

複合転炉での熱補償技術の開発

論 文

Improvement of the Heat Balance in Combined Blowing
Process of the LD Converter岡村祥三*・中島英雅*²・丸川雄浄*³・姉崎正治*³
戸崎泰之*²・森 明義*⁴・加藤木健*⁴・市原 清*⁴Shozo OKAMURA, Hidemasa NAKAJIMA, Katsukiyo MARUKAWA, Shoji ANEZAKI,
Yasuyuki TOZAKI, Akiyoshi MORI, Ken KATO and Kiyoshi ICHIHARA

Synopsis :

Tests of post combustion of CO gas in 15 t pilot converter and 160 t and 250 t commercial combined blowing converter were carried out for aiming to improve heat balance.

And also coal injection test through top lance with post combustion system was carried out in 15 t pilot converter with bottom gas stirring.

Following results were obtained.

(1) The optimum amount of oxygen for post combustion was about 20% of total oxygen rate, and the jet angle of 30~35° was desirable for obtaining the good condition of post combustion.

(2) The heat transfer efficiency of post combustion to metal bath was 70 to 100%.

Accordingly around 10% increase of scrap ratio was obtained.

(3) In the case of blasting of pulverized coal on metal surface, the heat transfer was nearly equal to the theoretical value and the scrap ratio increased in proportion to the amount of coal added.

1. 緒 言

溶銑予備処理技術の発展にともない¹⁾、複合吹錬転炉におけるスラグ極少吹錬が検討、導入されてきている²⁾³⁾。しかしながら、溶銑予備処理による温度低下および発熱成分の除去により最低溶銑率の上昇を招く。また予備処理溶銑を用いて低りんの高合金鋼を溶製する場合には、全溶銑操業をもつても熱源不足となり、新たな熱源の投入を必要とする。

そこで、転炉内で高価な熱源を用いず、しかも炉外昇熱装置を用いないで、溶銑率変動に対するフレキシビリティをもたせ、転炉出鋼温度を確保することを目的として、転炉熱補償技術を開発した。

本転炉熱補償技術は、基本的には炉内での2次燃焼技術(STB-PC: Sumitomo Top and Bottom blowing-Postcombustion) および固体燃料の効果的吹込技術と2次燃焼技術の組合せ(TAPS: Triple Action Process of STB) から成り立つ。開発の過程としては、15 t STB 炉にて2次燃焼のための最適ランス形状ならびに

基礎的精練挙動の把握を行い、160 t STB 炉にて2次燃焼技術の実機適用試験を行つた。さらに15 t STB 炉を用いて「上吹きランスからの微粉炭吹き込み+2次燃焼法」の試験を行つた。

2. 実験方法

2-1 実験設備概要

Fig. 1 に15 t STB 炉のフローチャートを示す。この実験設備は石炭粉砕乾燥系を備えた炉容15 t の多目的試験転炉であり⁴⁾、粉体の吹き込みが可能で、上吹き用の酸素供給系は独立した2系列の制御系をもっており、2系列吹き込みランスの使用が可能である。またSTB-PCの実機適用試験は2系列の酸素供給系をもつ160 t STB 炉を用いて実施した。

Fig. 2 には炉内2次燃焼試験に用いたランス(PCランス)を、Fig. 3 には微粉炭吹き込み2次燃焼試験に用いたランス(TAPSランス)の概念図を示す。おのおのランスの吹き込み系は吹き込む物質ごとに独立制御となつている。PCランスとしては脱炭用3孔ノズ

昭和58年10月本会講演大会にて発表 昭和59年9月7日受付 (Received Sep. 7, 1984)

* 住友金属工業(株)事業開発センター (New Business Development Department, Sumitomo Metal Industries, Ltd.)

*² 住友金属工業(株)鹿島製鉄所 (Kashima Steel Works, Sumitomo Metal Industries, Ltd.)

*³ 住友金属工業(株)鹿島製鉄所 工博 (Kashima Steel Works, Sumitomo Metal Industries, Ltd., 3 Oaza-Hikari Kashima-cho Kashima-gun Ibaraki pref. 314)

*⁴ 住友金属工業(株)和歌山製鉄所 (Wakayama Steel Works, Sumitomo Metal Industries, Ltd.)

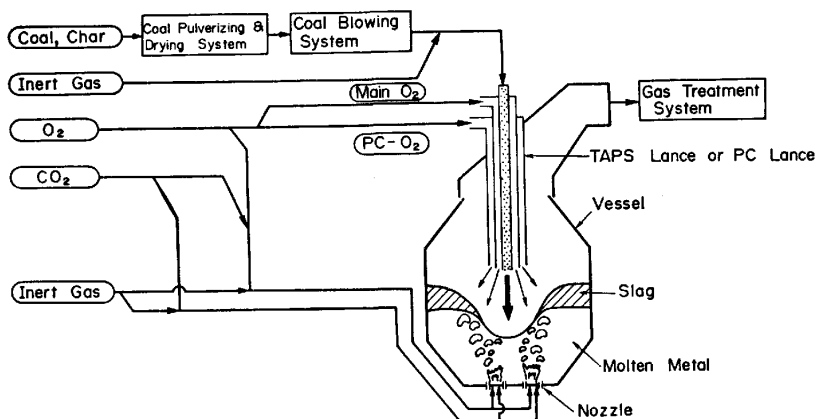
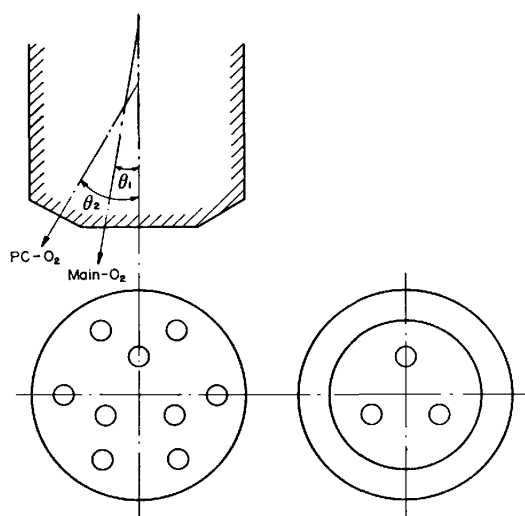


