え方を示す。

2.2 P・C ノズルの設計条件

2.2.1 二次燃焼用酸素の適正流速

一般に未燃ガスの火炎面に対する速度を燃焼速度といい、ガス組成、空気 (酸素) との混合割合、温度、圧力によつて決まる定数であり種々の燃料に対し 10~1000 m/s で変化する。

Fig. 2 に、流れが層流の場合について標準状態における CO ガスの燃焼速度を示す。さらに燃料ガスの燃焼速度は酸素雰囲気では空気中の約 10 倍であり、乱流域では層流域の 2 倍程度に上昇する¹¹⁾。

一方炉内の二次燃焼機構は Fig. 3 に示すように P・C ノズルから噴出する酸素流と炉内を上昇する CO ガスの衝突による拡散燃焼と考えられる。そのため、燃焼速度と等しい速度あるいはそれ以下の速度で酸素を供給すれば安定した燃焼が継続できる。

Fig. 2 を基本に、酸素ガスを用いる乱流域での拡散

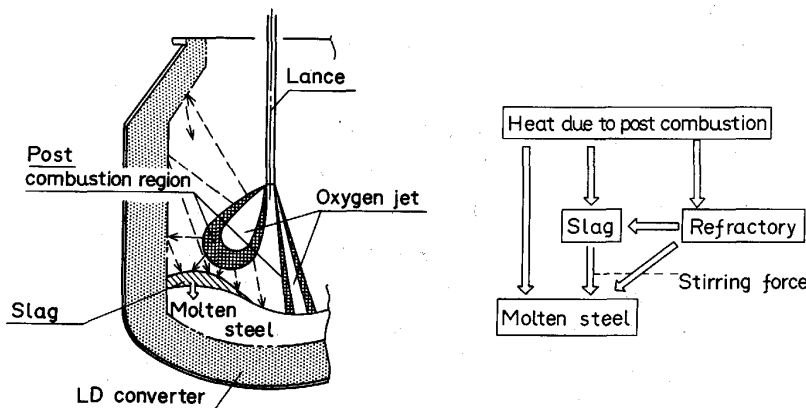


Fig. 1. Mechanism of heat transfer.

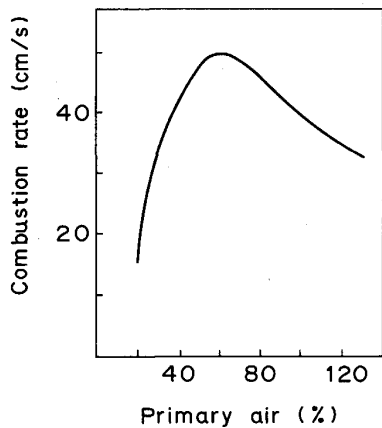


Fig. 2. Example of combustion rate of carbon monoxide gas in laminar flow.

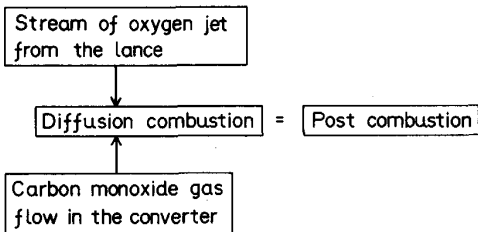
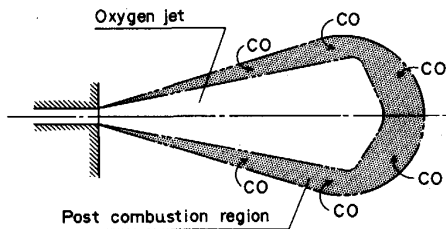


Fig. 3. General concept of post combustion.

