

強攪拌下の鉄浴炉における高二次燃焼率・ 高着熱効率化技術

西岡 信一*・中村 英夫*²・高橋 謙治*
河井 良彦*・杉山 峻一*

Fundamental Study on Post-combustion Technique in Strongly Stirred Iron Bath Reactor

Shin-ichi NISHIOKA, Hideo NAKAMURA, Kenji TAKAHASHI,
Yoshihiko KAWAI and Shun-ichi SUGIYAMA

Synopsis :

Post-combustion technique in converter is regarded as an essential measure for high scrap-ratio operation or scrap melting. It is also one of the key technologies to develop smelting reduction process. Effective technique of post combustion, however, has not been completely developed yet. Some factors in obtaining high heat transfer efficiency with high degree of post combustion was investigated by using 40 kg and 400 kg scale converters. As a result it was found essential to carry out post combustion in slag layer. To achieve an aimed high degree of post combustion, oxygen for post combustion or the resultant oxidized gas should avoid the reaction with reducing agents such as C in metal droplets. That requires a proper design of nozzles for post combustion and minimization of droplet generation. Heat transfer efficiency, η , was expressed as a semi-empirical equation of post-combustion ratio, OD , and parameter, P , representing operational conditions. This equation showed that P value should be increased to improve η at an aimed OD . It was found that parameter P had some relation with the ratio of the characteristic length for heat exchange zone in slag layer to superficial velocity.

Key words : ironmaking; steelmaking; post combustion; heat transfer; efficiency; converter; decarburization; smelting reduction; iron bath.

1. 緒 言

転炉での二次燃焼による熱補償技術^{1)~6)}は、予備処理溶銑を利用したマンガン鉱石やクロム鉱石の直接還元、あるいはスクラップ溶解での炭材、酸素の原単位の低減およびりん、硫黄、窒素等不純物による汚染の防止といった観点から、近年重要な要素技術として注目されている。また高炉代替の新製鉄プロセスとして開発が進められている鉄浴型溶融還元法⁷⁾⁸⁾においても、溶融還元炉内での二次燃焼率および着熱効率の達成度が、プロセスの構成にかかわる重要な要素技術となっている。この溶融還元法では、設備コストやエネルギー、操業の柔軟性の面からは、炉内での高二次燃焼率かつ高着熱効率の実現が望まれている⁹⁾。

従来^{4)~6)}ランス高さを高くすれば二次燃焼率は上昇

するが、十分な着熱効率が得られず、炉体上部の耐火物を損傷する恐れがあった。炉内における二次燃焼機構については解析例^{10)~14)}が報告されているが、特に着熱に関する検討が不十分である。そこで40 kg および400 kg 小型転炉を用いた二次燃焼実験と簡単な伝熱モデルから、炉内で高二次燃焼率および高着熱効率を得るための条件を検討した。

2. 実験方法

実験装置の概要を Fig. 1 に示した。実験パターンは A, B の2タイプに大別される。実験条件をそれぞれ Table 1 と Table 2 に示した。いずれの場合もあらかじめ別の溶解炉で溶製した溶銑を実験炉に装入し、基本条件としてはスラグ浴内に二次燃焼用 O_2 を吹き込んでスラグ浴内での二次燃焼実験を行った。

昭和61年4月・10月・62年4月本会講演大会にて発表 平成2年3月12日受付 (Received Mar. 12, 1990)

* NKK 鉄鋼研究所 (Steel Research Center, NKK Corporation, 1 Kokan-cho Fukuyama 721)

*2 NKK 中央研究所 (Advanced Technology Research Center, NKK Corporation)