Fig. 1. Flow chart of 15 t STB test converter.



PC-1 Type (Multiple-hole) PC-2 Type (Slit)
Fig. 2. General profile of PC lance.

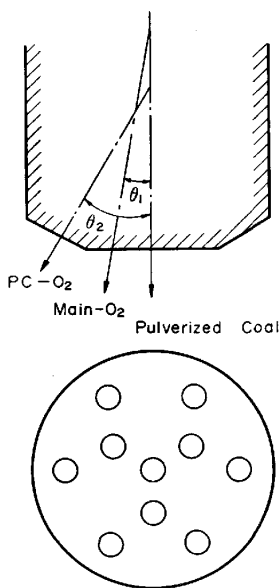


Fig. 3. General profile of TAPS lance.

ルを主として用い、2次燃焼用には6孔のPC-1、およびスリット状のPC-2が用いられた。またTAPSラ

ンスとしては、脱炭用3孔、2次燃焼用6孔のほかに、微粉炭吹き込み用に中心1孔をもつ特殊多孔のランスが用いられた。

またSTB-PCについては、比較のために脱炭用と2次燃焼用のノズル配列は同じだが両者の送酸制御系を分離しない、いわゆるシングルフローの試験を250tSTB炉で行った。

2.2 実験条件

15 t, 160 t および 250 t STB 炉における実験条件を Table 1 に示す。いずれの場合も2次燃焼用酸素ジェットは、ノズル出口形状はストレートタイプとし、ジェットの角度 θ_2 およびランス-湯面間距離 H (cm) については浴面全体をおおい、かつジェットが炉体に直接当たらないことを前提として条件を設定した。また15 t STB 炉の排ガス処理系はガス回収方式であるため、炉内圧制御は炉口から5 mの高さの検出孔にて常に大気圧 ± 0 mm Aq. となるように設定した。さらに15 t 炉による実験では、間歇炉であることを考慮し、コークス炉ガスにて炉体を12 h 予熱し、しかも試験の2チャーじめ以降のみを、スクラップ比を求めるデータとした。

3. 実験結果と考察

3.1 スクラップ比の補正

実験結果によるスクラップ比 $S_{obs.}(\%)$ は次式で与えられる。

$$S_{obs.} = 100 \cdot W_S / (W_{HM} + W_S) \dots\dots\dots (1)$$

ここに W_S は投入したスクラップ重量 (kg), W_{HM} は装入した溶銑重量 (kg) である。本実験においてスクラップ比をまとめるに際してはすべて次式で与えられる補正スクラップ比 $S_{cor.}(\%)$ を用いた。

$$S_{cor.} = 100 \cdot (W_S + W'_S) / (W_{HM} + W_S + W'_S) \dots\dots\dots (2)$$

ここで W'_S は補正スクラップ重量 (kg) である。また

Table 1. Experimental conditions.

Process		STB-PC			TAPS	
Furnace		15t STB	160t STB	250t STB	15t STB	
Lance configuration	Type	Two-independent-flow lance	Two-independent-flow lance	Two-independent-flow lance	Three-independent-flow lance	
		O ₂ flow rate: F _{O₂}	Main: 2 000~2 800 Nm ³ /h P. C.: 0~800 Nm ³ /h	15 000~25 000 Nm ³ /h 2 500~3 000 Nm ³ /h	40 000~45 000 Nm ³ /h 9 000~12 000 Nm ³ /h	2 000 Nm ³ /h 800 Nm ³ /h
	Nozzle dia.	Main	14 mmφ×3 holes	42 mmφ×3 holes	46 mmφ×4 holes	14 mmφ×3 holes
		P. C.	8.9~12.6 mmφ×6 holes or t=5 mm annular slit	15 mmφ×6 holes	25 mmφ×4 holes	12.6 mmφ×6 holes
		Coal injection	---	---	---	16 mmφ×1 hole
	P. C. jet	Angle	20~30°	30~35°	30°	30°
		Speed*	300~600 Nm/s	690~830 Nm/s	1 275~1 680 Nm/s	300 Nm/s
Lance height		1.0~1.5 m	2.5~3.0 m	2.5~3.0 m	1.5 m	
Bottom blown gas: Ar, N ₂		60~340 Nm ³ /h	430~540 Nm ³ /h	860 Nm ³ /h	80~140 Nm ³ /h	
Added coal		---	---	---	0~469 kg	
Exhaust gas system		Gas recovery	W.B.type half boiler	Gas recovery	Gas recovery	

F_{O₂} of P.C./Nozzle Area of P. C.

Table 2. Standard conditions for adjustment of obtained data.