燃焼を考慮すると前述の空間に安定な二次燃焼域を形成するためには、そこに 10 m/s 以下の流速で酸素を供給することが必要となる。

2.2.2 P・C ノズル出口の酸素流速

流体がノズルから流出すると周囲流体との相互作用によって噴流を形成する。ノズル吐出部から下流側にはポテンシャルコアが存在し流体の速度および濃度はノズル内と同じである。この領域の外側には自由境界層が存在しそこでは流れと垂直な方向へ運動量および質量の移動が起こっている。これらの現象は、ノズルの直径の他にノズル出口における速度分布や乱れ強さなどによって変化するが任意の位置での流速、濃度は Fig. 4 のように表すことができる¹²⁾。

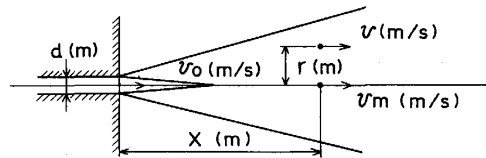


Fig. 4. Schematic picture of jet stream with notations.

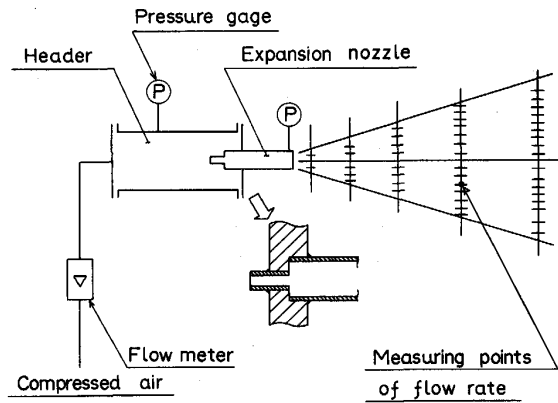


Fig. 5. Experimental equipment of gas flow in compressed fluid.

Fig. 4 において

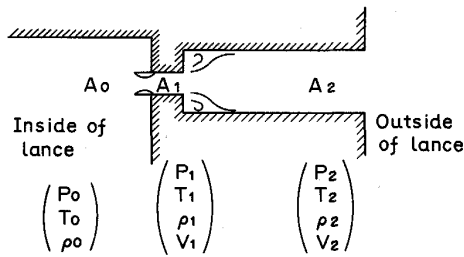
$$\frac{V_0}{V_m} = a \left(\frac{X}{d_0} \right) + b \dots\dots\dots (1)$$

$$\frac{V}{V_m} = \exp \left[-K_u \left(\frac{r}{X} \right)^2 \right] \dots\dots\dots (2)$$

- d_0 : ノズル内径 (m)
- V_0 : ノズルの吐口初速 (m/s)
- X : ノズル出口からの距離 (m)
- V_m : 噴流中の点 X での中心流の流速 (m/s)
- r : 中心流からの距離 (m)

Fig. 5 に示すような内径 15 cm のヘッダーに内径 1.5 cm/2.5 cm のノズルを設けた実験装置を用いて (1) (2) 式の定数 a , b , K_u を求めた。ヘッダーに 2~7 kgf/cm² の圧縮空気を送り、流量とヘッダー内部、ノズル中央部の圧力および噴流中の $X=0.3, 0.5, 1.0, 1.5$ m の位置で $r=20$ mm ピッチの位置で流速を測定した。その結果 BEAR や CHIGER らが示している値とほぼ等しい $a=0.16, b=0.51, K_u=85$ が得られた。

吹錬時の上吹きランスの高さは、2.5~4.0 m であることを前提とし前述の燃焼炎の安定性を考慮して (1) (2) 式を用いて計算すると、適正位置に二次燃焼域を形成するには P・C ノズル出口の酸素噴流初速を 100 m/s 以下の亜音速に制御することが必要となる。



A : Sectional area of nozzle (m²)
 P : Pressure (kgf/cm²)
 T : Temperature (K)
 ρ : Density (kg/m³)
 V : Velocity (m/s)

(Suffix 0 : Condition of header
 1 : Condition of expansion nozzle throat
 2 : Condition of expansion nozzle tip)

Fig. 6. Schematic of the expansion nozzle.

