

予備処理溶銑の脱炭プロセスにおける 新吹錬法の検討

技術報告

西村 光彦*・小島 政道*²・桜田 盛勝*³
石川 英毅*⁴・阿部 泰久*⁵

A Study on the New Blowing Method in the Decarburization Process of Pretreated Hot Metal

Mitsuhiko NISHIMURA, Masamichi KOJIMA, Morikatsu SAKURADA,
Hideki ISHIKAWA and Yasuhisa ABE

Synopsis:

Decarburization of pretreated hot metal with less slag was studied by use of a 10 t ladle type travelling furnace based on a new idea. The characteristics of refining and the mechanism of post combustion of off gas were discussed.

(1) In spite of deep bath ($L_0/D=1.0$) in the furnace, molten steel was not overoxidized in the case that the flow rate of argon blown from the bottom was more than $0.05 \text{ Nm}^3/\text{min}\cdot\text{t}$ with super soft oxygen top blowing ($L\approx 100 \text{ mm}$).

(2) In this method, the post combustion ratio ($\text{CO}_2/(\text{CO}+\text{CO}_2)$) was very high, so the high temperature rising, almost $200^\circ\text{C}/\% \text{C}$, was obtained. This decarburization furnace had large flexibility for heat balance.

(3) On post combustion, the parameter $K (= (\sum S_i + \alpha \sum S'_j) \times 3600 / (F_{\text{O}_2} + F_{\text{O}_2}'))$ was proposed and the mechanism could be explained by this parameter K on this ladle type furnace and the conventional top and bottom blowing converter.

Key words: steelmaking; decarburization; soft oxygen blowing; post combustion.

1. 緒 言

鋼材の高品質化や石油危機以降の省エネルギー化、そして低コスト化を指向して、従来から高純度な鋼を製造するため高度な溶銑予備処理技術が開発されている¹⁾²⁾。脱けい、脱硫および脱りんなどの処理後にスラグレス脱炭を行う製鋼プロセスの開発も進められてきたが、脱炭プロセスについては、従来の LD 転炉型の反応炉における研究にとどまっていた^{3)~12)}。溶銑予備処理に続く新しい脱炭反応炉として期待される特徴はつぎのごとくである。(1) 脱炭反応効率の良いこと。(2) 転炉に比べて設備費が低廉であり、望ましくは精錬機能の他に別

の機能を有すること。(3) ヒートサイズや熱的バランスにおいて自由度のあるプロセスであること。

これらの条件を満たす脱炭反応炉としてディーパスの取鍋型移送式脱炭炉を取り上げ、この方式におけるスラグレス脱炭実験での超ソフトブローと諸現象の関係把握について研究を進めた。さらに、熱的自由度の拡大方策として、本方式における排ガスの二次燃焼特性の把握とその拡大について研究を行った。

本報告のディーパスの取鍋型移送式脱炭炉は、種々の優れた特徴を有し低廉な設備で、かつ熱的自由度の拡大が期待できる反応炉と考えることができる。

昭和 59 年 10 月本会講演大会にて発表 昭和 60 年 3 月日本鉄鋼協会共同研究会第 90 回製鋼部会にて発表
昭和 61 年 4 月 21 日受付 (Received Apr. 21, 1986)

* 新日本製鉄(株)素材第三研究センター (Material Research Lab.-III, Nippon Steel Corp., 1618 Ida Nakahara-ku Kawasaki 211)

*² 新日本製鉄(株)釜石製鉄所 (Kamaishi Works, Nippon Steel Corp.)

*³ 新日本製鉄(株)釜石技術研究部 (Kamaishi R & D Lab., Nippon Steel Corp.)

*⁴ 新日本製鉄(株)製鋼研究センター (Steel Making Technology Lab., Nippon Steel Corp.)

*⁵ 新日本製鉄(株)第三技術研究所 工博 (R & D Lab.-III, Nippon Steel Corp.)