	Metal				Temp.(°C)	Slag	
	Chemical composition (%)					T.Fe (%)	Basicity
	C	Si	Mn	P			
Hot metal	4.5	0.4	0.25	0.150	1 250	—	—
Molten steel	0.05	—	0.08	0.015	1 650	12	3

W_s を求めるに当たっては 15 t STB 炉の場合は、Table 2 の標準条件と実際との差を補正する (3) 式を用いた。

$$\begin{aligned}
 W_s = & 15.23 (\Delta Si_0 - \Delta Si) + 7.61 (\Delta C_0 - \Delta C) \\
 & + 4.9 (\Delta Mn_0 - \Delta Mn) + 24.56 (\Delta P_0 - \Delta P) \\
 & + 3.36 (\Delta Fe_0 - \Delta Fe) \\
 & + 0.47 W_{HM} (1\,250 - T_{HM}) \times 10^{-3} \\
 & + 0.61 \cdot W_{Steel} (T_{Steel} - 1\,650) \times 10^{-3} \\
 & + W_{Alloy} + W_{HM} (Q_{BC} - 2 \times 10^3) \times 10^{-3} / 342 \\
 & + 0.6 (W_{Lime} - W_s) \dots \dots \dots (3)
 \end{aligned}$$

ここで ΔSi は物質バランスより求めた Si 酸化量 (kg), 以下同様にして求め、ΔC は C 酸化量 (kg), ΔMn は Mn 酸化量 (kg), ΔP は P 酸化量 (kg), ΔFe は Fe 酸化量 (kg) であり、添字 0 は Table 2 の標準条件よ

り物質バランスにて算出した場合を表す。また W_{Steel} は終点での溶鋼重量 (kg), W_{Alloy} は炉内投入合金鉄重量 (kg), W_{Lime} は投入生石灰重量 (kg), W_s は塩基度 3 のときの計算生石灰投入重量 (kg), T_{HM} は溶銑温度 (°C), T_{Steel} は終点での溶鋼温度 (°C), Q_{BC} は底吹攪拌ガスの冷却能 (kcal/t-HM) である。

なお (3) 式右辺の各係数については、スクラップの熱含量を 342 kcal/kg-scrap として大略次のようにして求めた。まず右辺第一項の 15.23 はスラグの CaO/SiO₂ = 3 一定としての Si の酸化とスラグ生成熱を考慮して算出した。次の 7.61 は炉内での発生ガス組成を平均 CO 70%, CO₂ 20%, N₂ 10% とし、ガスの熱バランスから計算した。第 3 項から第 5 項の係数はおのこの成分の酸化反応熱から単純に算出した。第 6 項の 0.47 は 1 250°C の溶銑を基準にしたので、その温度での銑鉄の比熱から計算した。同様に溶鋼温度の場合は 1 650°C を基準にして 0.61 とした。底吹きガスの冷却能は N₂ ガス 100 Nm³/h で 21 min 間炉垂状態を基準にしてこれを 2 × 10³ kcal/T. HM とした。最終項の 0.6 は生石灰の冷却能 (kg-scrap/kg-lime) の実績値である。

3.2 炉内 2 次燃焼試験

3.2.1 15 t STB 炉による基礎試験

(1) ランス構造の効果

Fig. 4 に示すとおり全 O₂ 流量を一定とした場合、

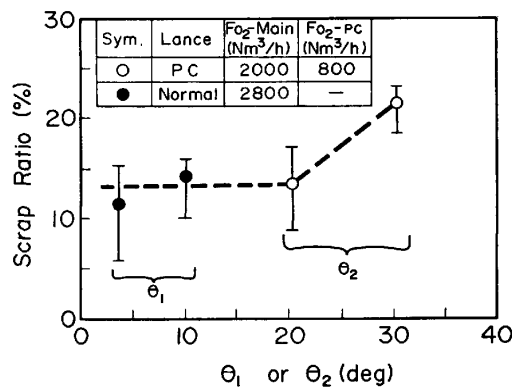


Fig. 4. Relation between scrap ratio and outer jet angle θ_1 or θ_2 .

スクラップ比は最外殻ジェット角度 θ_2 と明確な相関があり、2次燃焼 (PC) 用の O_2 ジェットを広角に設定することにより高いスクラップ比の上昇を得る。 $\theta_2=30^\circ$ の PC ランスでは通常ランスに比較して約 9% のスクラップ比増大となる。また $\theta_2=30^\circ$ のランスでは Fig. 2 における PC-1 タイプ (多孔) と PC-2 タイプ (スリット) の両方について試験したが両者に差異は見られなかった。なお Fig. 4 の Normal Lance とは脱炭専用の 3 孔ノズルである。

(2) 底吹攪拌とスクラップ比

佐野ら⁵⁾によれば底吹きガスによる攪拌動力 $\dot{\epsilon}$ (W/t) は次式で表される。

$$\dot{\epsilon} = \frac{6.18}{W_M} \dot{V}_G T_L \ln \left(1 + \frac{\rho_L g H_0}{1.013 \times 10^5 P_2} \right) \dots\dots (4)$$

ここで W_M は溶鋼重量 (t), \dot{V}_G は底吹攪拌ガス流量 (Nm³/min), T_L は鋼浴温度 (K), ρ_L は溶鋼密度 (kg/m³), g は重力加速度 (m/s²), H_0 は鋼浴深さ (m), P_2 は雰囲気気圧 (atm) である。