3. P・C ノズルプロフィールの決定

3.1 急拡大管ノズルの考案

従来、転炉上吹きランスに設けられている二次燃焼用ノズルはストレートまたはラバール型であり炉内圧力はほぼ大気圧であることから、ランス内圧が 2 kg/cm² 以上になればノズル出口の噴流初速は音速または超音速になり出口初速度を 100 m/s 以下にすべきとの条件を満たさない。

圧縮性流体で Fig. 6 のような急拡大管ノズルの場合には、スロート部の流速が音速以下ならばノズル出口以後で圧力、温度が上昇し流速が減少するという性質から亜音速になりやすいことが予想される^{13)~15)}。

Fig. 6 においてヘッダー内に十分な圧力と流量が与えられればノズルを通して供給される流量は次のように求められる。

エネルギー保存の法則より

$$C_p T_1 + (V_1^2 / 2) = C_p T_0 \quad \dots \quad (3)$$

ここで

$$C_p = KR / (K - 1), \quad C_1 = \sqrt{KRT_1} \quad V_1 = M_1 C_1$$

ゆえに

$$C_p T_1 = C_1^2 / (K - 1)$$

したがって

$$T_0 = T_1 [1 + \{(K - 1) / 2\} M_1^2]$$

等エントロピーの式より

$$P_0 = P_1 [1 + \{(K - 1) / 2\} M_1^2]^{K / (K - 1)}$$

$$\rho_0 = \rho_1 [1 + \{(K - 1) / 2\} M_1^2]^{1 / (K - 1)}$$

(3)式より

$$C_1^2 / (K - 1) / 2 = C_0^2 / (K - 1)$$

$$\frac{C_0}{C_1} = \sqrt{1 + \frac{(K - 1)}{2} \cdot \left(\frac{V_1}{C_1}\right)^2}$$

ここで $V_1 = C_1, M_1 = 1$ とすると

$$T_0 = T_1 \{(K + 1) / 2\}$$

$$P_0 = P_1 \{(K + 1) / 2\}^{K / (K - 1)}$$

$$\rho_0 = \rho_1 \{(K + 1) / 2\}^{1 / (K - 1)}$$

$$C_0 / V_1 = \sqrt{(K + 1) / 2}$$

また

$$m_1 = \rho_1 V_1 A_1 \quad \rho_1 V_1 A_1 = \rho_2 V_2 A_2$$

以上より、

$$\begin{aligned} V_2 &= \frac{\rho_1 V_1 A_1}{\rho_2 A_2} \\ &= \frac{1}{\rho_2} \left(\frac{2}{K + 1}\right)^{K - 1} \cdot \rho_0 \cdot \left(\frac{2}{K + 1}\right)^{\frac{1}{2}} \cdot C_0 \cdot \frac{A_1}{A_2} \\ &= \frac{\rho_0}{\rho_2} \cdot \left(\frac{2}{K + 1}\right)^{\frac{K + 1}{2(K - 1)}} \cdot \frac{A_1}{A_2} \cdot C_0 \dots \dots \dots (4) \end{aligned}$$

C_0 : ランス内のガス温度 T_0 の時の音速 (m/s)

C_1 : スロート部ガス温度 T_1 の時の音速 (m/s)

M_1 : スロート部のマッハ数

R : 流体のガス定数 (J/kg・K)

K : 比熱比

m_1 : ノズルを通過する流量 (kg/s)

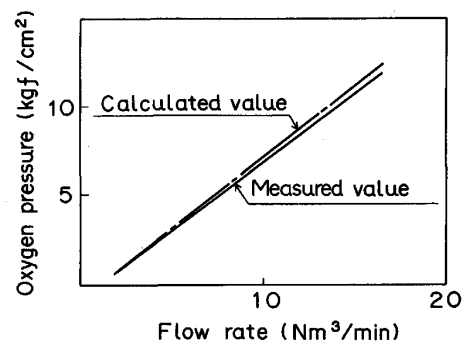


Fig. 7. Relation between flow rate and oxygen pressure.