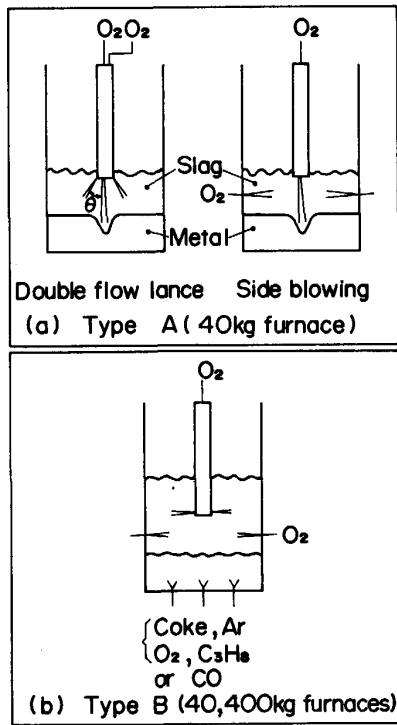


Fig. 1. Schematic experimental apparatus.

Table 1. Experimental conditions of type A (top blowing for decarburization).

Method	Double flow lance	Side blowing
Metal (kg)	40 (C:3-5%)	
Slag (kg/thm)	0-150	
Decarburization (top blowing)	O ₂ (Nℓ/min)	120-180
	Lance nozzle	Laval single hole
Post combustion	O ₂ (Nℓ/min)	0-120
	Nozzle	Straight 4 holes blowing angles: θ = 7°, 30° Straight 3 tuyeres horizontal (Wall)

Table 2. Experimental conditions of type B (bottom blowing for decarburization).

Capacity	40 kg	400 kg	
Metal (kg)	30-40 (C≈4%)	~200(C≈4%)	
Slag (kg/thm)	100-300	300-600	
Decarburization (bottom blowing)	O ₂ (Nℓ/min)	180	180-450
	C ₃ H ₈ (Nℓ/min)	3-5	4-10
	Coke (g/min)	230	230-580
	CO (Nℓ/min)	-	160
Post combustion	O ₂ (Nℓ/min)	50-130	110-140
	Nozzle (horizontal)	Straight 4 or 8 holes (Lance)	Straight 3 tuyeres (Wall) Straight 8 holes (Lance)

タイプAは通常の転炉吹錬と同様、上吹き送酸脱炭に二次燃焼を組み合わせ、溶鉄中C濃度が約0.05%になるまで脱炭吹錬を行うものである。二次燃焼法はダブルフローランス (Double flow lance) 法または炉壁からの横吹き法である。タイプBはコークス底吹きにより溶鉄中にCを補給しながらO₂を底吹きして一次COを発生させ (一部はCO底吹きによるシミュレーションで実施)、これに二次燃焼を組み合わせたものである。二次燃焼法はランスからの水平吹きまたは炉壁からの横吹き法である。

いずれの場合も脱炭用O₂流量F_{O₂¹と二次燃焼用O₂流量F_{O₂²は独立に制御した。吹錬中に浴の測温とメタル、スラグおよび排ガスのサンプル採取を行い、分析の後、物質および熱収支計算を行った。}}

3. 実験結果

3.1 二次燃焼率

二次燃焼率ODを

$$OD \equiv CO_2 / (CO + CO_2) \dots\dots\dots (1)$$

と定義すると、二次燃焼用O₂流量F_{O₂²と脱炭用O₂流量F_{O₂¹との比R(≡F_{O₂²/F_{O₂¹)は目標ODに相当する。}}}}

タイプAの試験で得られたRとODの関係をFig.2に示した。ダブルフローランス法、横吹き法とも、Rの増大に伴うODの増加には限界が認められ、R>0.3ではODは減少傾向であった。この現象は以下の理由によると考えられる。榊井ら¹⁵⁾は上吹き送酸法でO₂ジェットと溶鉄との衝突に起因して多量の粒鉄が発生していることを報告し、その発生量をスラグ無しの場合について定式化している。これを本実験に適用して計算す