2. 実験設備および実験方法

2.1 実験設備

取鍋型移送式脱炭炉は反応炉単位容積当たりの溶銑処理量が大きく、重装入化が可能になる。また反応炉の形状が取鍋型であることからくる移送機能が付加され、固定式の設備では不可欠の受銑、出鋼といった移し替え作業から解放され、熱ロスの低減が図れる。一方重装入により浴深 (L_0)/浴径 (D) の大きいいわゆるディープバスの吹錬になると、必然的に脱炭炉のフリーボードが小さくなり、スピittingに対しては不利となる。したがって、従来の転炉法のハードブローでは歩留低下をもたらすことが明らかである。スピittingを低減するため超ソフトブロー吹錬方式が考えられるが生産効率を従来転炉法と同等にするには、送酸速度も同程度にする必要がある。この背反要件を満足させるため、多孔ランスあるいは後述の複合ランスを採用して火点を分散させて、各火点の鋼浴浸入深さを小さくした超ソフトブロー吹錬方式をとった。また鋼浴攪拌のため、底部にポーラス・プラグ3個を同一円周上に取り付けアルゴンガスを吹き込んだ。

吹錬中のスピitting高さについては、これまでの実験から上記対策をとつても、静止状態の浴深の1~2倍であることがわかつている¹³⁾。今回の重装入方式では脱炭炉のフリーボードでは不足することが明らかであり、このため脱炭炉上に着脱自在の専用フリーボードを設置した。また脱炭炉は反応容器としての役割と同時に取鍋本来の移送容器としての機能も負わせるように台車上に設置した。実験設備の大きさは、浴形状の自由度が大きくとれ、熱的制約の少ない容量として10tとした。

本実験設備の基本構成をまとめると次のようになる。

- (1) 取鍋型移送式脱炭炉
- (2) 上吹き火点分散の超ソフトブロー吹錬方式
- (3) 底吹きガスによる鋼浴攪拌方式
- (4) 着脱式専用フリーボード方式

本実験設備の概要を Fig. 1 に示す。

2.2 実験方法

実験に使用した溶銑の成分および温度を Table 1 に示す。この溶銑を予熱した脱炭炉に装入し、台車で実験ステーションに移送した。ここで脱炭炉の上にフリーボードを装着し、底吹きアルゴンガスを流しながら所定の吹錬条件で脱炭を行った。吹錬時の実験条件を Table 2 に示す。この時の溶銑配合率は100%であり、冷却材は鉄鉱石を使用し、生石灰、ドロマイトなどのフラックスは原則として使用しなかった。

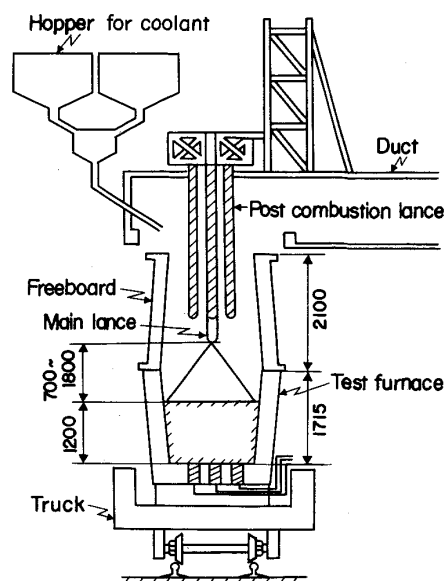


Fig. 1. Diagrammatic sketch of experimental equipment.

Table 1. Chemical composition and temperature of hot metal.

Composition (wt%)					Temperature (°C)
C	Si	Mn	P	S	
3.4~4.0	<0.05	0.07~0.25	0.020~0.030	0.016~0.025	1 300~1 350

Table 2. Experimental conditions.