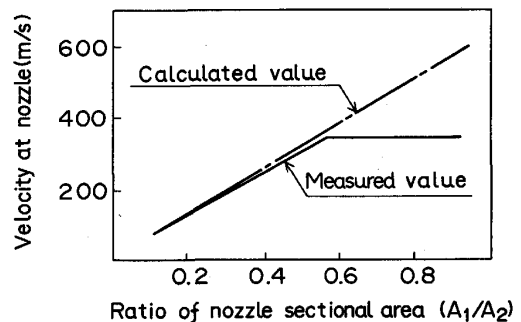


Fig. 8. Relation between ratio of sectional area of nozzles and velocity at nozzle tip.

Table 2. Specification of P·C lance.

	Main nozzle	P·C nozzle
Holes	4	4
Nozzle type	Laval	Expansion
Jet angle	12°	25°
Flow rate	2.0~2.8 Nm ³ /min·t	0.4~0.55 Nm ³ /min·t

Table 3. Operating conditions.

Capacity	180 t
Top and bottom blowing type	LD-KGC
Lance height	1.5~4.0 m
Oxygen flow rate	2.5~3.2 Nm ³ /min·t
Bottom blowing flow rate	0.15~0.20 Nm ³ /min·t

急拡大管ノズルの流量と噴流初速は(3)(4)式で計算できるが、Fig. 5 に示した実験装置を用いて流量を測定し、本解析を検証した。その結果を Fig. 7, Fig. 8 に示す。実測値が計算値より若干小さい値になる理由は本解析では摩擦による圧力損失を考慮しないでスロート部の流速を音速と仮定したためと考えられる。

3.2 P·C ノズルの設計

水島製鉄所第1製鋼工場の180 t LD-KGC 転炉の二次燃焼用ノズルの基本条件を Table 2 のように設定し、前述の解析結果に基づいて燃焼に必要な理論酸素量から入口断面積を求め、二次燃焼に必要な噴流初速度の上限値を勘案して急拡大部の断面積を(1)~(4)式を用いて計算し、二次燃焼用のランスチップを設計した。

4. LD-KGC の操業結果

4.1 操業条件

転炉の二次燃焼用ランスとして Table 2 の条件に基づき二次燃焼用サブホールとして急拡大管ノズルを有する上吹きランスを製作し、180 t 上底吹き転炉(LD-KGC)で操業を行った。

操業条件を Table 3 に示す。ランス高さは1.5~4.0 m、上吹き酸素量は2.5~3.2 Nm³/min·t、底吹きガス量は0.15~0.20 Nm³/min·tである。

吹錬開始から必要酸素量の70%の時期までは、同一ランス高さで吹錬を行い、それ以降はスラグ中の(T.Fe)の上昇を防ぐため1)ランス高さの低下、2)上吹き酸素量の低下、3)底吹きガス量の増大、を行った。

4.2 操業結果

ランス高さと二次燃焼率(CO₂/CO + CO₂)との関係を Fig. 9 に示す。なお、炉内ガスの成分及び発生量は転炉排ガス中のN₂より炉口吸込み空気量を算出して推定した。

Fig. 9 より二次燃焼率は、ランス高さの増大とともに

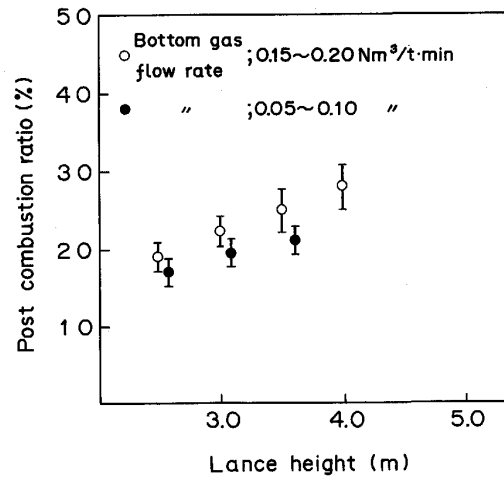


Fig. 9. Dependence of post combustion ratio on the lance height.