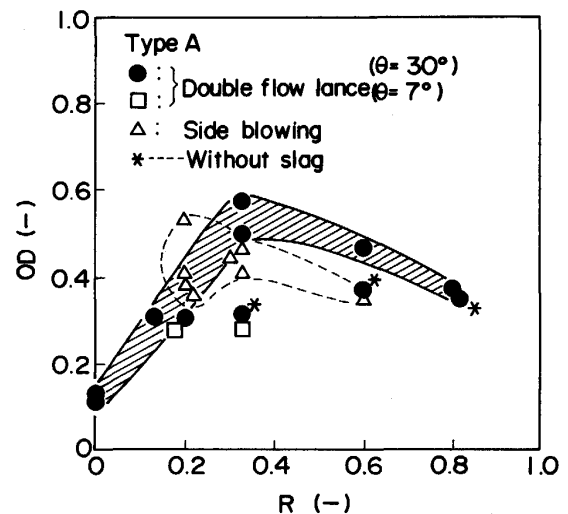
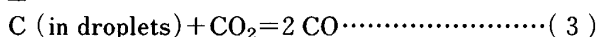
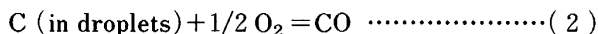


Fig. 2. Relation between aimed oxidation degree, R, and observed, OD (type A experiments).

ると 0.4~1 kg/s の大量の含 C 粒鉄が発生していたことになる。R を増大させるに従い、二次燃焼用 O₂ はスラグ内に深く侵入し、二次燃焼用 O₂ または燃焼生成した CO₂ が粒鉄と接触する条件となり、(2)式あるいは(3)式の反応により、結果として OD が低下したと考えられる。



二次燃焼用 O₂ 吐出角度 θ が 30° のダブルフローランス法で、比較のために行ったスラグ無しの場合、OD がスラグありの場合より低いのは、スラグによる粒鉄発生抑制効果が無くなり、二次燃焼用 O₂ または燃焼生成した CO₂ と粒鉄との接触機会が増え、(2)式または(3)式の反応が促進されたためと考えられる。また、同じスラグありのダブルフローランス法でも $\theta = 30^\circ$ の場合に比べ $\theta = 7^\circ$ の場合の OD の方が低いのも、後者の二次燃焼炎が粒鉄の発生場所である火点により近づき、粒鉄と(2)式または(3)式の反応を起こしたためと考えられる。なお、R=0 においても OD が約 0.1 あったが、これは通常転炉吹錬と同様、炉内 CO の一部が上吹き脱炭用 O₂ ジェットに巻き込まれて CO₂ を燃焼生成したための OD 増と考えられる。

Fig. 3 はタイプ B における R と OD の関係を示したものである。OD は R にほぼ比例して上昇し、最大約 0.9 まで得られた。これは脱炭吹錬を底吹き法で行ったことにより、粒鉄発生量がタイプ A に比べ著しく減少した効果と考えられる。

後述のように高着熱効率を得るために重要なスラグ浴内での二次燃焼により炉内で高 OD を得るためには、

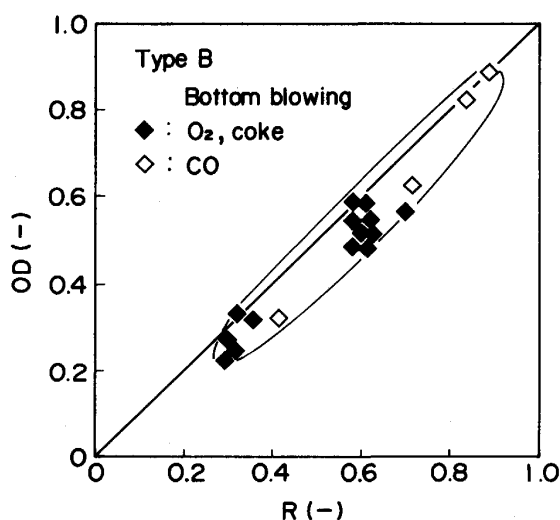
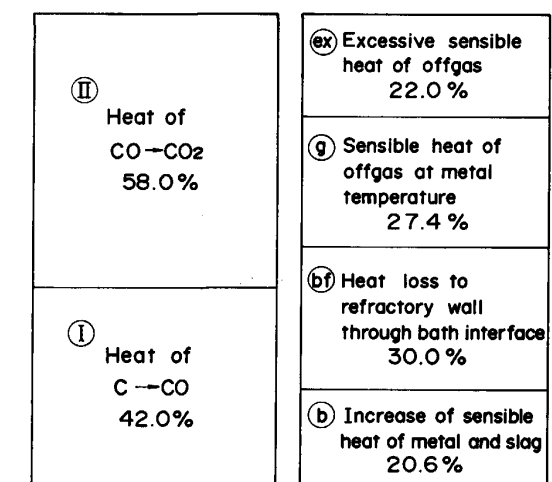