Hot metal and furnace	Weight of hot metal	10 t
	Bath depth (L_0)	750~1 200 mm
	Bath diameter (D) L_0/D	1 200~1 500 mm 0.5, 1.0
Top blowing by main lance	Lance type	9.64 mm ϕ , 7 holes nozzle
	Oxygen gas flow rate (F_{O_2})	16.5 mm ϕ , 3 holes nozzle 2.0~3.5 Nm ³ /min·t
	Lance height (h)	700~1 800 mm
	Cavity depth (L)	60~220 mm
Top blowing by post combustion lance	Lance type	10.3 mm ϕ , 1 hole $\times$ 3 lances
	Oxygen gas flow rate (F_{O_2}')	0.17~1.0 Nm ³ /min·t
	Lance height (h')	800~1 800 mm
Bottom stirring	Ar gas flow rate (F_{Ar})	0.05~0.15 Nm ³ /min·t
	Number of porous plugs	3

実験に際して、ディープバスの条件は、 L_0/D で0.5と1.0の2種類とし、超ソフトブロー条件としては、酸素ジェットによる鋼浴の計算へこみ深さ (L)¹⁴⁾で220 mm以下を指向した。鋼浴攪拌のための底吹きアルゴンガス流量 (F_{Ar}) は0.05~0.15 Nm³/min·tの範囲であつた。なお、この範囲では脱炭速度などにとくに差異は見られなかつた。また0.05 Nm³/min·t未満の実験も実施したが、鋼浴のボイリング現象が見られ、安定操業とはいえなかつた。上吹き酸素ガス流量 (F_{O_2}) は2.0~3.5 Nm³/min·tの範囲で、主として2.5

$\text{Nm}^3/\text{min} \cdot \text{t}$ を採用した。使用したランスは火点分散の点から火点面積の大きい広角（傾斜角 20° ）の7孔ランスと、通常（傾斜角 13° ）の3孔ランスの2種類とした。さらに二次燃焼に関する実験においては複合ランス（主ランスと中心から 275 mm 離れた位置に 120° 間隔で3本の単孔二次燃焼用補助ランスを併設）を使用した。吹錬中の测温およびメタルとスラグサンプル採取は、吹錬開始 30 s 後に第1回目を行い、以後約 3 min 間隔で吹止めまで実施した。スラグ膨張高さはサンプル採取プローブに帯状鉄板を巻き付け、付着したスラグレベルより算出した。炉内排ガスはフリーボード中央部から約 2 min 間隔で採取し、ガスクロマトグラフにより分析した。

3. 実験結果

3.1 吹錬特性

3.1.1 脱炭反応

Fig. 2 に吹錬開始後の供給酸素量と脱炭量の関係を示す。吹錬初期 $2 \sim 3 \text{ min}$ の脱炭量は、中期以降のそれに比べて若干少ないが、脱炭最盛期の安定した脱炭反応がほぼ吹止めまで保たれ（吹止め $[\text{C}] = 0.03 \sim 0.05\%$ 、Fig. 2 は吹止め $[\text{C}] = 0.05\%$ ）、両者の関係は直線関係となつている。吹錬初期の脱炭量の少ないことは、吹錬中のスラグ組成の変化から酸化鉄の生成に起因すると考えられる。この酸化鉄は吹錬中期以降、しだいに還元される。鋼浴のへこみ深さ（ L ）とヒート平均の脱炭酸素効率（ $\eta_{\text{O}_2-\text{C}}$ ）との関係を Fig. 3 に示す。ノズル形状に関係なく、 L の減少とともに $\eta_{\text{O}_2-\text{C}}$ も減少する傾

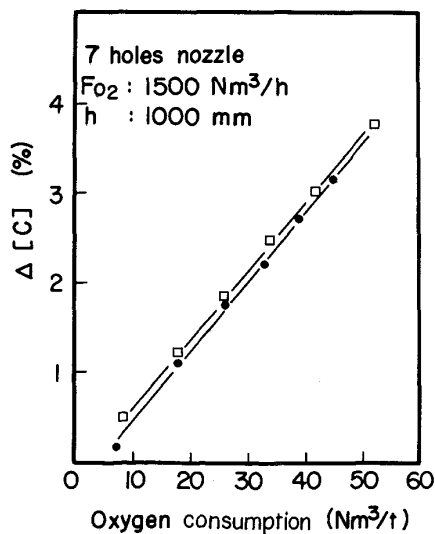


Fig. 2. Relation between oxygen consumption and decarburization.