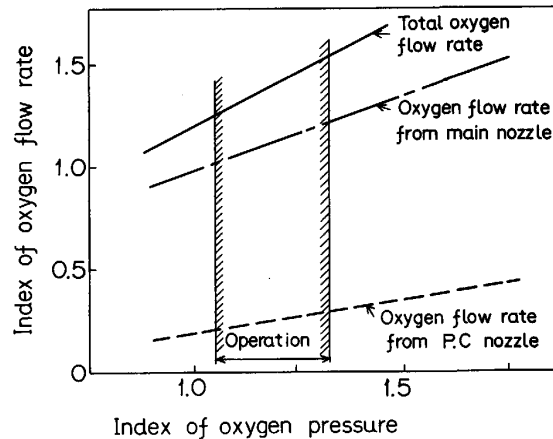


Fig. 10. Relation between oxygen pressure and oxygen flow rate.

に増加しており、ランス高さが3.0 m、4.0 mでそれぞれ24%、30%となり、これは、川崎製鉄(株) K-BOPの結果¹⁶⁾より大きい。

吹錬用と二次燃焼用の酸素ガス流量と酸素ガス圧力の関係を Fig. 10 に示す。図中の酸素ガス流量は、おのおののノズルのスロート部の断面積当たりの値である。

一方、炉内からのCOガス発生量は約75 Nm³/tであり、これが全吹錬期間にわたり平均的に発生しているとすれば、二次燃焼に要する理論酸素ガス量は Fig. 11 のようになる。したがって Fig. 10 に示す二次燃焼用ノズルより吹き込まれた酸素量を Fig. 11 に適用すれば理論二次燃焼率は19~24%と求まる。しかし Fig. 9 に示すように実測データは24~30%である。この差が生じる理由は吹錬用ノズルからの酸素による二次燃焼が加わるためと考えられ、このことは二次燃焼用ノズルを備えない通常の上吹きランスの二次燃焼率が5~6%である

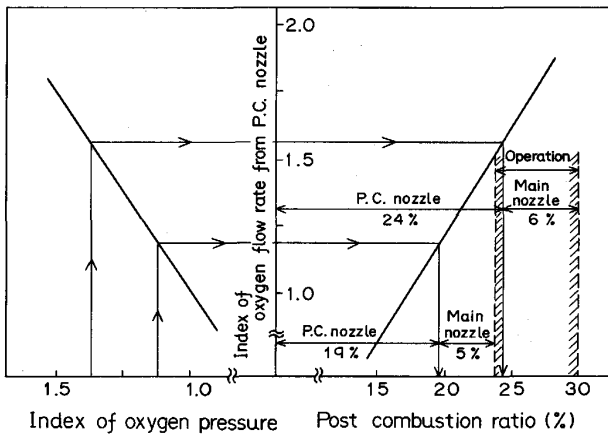


Fig. 11. Relation between post combustion ratio and oxygen flow rate from post combustion nozzle.

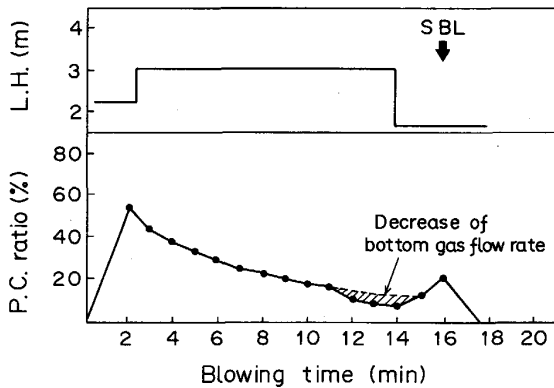


Fig. 12. Effect of bottom gas flow rate on post combustion ratio.

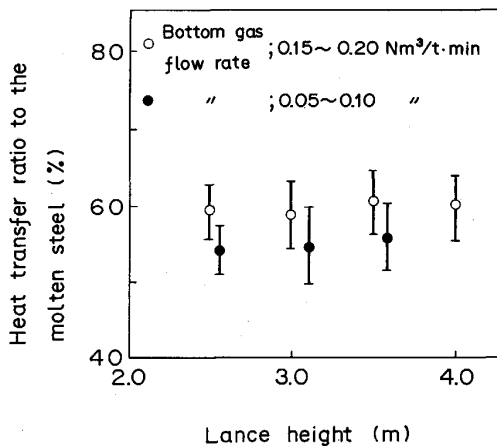


Fig. 13. Relation between lance height and heat transfer ratio to the molten steel.