Fig. 3. Relation between aimed oxidation degree, R, and observed, OD (type B experiments).

粒鉄の生成をできるだけ抑制し、また低粒鉄濃度域で二次燃焼を行うことが重要である。

3.2 熱収支と着熱効率

熱収支の一例を Fig. 4 に示した。入熱側は CO 生成の一次燃焼熱 (I) と CO₂ 生成の二次燃焼熱 (II) から成る。出熱側はメタル浴とスラグ浴の顕熱増分 (b) と浴から炉体耐火物へのヒートロス (bf)、それに排ガス顕熱から成るとし、さらに排ガス顕熱は浴温度 T_s 相当 (g) と残りを T_s 以上のスーパーヒート分 (ex) として分けた。小型炉のために炉体ヒートロス (bf) の出熱に占める割合が 30% と大きい、通常大型炉では炉体ヒートロスはほとんど無視できるほど小さくなるものである。したがって、本解析においては (bf) は有効熱の一部とみなした。



INPUT OUTPUT

Fig. 4. Example of heat balance.

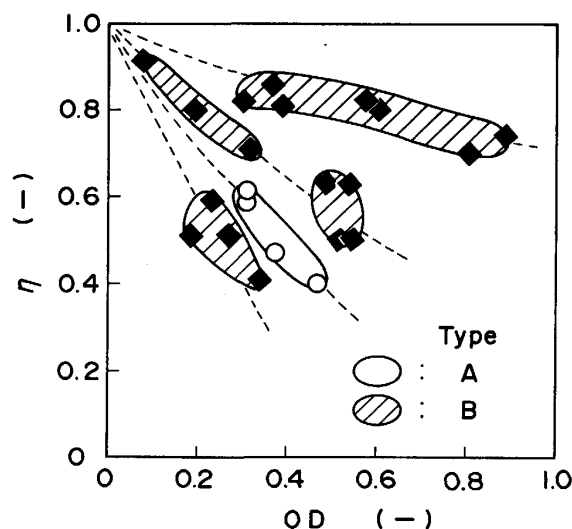


Fig. 5. Relation between oxidation degree of gas, OD, and heat transfer efficiency, η .

二次燃焼の着熱効率 η を (4) 式で定義した. 完全に熱交換が行われてメタル浴, スラグ浴およびガスの三相の温度が一致した時, $\eta = 1$ となる.

$$\eta = 1 - \frac{\text{ex}}{\text{II}} \dots\dots\dots (4)$$

Fig. 4 の例で計算すると, $\eta = 1 - 22.0/58.0 = 0.62$ となる.

Fig. 5 に OD と η の関係を示した. 実験データは図上に広く分布した. しかしスラグ量, ノズル配置, 炉内ガス空塔速度等の実験条件が同じようなものをそれぞれデータ群としてまとめると, 図に示したように OD が 0 に近づくとに従い, おおのこのデータ群の η は 1 に近づくと傾向が認められた. そこで次に η に影響を及ぼす因子を実験的に調査した.

3.3 着熱効率に影響を及ぼす因子

3.3.1 スラグの影響

Table 3 に示したように, スラグ浴内で二次燃焼を行った方が他の条件が一定の下ではスラグ無しの場合よりも η は高かった. スラグが存在する場合でも, スラグ浴内の二次燃焼帯長さ L を変化させると, Fig. 6 に示したように L の長い方が η は高かった. なお, ここで L は ENGH ら¹⁶⁾ の液中に吹き込んだガスの軌跡計算式において, スラグとガスの混合層であるスラグ浴を一樣な液体とみなして計算した. これらの結果から, 二次燃焼の η を高める上においてスラグはきわめて重要な

Table 3. Effect of slag on heat transfer efficiency.