(4)式より求めた底吹攪拌動力 $\dot{\epsilon}$ とスクラップ比の関係を Fig. 5 に示す。図で H はランス湯面間距離 (cm) を表す。通常の STB の底吹きガス攪拌の場合とその 4~5 倍の強度の攪拌を実施した場合の両者を比較すると 2次燃焼の着熱効果に差異は見られない。このことから、炉内 2次燃焼に関しては通常 STB 並みの底吹攪拌で十分であることがわかる。

(3) 排ガス組成

Fig. 6 に 2次燃焼用 O_2 流量比 (2次燃焼用酸素量, $F_{O_2-PC}/2$ 次燃焼用+脱炭用酸素量, $F_{O_2-Tot.}$) と吹錬中の平均排ガス組成との関係を示す。図より PC ランスにより効果的に排ガスの 2次燃焼が行われることがわかる。Fig. 6 より $CO_2/(CO_2+CO)$ の増加分の上限は通常組成+18% 程度である。

(4) 2次燃焼による着熱効率

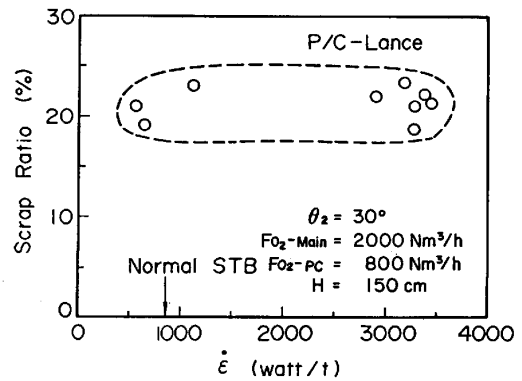


Fig. 5. Relation between scrap ratio and energy dissipation rate $\dot{\epsilon}$.

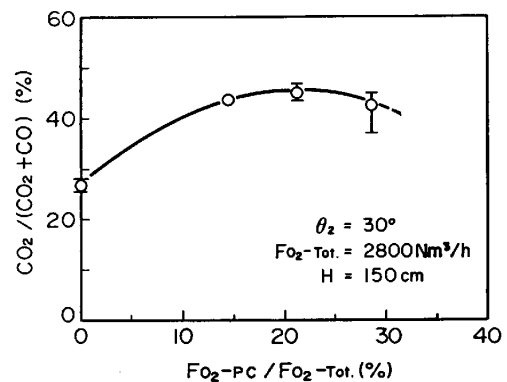


Fig. 6. Relation between off-gas composition and $F_{O_2-PC}/F_{O_2-Tot.}$.

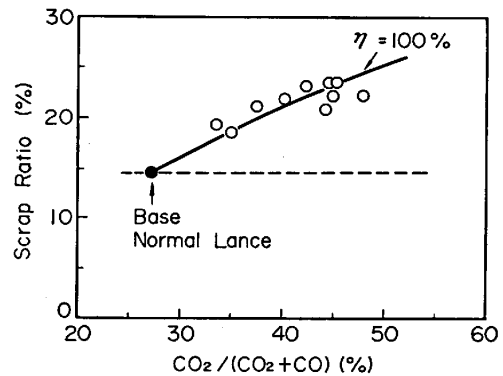


Fig. 7. Relation between scrap ratio and off-gas composition.

Fig. 7 に排ガス組成とスクラップ比の関係を示す。排ガス中の CO_2 濃度の上昇にともないスクラップ比は増加する。いま 2次燃焼による着熱効率 η (%) を次式で表すとする。

$$\eta = 100 \cdot 4Q_2 / 4Q_1 \dots\dots\dots (5)$$

ここで $4Q_1$: $CO + 1/2O_2 = CO_2$ 反応により計算される装入溶鉄 1 t 当たりの入熱増加分 (kcal/t-HM)

$4Q_2$: スクラップ比増加による装入溶鉄 1 t 当たりの出熱増加分 (kcal/t-HM)

Fig. 7 の図中に $\eta=100\%$ のときのスクラップ比と排ガス中 $\text{CO}_2/(\text{CO}_2+\text{CO})$ との関係を表す曲線を示すが、実験値と $\eta=100\%$ の曲線はよく一致している。このことから、15 t 炉という小型炉については、炉内2次燃焼による溶鉄への熱付加が極めて高い効率で行われることが判明した。

3.2.2 160 t STB 炉による実機適用試験

(1) 着熱効果

Fig. 8 に示すように $F_{\text{O}_2-\text{PC}}/F_{\text{O}_2-\text{Tot.}}=11\%$ の送酸条件ではスクラップ比にして約3% 上昇分の着熱効果が確認できた。

(2) 2次燃焼用 O_2 流量比と着熱効果

Fig. 9 に各 STB 炉における $\theta_2=30^\circ$ の PC-1 タイプのランスを用いた場合の、通常ランス使用時と比較したスクラップ比増加分と2次燃焼用 O_2 流量比 $F_{\text{O}_2-\text{PC}}$

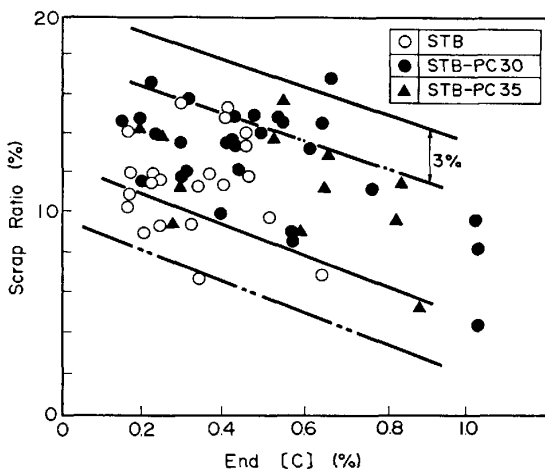


Fig. 8. Thermal recovery effect of postcombustion in 160t-STB converter.