ことともよく一致している。Fig. 12 に吹錬中の二次燃焼率の変化状況を示す。

Fig. 13 にランス高さとは着熱率との関係を示す。なお、着熱率は、鉄鉱石添加量の増分量として求めた。すなわ

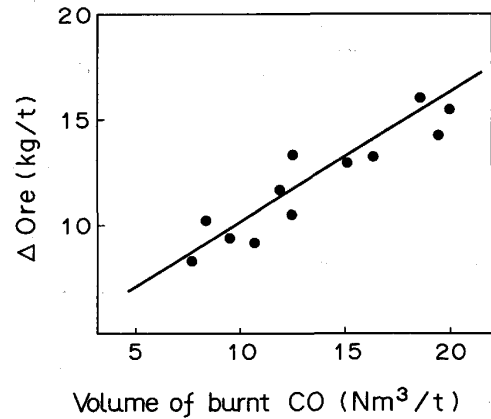


Fig. 14. Relation between burnt CO and Δ Ore.

ち吹錬終了時の温度は一定値とすべきであり、二次燃焼による炉内の余剰熱は鉄鉱石を添加して冷却することとし、二次燃焼によつて発生する余熱量のうち鉄鉱石の添加の増分に寄与した熱量の割合として求めた。

Fig. 13 より着熱効率は、ランス高さによらず約 60% と一定である。

したがつて Fig. 9, Fig. 13 より熱補償量は、ランス高さを変化させることで制御可能である。

また、Fig. 9, Fig. 13 にそれぞれ二次燃焼率、着熱効率に及ぼす底吹きガス流量の影響を示す。これより二次燃焼率、着熱率と底吹きガス流量の関係については、底吹きガス流量が $0.15 \sim 0.20 \text{ Nm}^3/\text{min} \cdot \text{t}$ の方が $0.05 \sim 0.10 \text{ Nm}^3/\text{min} \cdot \text{t}$ に比べ二次燃焼率、着熱率とも高くなつており、底吹きガスによる強攪拌が二次燃焼率、着熱率を増大させるのに効果的なことがわかる。

Fig. 14 に炉内 CO ガス燃焼量と鉄鉱石添加量の増分量の関係を示す。なお、鉄鉱石添加量の増分量は、溶銑条件、吹止め条件から本来炉内に添加すべき計算上の鉄鉱石量と実際に炉内に添加された鉄鉱石量の差を示す。Fig. 14 より、炉内 CO ガス $20 \text{ Nm}^3/\text{t}$ の燃焼による鉄鉱石量添加量の増分量は、 15 kg/t であり最大 6% の溶銑率の低下が可能である。

森らは、STB 炉において二次燃焼促進ランスの使用結果について吹止め C と (T.Fe) の関係は同じであるが、スラグ中の Fe^{3+} と Fe^{2+} の濃度比 ($\text{Fe}^{3+}/\text{Fe}^{2+}$) が増大すると述べている。これは、スラグの酸素ポテンシャルが増大するためであり、二次燃焼促進ランス使用時には、同一 (T.Fe) でも、P 分配比が向上すること、および、 $4\text{FeO} + \text{O}_2 \rightarrow 2\text{Fe}_2\text{O}_3$ の発熱が鋼浴に供給されると報告している²⁾。

本実験での、スラグの酸化度についてスラグ中の Fe^{3+} と Fe^{2+} の濃度比 ($\text{Fe}^{3+}/\text{Fe}^{2+}$) と二次燃焼率の

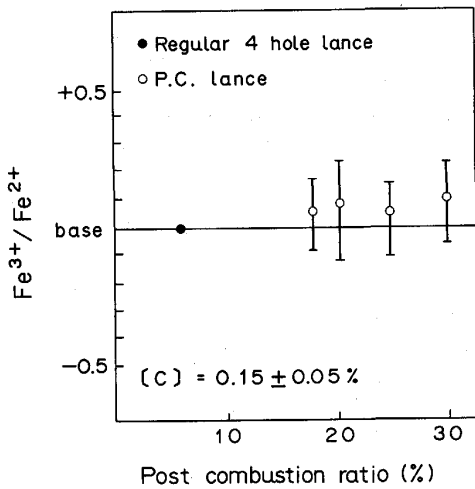


Fig. 15. Relation between post combustion ratio and Fe^{3+}/Fe^{2+} in slag.