	η (-)	Conditions
With slag	0.4~0.6	OD = 0.3~0.4 Type A
Without slag	0~0.2	

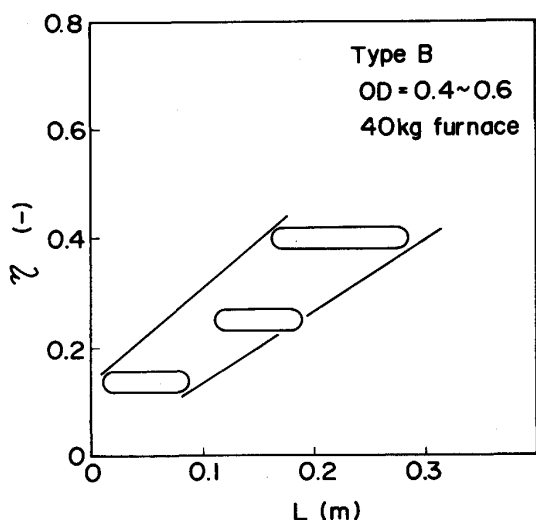


Fig. 6. Effect of length of heat exchange zone, L , on heat transfer efficiency, η .

役割を果たしており, スラグ浴内で二次燃焼を行うことによりスラグへの伝熱を図ることが重要であることがわかった.

3.3.2 炉内空塔速度の影響

Fig. 7 に示したように, 空塔速度の遅いほうが η は高かった. 言い換えるとこれは他の条件が一定であれば熱交換時間の長いほうが η が高いということの意味するものと考えられる.

4. 考 察

炉内での二次燃焼現象を Fig. 8 のように想定し, スラグ浴内での二次燃焼による伝熱機構を以下のように考えた. スラグ浴内に吹き込まれた二次燃焼用 O_2 は炉内発生 CO をその流れに巻き込んで反応して高温ガスとなり, その反応熱を流れの中に巻き込んだスラグに伝え

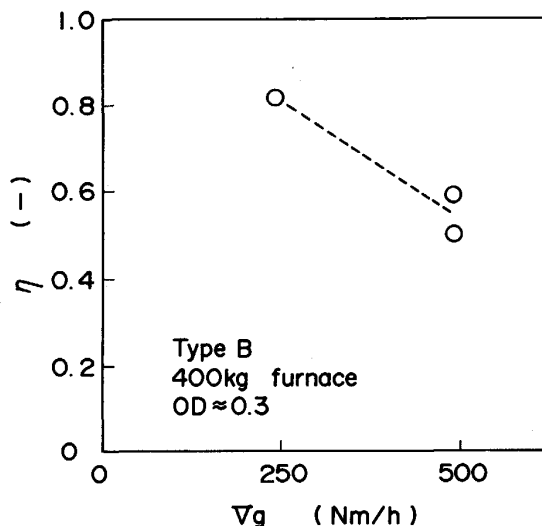


Fig. 7. Effect of superficial velocity, V_g , on heat transfer efficiency, η .

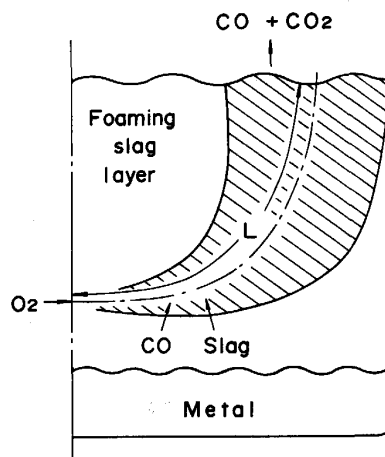


Fig. 8. Conceptual drawing of post combustion in a furnace.