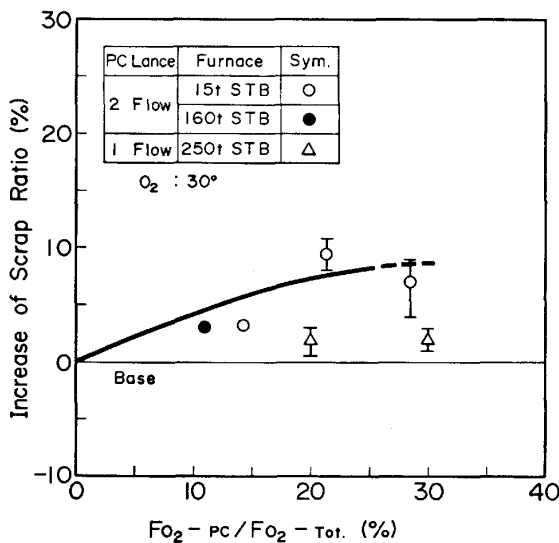


Fig. 9. Relation between increase of scrap ratio and $F_{\text{O}_2-\text{PC}}/F_{\text{O}_2-\text{Tot.}}$.

$F_{\text{O}_2-\text{Tot.}}$ との関係を示す。ここに、15 t および 160 t STB 炉については2系統の独立な O_2 供給ラインを有する PC-1 タイプのランスを用い、250 t STB 炉については、ノズル配置のみ PC-1 タイプと同様とし、 O_2 供給ラインは通常ランスと同じ1系統のランスを用いた。Fig. 9 から、独立2系統の O_2 供給ラインを有する PC ランスを用いた場合は、スクラップ比の上昇と $F_{\text{O}_2-\text{PC}}/F_{\text{O}_2-\text{Tot.}}$ との間に明確な相関があり、 $F_{\text{O}_2-\text{PC}}/F_{\text{O}_2-\text{Tot.}}$ が 20% 付近で約9% のスクラップ比上昇が可能である。160 t STB 炉の場合、ボイラ型炉のため排ガス分析の情報が得られないことから、直接に炉内2次燃焼による着熱効果を算出することはできなかった。ただし、着熱効率 η が 100% に近い 15 t STB 炉の結果と対比すると、図から 15 t 炉の約70% の着熱量に相当する効果が得られている。またより高いスクラップ比の増加を得るためには PC 側の送酸量を増加させる必要がある。

15 t STB 炉の場合、Fig. 6, Fig. 9 より、2次燃焼用 O_2 流量を増加させると排ガス中 CO_2 濃度が低下し、スクラップ比上昇も頭打ちとなる領域がある。さらにシングルフロータイプのランスで試験を行った 250 t STB 炉においては、 $F_{\text{O}_2-\text{PC}}/F_{\text{O}_2-\text{Tot.}}$ が 20~30% であっても、スクラップ比上昇分はせいぜい 1~3% である。このことは Table 1 の条件から、ランスノズル出口での O_2 ジェット線速度が増大すると、2次燃焼用 O_2 のうち脱炭反応に寄与する割合が大きくなることが推定される。

(3) スラグ中の全鉄分 (T. Fe) に与える影響

当初、広角の O_2 ジェットによるスラグの (T. Fe) の上昇が懸念されたが、Fig. 10 に示すように通常の STB 操業と大差はない。ただし、Fig. 11 に示すよう

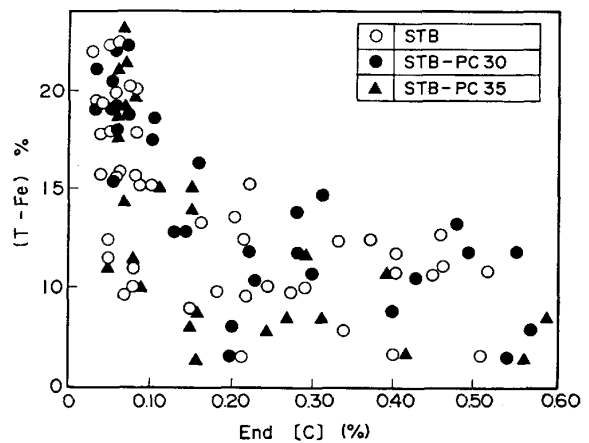


Fig. 10. Effect of postcombustion on (T.Fe) in slag.

にスラグ中の (Fe³⁺) の比率が上昇しているのが、炉内 2 次燃焼を適用した場合の特徴である。

(4) 脱りん反応に与える効果

Fig. 12 に HEALY⁶⁾による計算 P 分配比と実績 P 分配比との対比を示す。図より 2 次燃焼の適用により脱りん反応が促進されることがわかる。また Fig. 13 にはスラグ中の (Fe³⁺) と、脱りん反応の HEALY の平衡⁶⁾からの隔たりとの関係を示す。Fig. 13 からスラグ中の

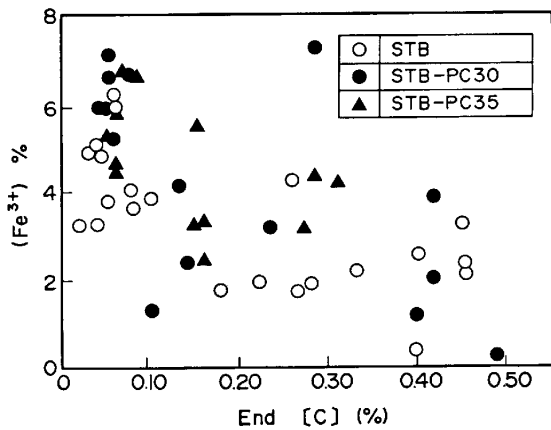


Fig. 11. Effect of postcombustion on (Fe³⁺) in slag.