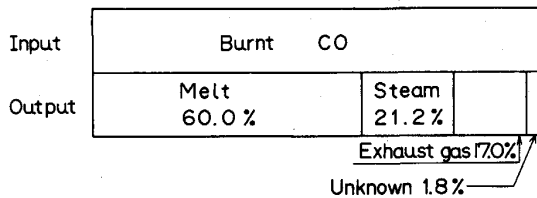


Fig. 16. Heat balance of post combustion.

関係を Fig. 15 に示す。これより、二次燃焼率の (Fe^{3+}/Fe^{2+}) への影響は小さく、底吹きガスによる強攪拌によって二次燃焼率のスラグの酸化度への影響が低減されているものと考えられる。Fig. 16 に、二次燃焼時の熱収支について、炉内 CO ガス $1\text{ Nm}^3/\text{t}$ を燃焼させた時、炉口部での排ガス温度を実測した値から求めた結果を示すが、不明項は 1.8% であり、入熱出熱はほぼバランスしている。

4.3 冶金特性

Fig. 17 に吹止め [C] と (T.Fe) の関係を、Fig. 18 に (T.Fe) と P 分配比の関係を示す。(T.Fe)、P 分配比ともにランス高さの影響は認められず、冶金特性への影響が皆無の条件で二次燃焼率の制御の可能なことが明らかである。

5. 熱補償技術のコスト比較

転炉における熱補償技術について、単位熱量のエネルギーを発生させるのに要するコストに関して、二次燃焼技術とコークス、黒鉛、FeSi などの添加法との比較を Table 4 に示す。

コスト計算では、炭材使用時はこれによる加硫のため

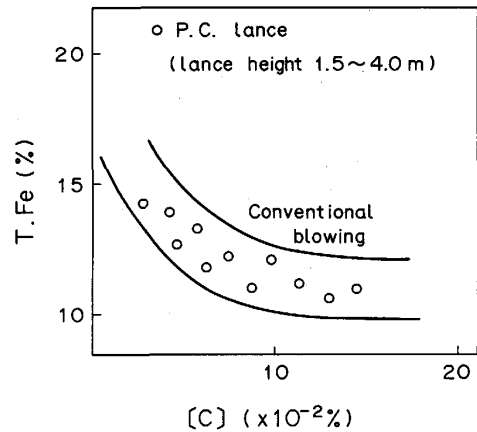


Fig. 17. Comparison of (T.Fe) at blow end.

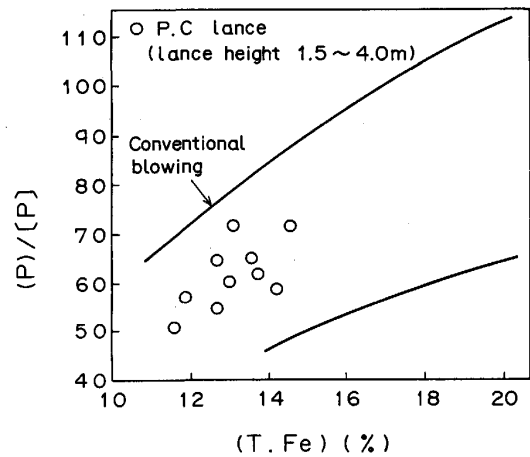


Fig. 18. Comparison of (P)/[P] at blow end.

Table 4. Comparison of thermal compensation cost in converter.