る。図中斜線領域がこの二次燃焼および燃焼ガスとスラグとの熱交換帯に相当する。そして熱を得たスラグは溶鉄にその熱を伝える。実際に炉内はガスにより強攪拌状態にあり、スラグが主たる熱媒体となっていたと考えられる。

上記二次燃焼帯におけるガス-スラグ間の伝熱と η との関係を下のように考えた。最も単純化して、一次元流れの微小領域を考え、ガスとスラグ間での伝熱における熱収支をとると (5) 式が得られる。

$$C_p \cdot \rho \cdot V_g \cdot \Delta T_g = -\alpha \cdot A \cdot (T_g - T_s) \cdot \Delta x \dots \dots \dots (5)$$

ここで、 C_p : ガスの比熱

ρ : ガスの密度

V_g : ガスの空塔速度

α : 熱伝達係数

A : 単位体積当たりの伝熱表面積

T_g : ガスの温度

T_s : スラグの温度

Δx : 微小距離

(5) 式の左辺はガス側の損失熱項であり、右辺はスラグ側の受熱項である。今炉内は強攪拌状態にあり、スラグの循環量も多くスラグと溶鉄との熱交換も極めて速いとすると、 T_s は一定とみなせる。実際の実験においても溶鉄とスラグとの間に有意な温度差は認められなかった。したがって以下 T_s は一定とする。(5) 式を積分すると二次燃焼帯距離 L におけるガス温度 T_L は次式のような関数として表される。

$$T_L = f_1(\alpha AL / C_p \rho V_g) \dots \dots \dots (6)$$

ここで、無次元数 $\alpha AL / C_p \rho V_g$ はスタントン数 St ($\equiv \alpha / C_p \rho V_g$) に無次元化された伝熱面積に関わる項 AL を掛けたものに相当する。

ところで η はその定義 (4) 式から (7) 式のように書き換えることができる。

$$\eta = 1 - \rho \cdot \int_{T_s}^{T_L} C_p dT / (OD \cdot \Delta H_{CO/CO_2}) \dots \dots \dots (7)$$

ここで、 $\Delta H_{CO/CO_2}$: $CO \rightarrow CO_2$ の生成エンタルピー (6) 式と (7) 式から結局 η は (8) 式に示すように OD と $\alpha AL / V_g$ の関数として表される。

$$\eta = f_2(OD, \alpha AL / C_p \rho V_g) = f(OD, g(OD, \alpha AL / V_g)) \dots \dots \dots (8)$$

$\alpha AL / V_g$ が正確に見積もられれば数値的に (8) 式を解くことにより η を求めることができるが、 $\alpha AL / V_g$ の見積りは現時点では困難である。

一方で $\alpha AL / V_g$ は Fig. 5 の整理において各データ群としてまとめた際の操業因子に関係付けられるものと考えられる。そこで $\alpha AL / V_g$ に関係付けられる操業パラ

メーター P を導入する。実験的には OD が 0 に近づくに従って η が 1 に近づく傾向があったことを考慮し、 η を OD と P で表される実験式として (9) 式の形で求めた。

$$\eta = 1 - a(OD)^{0.9} P^{-1} \dots \dots \dots (9)$$

ここで a はスラグ粒子による伝熱モデル¹⁷⁾ を基に大まかに 0.9 程度と見積もられた。この関係を Fig. 9 に示した。これより所定の OD の下でより高い η を得るためにはどの程度操業条件を変更しなければならないかが示唆される。たとえば、 $OD=0.5$ で η を 0.8 から 0.9 に上げるためには P は 2 倍にする必要がある。なお P はその導出過程から、絶対値よりその相対値が重要な意味をもつパラメーターである。

この P の意味をもう少し具体化するためにスラグ浴内の二次燃焼帯総長 nL と空塔速度との比 nL/V_g を求め、 P との関係を図 10 に示した。ここで n は二次燃焼用 O_2 のノズル孔数である。おおよそ nL/V_g が増加すれば P は増大する関係にある。したがって高い P を得るためには nL を増大させるか V_g を減少させる必要がある。炉の生産性を落とすことなく高い P を得るた