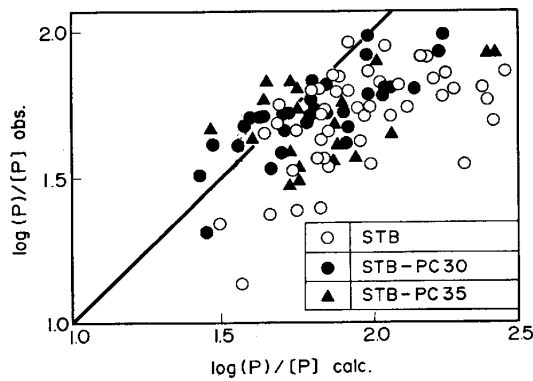


Fig. 12. Effect of postcombustion on dephosphorization.

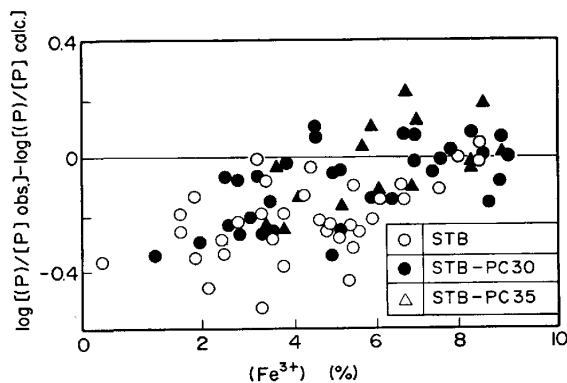


Fig. 13. Effect of (Fe³⁺) in slag on (P)/[P].

(Fe³⁺) の増加により脱りん反応が促進されることがわかる。すなわち 2 次燃焼により気相中の酸素ポテンシャル ($P_{O_2} \propto P_{CO_2}/P_{CO}$) が上昇し、それに見合つてスラグの酸素ポテンシャルが増加 (同一の (T, Fe) であつても Fe³⁺/Fe²⁺ が上昇) するため脱りんが促進されるものと推定される。

(5) 2 次燃焼におけるガス-スラグ間の平衡

沈ら⁷⁾によれば FeO-Fe₂O₃-SiO₂-CaO-MgO 系における熔融スラグ中の Fe³⁺/Fe²⁺ 平衡と酸素分圧との関係は次式により示される。

$$\log (Fe^{3+}/Fe^{2+}) = 6625/T - 2.77 + 0.25 \log P_{O_2} + (RT \ln \gamma_{FeO} - RT \ln \gamma_{FeO_{1.5}}) / 4.575T \dots (6)$$

また、 P_{CO_2}/P_{CO} と P_{O_2} との関係は次式により示される。

$$\log (P_{CO_2}/P_{CO}) = 0.5 \log P_{O_2} + 14752/T - 4.54 \dots (7)$$

いま通常 STB と 2 次燃焼適用の両者において、式 (6)、(7) を用いてスラグの酸素ポテンシャル (Fe³⁺/Fe²⁺ のスラグ分析値) の平衡から求めた気相の酸素分圧と、排ガス組成 (P_{CO_2}/P_{CO}) により式 (7) から求めた気相の酸素分圧との比較を行つた。結果を Table 3 に示す。表から、スラグに平衡する気相の酸素分圧はガスの組成から求めた酸素分圧に比べて極めて高いことがわかる。したがつて、スラグの (Fe³⁺) の分析精度の問題はあるとしても、ガス-スラグ界面での P_{O_2} は著しく平衡から逸脱していると思われ、今後の炉内 2 次燃焼の着熱機構の解明にあつては、ガス-スラグ界面での平衡に加えて、その動学的解析が必要である。

(6) 炉体溶損に与える影響

Fig. 14 にスラグ中への MgO 溶出量と MgO 投入量との関係を示す。図より今回の試験期間中 (80 heats) は炉内 2 次燃焼の炉体溶損におよぼす著しい悪影響は特に確認されなかつた。

3.3 15 t STB 炉における固体燃料吹込試験

3.3.1 スクラップ比に与える効果

実験に供した炭素質物質組成を Table 4 に示す。表

Table 3. Calculation of gas-slag equilibrium (160 t STB-PC).