Method	Cost index			
	0	1	2	3
Coke (small particle)	▨			
Graphite (low S)		▨▨▨▨		
FeSi			▨▨▨▨	
Post combustion		▨		

の脱硫コスト、転炉耐火物費用なども考慮した。

Table 4 より二次燃焼技術は S による溶鋼の汚染がなく他の方法に比べて安価であることがわかる。

6. 結 言

転炉内で二次燃焼を安定して生じるための酸素ガス供給の条件とその燃焼熱を効率よく溶鋼に着熱させるための適正な二次燃焼領域について検討し二次燃焼と着熱率に優れる P・C ノズルを開発した。そして本ノズルを

180 t LD-KGC 転炉に適用して次の結果を得た。

1) 溶鋼への着熱効果を向上させるには二次燃焼域を鋼浴面直上で、炉壁耐火物面より 1.0 m 程度以上内側でかつ上吹きランス先端より若干離れた下方の空間に形成するのが望ましい。

2) 二次燃焼はノズルからの酸素噴流と炉内の CO ガス流の衝突による拡散燃焼と推察されるから安定した燃焼を維持するには酸素噴流の流速は 10 m/s 以下にする必要がある。このためには P・C ノズルからの噴流初速を 100 m/s 以下の亜音速に制御することが条件となる。

3) 本報告で提案した急拡大管ノズルは上記 1) 2) 項の条件を満足するノズルである。

4) 二次燃焼率はランス高さとともに増加するが着熱率はランス高さによらずほぼ 60% と一定であり、燃焼率、着熱率ともに底吹きガス流量の増大によつて攪拌力を増大すると向上する。

5) 二次燃焼による溶鋼への着熱量はランス高さで制御でき、二次燃焼用酸素量を $0.5 \text{ Nm}^3/\text{min}\cdot\text{t}$ の場合スクラップ比を 6% 増加できる。

6) 二次燃焼が冶金反応に及ぼす影響は小さく、スラグの (T.Fe) や (P)/[P] は従来法とほぼ等しい。

文 献

- 1) 新良正典, 武 英雄, 高柴信元, 吉川文明: 鉄と鋼, 72 (1986), S1006
- 2) 森 明義, 永幡 勉, 加藤木健, 市原 清, 大喜田義道: 鉄と鋼, 69 (1983), S1018
- 3) 副島利行, 松本 洋, 松井秀雄, 竹内正明, 源間信行: 鉄と鋼, 71 (1985), S1042
- 4) 原田俊哉, 安藤道英, 後藤裕祝, 川口勝徳, 大森正道, 辻野良二: 鉄と鋼, 71 (1985), S187
- 5) 石川博幸, 丹村洋一, 平野 稔, 寺田 修, 宮脇芳治: 鉄と鋼, 70 (1984), S1028
- 6) 辻野良二, 向井達夫, 平井正純, 中村皓一: 鉄と鋼, 71 (1985), S188
- 7) 檜崎誠治, 川口勝徳, 大森正道, 中村皓一, 原田俊哉, 72 (1986), S184
- 8) 石川 稔, 加藤木健, 鈴木 豊, 平田武行, 城田良康, 姉崎正治: 鉄と鋼, 72 (1986), S1007
- 9) Y. KATO, J. C. GROSJEAN, J. P. REBOUL and P. V. RIBOUD: 鉄と鋼, 73 (1987), S212
- 10) Y. KATO, J. C. GROSJEAN, P. V. RIBOUD and J. P. REBOUL: 鉄と鋼, 73 (1987), S213
- 11) 熱管理技術講義 (日本熱エネルギー技術協会編) (1974), p. 115 [丸善]
- 12) J. M. BEAR, N. A. CHIGER 著, 飯沼一男, 田中良一監訳: 燃焼の空気力学 (1976), p. 10 [日本エネルギー技術協会]
- 13) 生井武文, 松尾一泰: 圧縮性流体の力学 (1987), p. 38 [理工学社]
- 14) 岩本順二郎: 圧縮性流体力学 (1980), p. 17 [共立出版]
- 15) J. S. ANDERSON and G. E. A. MEIER: Proc. Instn. Mech. Engrs., 198C (1981) 12, p. 197
- 16) 奥田治志, 武 英雄, 山田隆康, E. ERIZ: 鉄と鋼, 71 (1985), S186