向が認められる。しかし L が $60 \sim 100 \text{ mm}$ と小さい超ソフトブローでも $\eta_{\text{O}_2-\text{C}}$ は $60 \sim 70\%$ の値が保たれている。後述するように L が小さいほど排ガス中の二次燃焼率 $\{\text{CO}_2/(\text{CO} + \text{CO}_2)\}$ が大になるため $\eta_{\text{O}_2-\text{C}}$ が低下することがわかった。

3.1.2 脱炭反応時の昇温特性

本実験で使用した溶銑は、予備処理がされており溶銑中に Si はほとんど含まれていない。また、実験に際してはフラックスを使用していないので Mn , P などの酸化量は少なく、実験中の鋼浴温度の上昇は、主として溶銑中の C と酸素との反応によると考えられる。脱炭昇温率と脱炭酸素効率の関係を Fig. 4 に示す。ここで脱炭昇温率としては、冷却材補正等を行った修正値 $\Delta T'/\Delta[\text{C}]$ を使用した。両者の関係は逆比例の関係にある

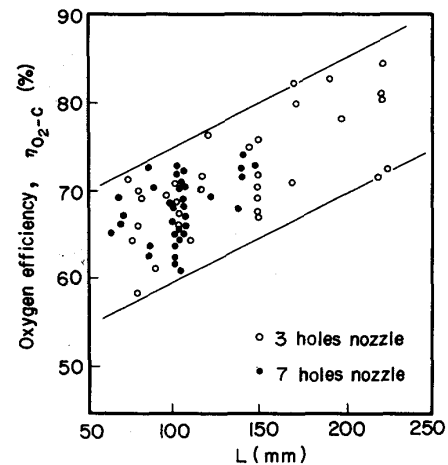


Fig. 3. Relation between cavity depth of O_2 jet and oxygen efficiency for decarburization.

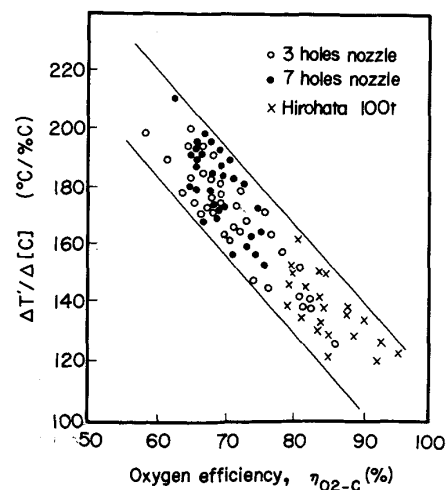


Fig. 4. Relation between oxygen efficiency for decarburization and $\Delta T'/\Delta[\text{C}]$.

ことがわかる。7孔ランスと3孔ランスのランス形状による昇温率の差は認められない。脱炭昇温率は $200^{\circ}\text{C}/\% \text{C}$ を越えているものもあり、従来転炉で得られている値に比べて非常に大きい値となつている。新日本製鉄(株)広畑製鉄所における100t転炉でのスラグレス脱炭試験結果⁹⁾を同図に示すが、同一範囲に入つているといえる。このように、炉容、吹錬条件の異なる実験の結果が同一の傾向にあることは、昇温機構が同一の現象によると考えることができる。

3.2 スラグ組成の経時変化

本実験では前述のとおりフラックスを使用していないので、生成するスラグは酸化鉄と耐火物溶損からの MgO , Al_2O_3 が主成分である。酸化鉄の経時変化の一例を Fig. 5 に示す。(T. Fe) は吹錬初期に高く、時間とともに減少し、 $\text{Fe}^{3+}/(\text{Fe}^{2+} + \text{Fe}^{3+})$ は初期に低く、時間とともに逆に増加する。吹錬初期は鋼浴温度が低いので脱炭よりも Fe の酸化が優先され、(T. Fe) が高く、吹錬中期以降は鋼浴温度の上昇にともない鋼浴中の C に