	Based on slag			Based on exhaust gas	
	Fe ³⁺ /Fe ²⁺	P _{O₂} (atm)	P _{CO₂} /P _{CO}	P _{O₂} (atm)	P _{CO₂} /P _{CO}
STB	0.19*	2.1 × 10 ⁻⁶	1.8	2.5 × 10 ⁻⁹	0.063*
STB-PC	0.41*	5.6 × 10 ⁻⁵	9.4	7.7 × 10 ⁻⁹	0.11*

* Observed value

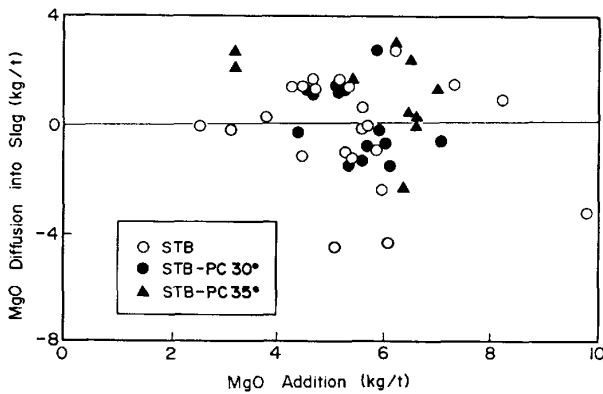


Fig. 14. Errosion of refractories by post-combustion.

Table 4. Properties of feed coals.

Coal	Proximate analysis (%)				Absolute analysis (d. a. f. %)				
	IM	Ash	V.M	S	C	H	O	N	S
Coal-1	2.9	9.6	34.6	0.8	88.7	5.5	2.8	2.1	0.9
Char	4.8	1.8	5.3	0.23	94.5	1.1	3.6	0.6	0.25

中の Coal-1 は非粘結瀝青炭, Char は褐炭チャーである。鉄浴石炭ガス化法 (CGS法)⁽⁴⁾⁽⁸⁾⁽⁹⁾ ならびに TAPS 法においては主反応は次の (8) 式から (14) 式で表される。

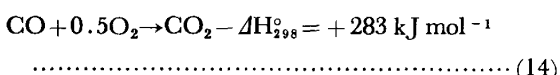
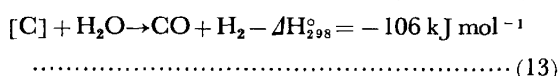
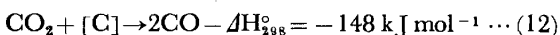
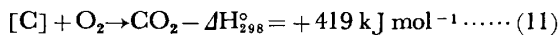
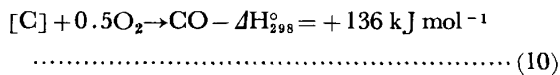
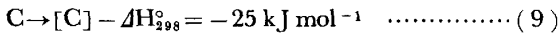
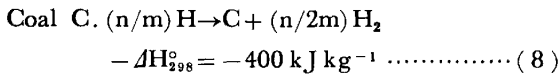


Table 4 および式 (8)~(14) より計算した炭素質物質 1 t 当たりのスクラップ溶解能と O₂ 燃比 (O₂ 投入量/2次燃焼なしのときの O₂ 必要量) との関係を図 15 に示す。なお、排ガス顕熱はガス化中の平均排ガス温度を 1600°C とし、排ガス組成、排ガス流量から求めた。一方炉体放散熱は操業実績の 1.5°C/min と底吹きガスの冷却能とを考慮して計算した。Fig. 16 には Fig. 15 より、O₂ 燃比=1.2 の計算スクラップ溶解能から算出した計算スクラップ比と実績値との対比を示す。ベース条件として用いた、固体燃料吹き込みなしの 2次燃焼のみを適用したデータについては、TAPS ランスによるものを用いている。Fig. 16 によればスクラ

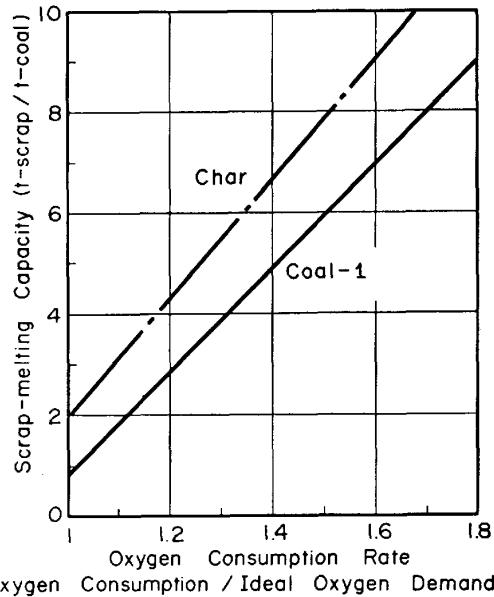


Fig. 15. Relations between scrap-melting capacity and oxygen consumption rate.

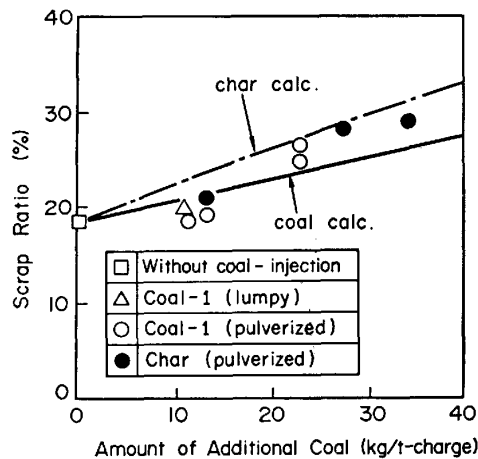


Fig. 16. Relation between scrap ratio and amount of additional coal.