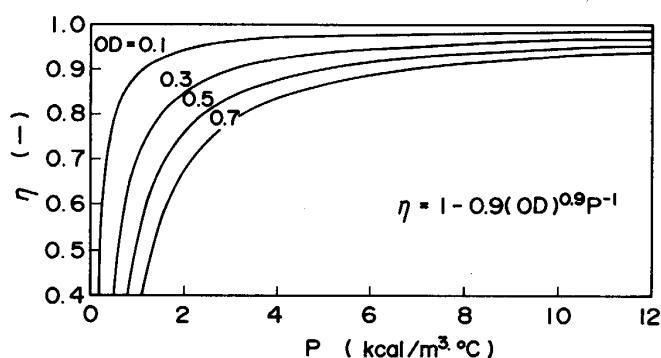


Fig. 9. Example of relation between parameter, P , and heat transfer efficiency, η .

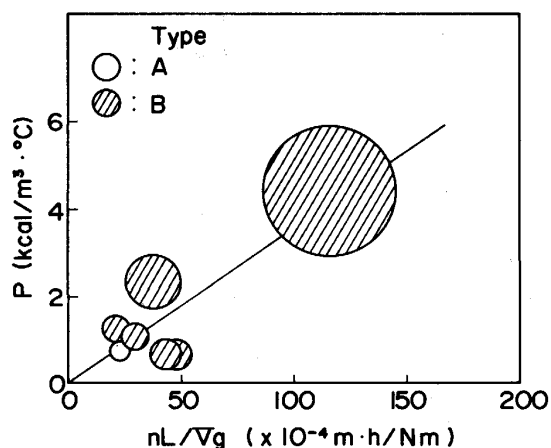


Fig. 10. Relation between calculated nL/V_g and obtained P at different experiments.

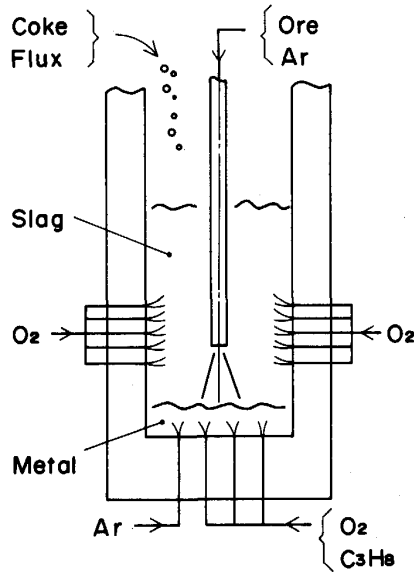


Fig. 11. Schematic experimental apparatus with 80 nozzles for post combustion.

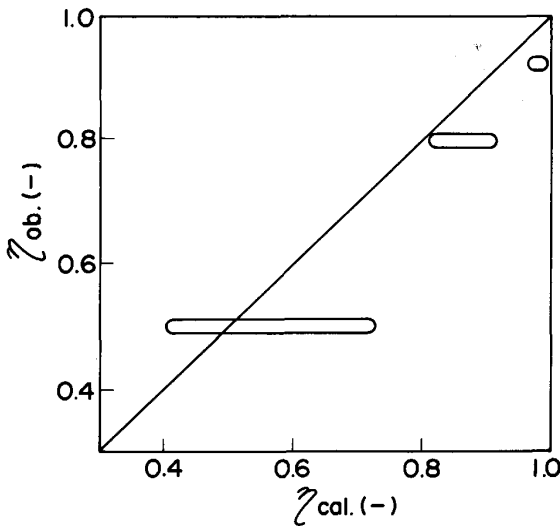


Fig. 12. Comparison between η_{cal} and η_{ob} .