ップ比と石炭吹き込み量との間には良い相関があり、計算値とほぼ一致している。褐炭チャー 30 kg/t 程度の吹き込みで、炉内 2 次燃焼プロセスに比べて約 10% のスクラップ比向上が可能である。

3.3.2 固体燃料供給速度の影響

Fig. 17 に石炭吹き込み中の排ガス中 CO₂/CO と石炭供給速度との関係を、STB-PC、鉄浴石炭ガス化法 (CGS 法)⁽⁴⁾とも対比して示す。図より、TAPS における石炭吹き込み中の排ガス中 CO₂/CO は石炭吹き込みなしの STB-PC に比べて 0.15 低く、CGS ガス化に比べて 0.24 高い値となつている。また 1~2.5 t/h の範囲では石炭供給速度の影響を受けないで CO₂/CO が STB-PC より 0.15 低いことから、2次燃焼効果を最

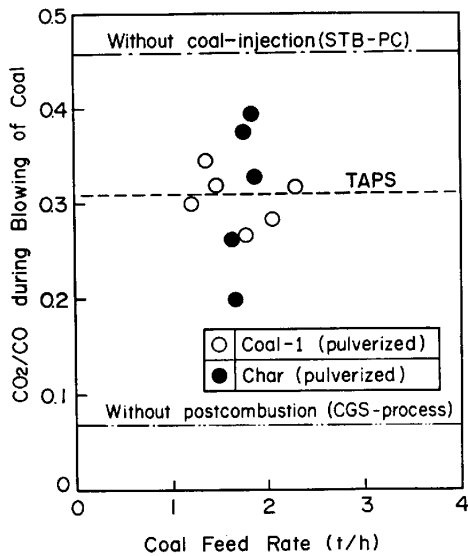


Fig. 17. Relation between off-gas composition during blowing coal and coal feed rate.

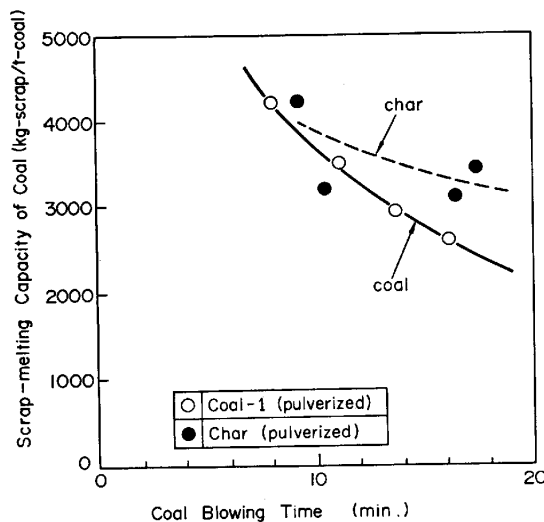


Fig. 18. Relation between scrap-melting capacity of coal and coal blowing time.

大限に引き出すためには Fig. 18 に示すように、できるだけ短時間に石炭を吹き込むことが必要となる。

4. 結 言

15 t STB 炉での基礎試験結果を 160 t STB 炉に適用して、炉内 2 次燃焼技術を開発した。さらに 15 t

STB 炉において「微粉炭上吹き+2 次燃焼」プロセスを開発した。その結果、以下の結論を得た。

(1) 2 次燃焼用のランスとしては独立制御システムをもつた 2 系統吹き込みランスが有効である。

(2) 2 次燃焼用ジェット角度については、30~35°と広角であることが必要である。

(3) 2 次燃焼用ラインの O₂ 流量は全 O₂ 流量の 20% 程度とすることが望ましい。

(4) 2 次燃焼による着熱効率率は小型の 15 t 炉では非常に高く 100% 近くであり、大型の 160 t 炉では約 70% と推定された。

(5) 2 次燃焼を適用することにより、スラグ中の (T. Fe) には変化は見られないが、(Fe³⁺) が増加し、脱りん反応も促進される。

(6) 「微粉炭上吹き+2 次燃焼」プロセス (TAPS) により効果的に大量の熱補償が行われることが判明した。石炭によるスクラップ溶解能は計算値に近い値を示し、15 t 炉では容易にスクラップ比 30% を得ることができた。

(7) TAPS において石炭吹き込み中は非吹き込み中に比べて 2 次燃焼が阻害されるため、石炭吹き込みは短時間に効率よく行う必要がある。

文 献

- 1) たとえば丸川雄浄, 城田良康, 姉崎正治, 平原弘章: 鉄と鋼, 67 (1981), p. 323
- 2) 岡村祥三, 中島英雅, 丸川雄浄, 姉崎正治: 鉄と鋼, 68 (1982), S 192
- 3) 木村雅保, 松井秀雄, 伊東修三, 齊藤 忠, 副島利行, 喜多村実: 鉄と鋼, 69 (1983), p. 1893
- 4) H. NAKAJIMA, K. OKANE, S. FURUJO, S. OKAMURA, M. SUEYASU, T. TANOUÉ, S. ANEZAKI and T. MATSUO: Ironmaking Steelmaking, 10 (1983), p. 130
- 5) 佐野正道, 森 一美: 鉄と鋼, 68 (1982), p. 2459
- 6) G. W. HEALY: JISI, 208 (1970), S 664
- 7) 沈 載 東, 萬谷志郎: 鉄と鋼, 67 (1981), p. 1745
- 8) 田上豊助, 岡根幸司, 多賀雅之, 平岡文章, 松尾亨, 増田誠一: 鉄と鋼, 68 (1982), S 75
- 9) 田上豊助, 岡村祥三, 末安正信, 福田充一郎, 古城 栄, 岡根幸司: 鉄と鋼, 68 (1982), S 76