めには、スラグボリュームを十分確保した上で二次燃焼用 O_2 ノズルを多孔化し、スラグ浴内の二次燃焼帯を長くとることが必要であることが示唆される。

その一例として、二次燃焼用 O_2 ノズルの孔数と P との相関を確認すべく、400 kg 炉で Fig. 11 に示したように、スラグ浴相当の側壁部に二次燃焼用 O_2 ノズルを 80 本配置し、試験を行った。今 Fig. 10 から $P \propto nL/V_g$ とすると、(10)式の関係が得られる。

$$P \approx 350 nL/V_g \dots\dots\dots(10)$$

実験から nL/V_g を求め、(10)式より P_{cal} を計算した。そして OD と P_{cal} を (9)式に代入して η_{cal} を計算し、熱収支から求めた η_{ob} との比較を Fig. 12 に示した。両

者は比較的良く一致した。この知見は今後スケールアップを考える上で一つの指針を与えるものと考えられる。

5. 結 言

炉内で高二次燃焼率および高着熱効率を得るための操業条件として下記知見を得た。

高着熱効率達成のためにはスラグ浴内の二次燃焼技術が重要である。スラグ浴内で二次燃焼帯をできるだけ大きく確保し、燃焼ガスとスラグとの熱交換時間も十分確保する必要がある。そのためには十分なスラグボリュームをとり、二次燃焼用 O_2 ノズルを送酸量に応じてスラグ浴内の二次燃焼帯が最大となるように適切に配置し、炉内空塔速度もできるだけ抑えることが望ましい。またスラグ浴内の二次燃焼により高二次燃焼率も同時に達成するためには、二次燃焼帯と含 C 粒鉄との接触を避けることが重要である。粒鉄発生ができるだけ抑えられる脱炭法が必要であり、合わせてスラグ浴内二次燃焼炎の軌跡の検討も重要である。

文 献

- 1) 岡村祥三, 中島英雄, 丸川雄輝, 姉崎正治, 戸崎泰之, 森 明義, 加藤木健, 市原 清: 鉄と鋼, 71 (1985), p. 1787
- 2) 石川博章, 丹村洋一, 平野 稔, 寺田 修, 宮脇芳治: 鉄と鋼, 70 (1984), S1028
- 3) 馬場賢一, 井手 武, 西村光彦, 古賀純明, 斎藤 力, 阿部泰久: 鉄と鋼, 70 (1984), S1029
- 4) 田岡啓造, 山田純夫, 数士文夫, 野村 寛, 香月淳一: 鉄と鋼, 70 (1984), S1027
- 5) 奥田治志, 武 英雄, 山田隆康, E. FRITZ: 鉄と鋼, 71 (1985), S186
- 6) 源間信行, 副島利行, 松本 洋, 松井秀雄, 竹内正明: 鉄と鋼, 71 (1985), S1042
- 7) 松尾充高, 平田 浩, 片山裕之, 石川英毅, 梶岡博幸, 徳光直樹: 鉄と鋼, 72 (1986), S970
- 8) 川田 仁, 田辺治良, 川上正弘, 近藤國弘, 西 正明, 金谷弦治: 材料とプロセス, 1 (1988), p. 1084
- 9) 浜田尚夫: 鉄と鋼, 72 (1986), p. 1991
- 10) 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
- 11) 平居正純, 辻野良二, 向井達夫, 原田俊哉, 大森正直: 鉄と鋼, 73 (1987), p. 1117
- 12) Y. KATO, J. C. GROSJEAN, J. P. REBOUL and P. V. RIBOUD: 鉄と鋼, 73 (1987), S212
- 13) 馬淵昌樹, 国分春生, 中戸 参, 野崎 努: 鉄と鋼, 75 (1989), p. 1139
- 14) 篠竹昭彦, 高木 泰, 林 洋一, 沢田郁夫: 材料とプロセス, 2 (1989), p. 1050
- 15) 榊井 明, W. WENZEL, F. R. BLOCK: 鉄と鋼, 57 (1971), S404
- 16) T. A. ENGH and H. BERTHEUSEEN: Scand. J. Metall., 4 (1975), p. 241
- 17) S. SUGIYAMA, M. ABE, S. NISHIOKA, H. NAKAMURA, K. TAKAHASHI and Y. KAWAI: Trans. Iron Steel Inst. Jpn., 27 (1987), B-49