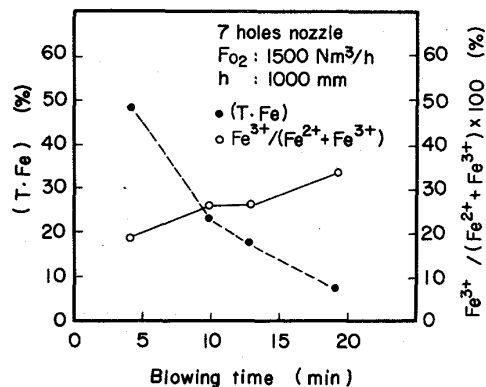


Fig. 5. Behavior of Fe oxide in blowing period.

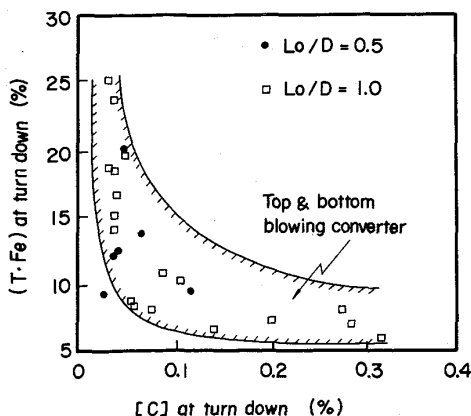


Fig. 6. Relation between [%C] and (%T. Fe) at turn down.

よる還元が起こり、(T. Fe) が減少していくと考えられる。 $\text{Fe}^{3+}/(\text{Fe}^{2+} + \text{Fe}^{3+})$ の変化は気相中の酸素分圧の影響、吹錬進行にともなう耐火物溶損による MgO の増加の影響などのためと推定される。吹止め時の [C] と (T. Fe) の関係を Fig. 6 に示す。これより少量スラグ下の上底吹き転炉吹錬と同一水準であり、とくに、過酸化現象は認められない。

3.3 脱炭炉の耐火物の溶損量

吹錬中に生成するスラグは、酸化鉄系であるので、耐火物溶損の増大が懸念された。脱炭炉の耐火物の選定にあたっては、これまでの知見と実験の結果よりマグクロ・ダイレクトボンド質れんが ($\text{MgO}: 60\%$, $\text{Cr}_2\text{O}_3: 20\%$, $\text{Al}_2\text{O}_3: 13\%$) と MgO-C 質れんが ($\text{MgO}: 80\%$, $\text{C}: 10\%$) の二種類を比較実験した。Fig. 7 に耐火物の溶損量と吹止め温度の関係を示す。 Mg-C 質れんがの方が吹止め温度の影響が大きくでているが、吹止め温度を 1680°C 程度にとどめると溶損量はともに $1.80 \text{ kg/t}\cdot\text{s}$ 程度に抑えられ、従来の LD 転炉の耐火物溶損量とはほぼ同等の値となる。また、本実験の取鍋型脱炭炉は脱炭反応炉としての精錬機能と取鍋の移送機能を兼用しているので、全体としての耐火物消費量の面では有利となる。

3.4 超ソフトブローによる二次燃焼特性

溶鉄予備処理、複合(上底吹き)吹錬の適用拡大に伴い転炉における熱的自由度が低下している。またスクラップ需給の将来を考慮すると、その増大に対する製鋼プロセスの適応性の拡大が望まれる。このような情勢に対応するため、製鋼炉の排ガスを二次燃焼させ、製鋼プロセスにおける熱的自由度を拡大する技術が注目されている^{15)~17)}。本方式によるスラグレス脱炭実験における二次燃焼特性の把握とその拡大について研究を進めた。

Fig. 8 に鋼浴のへこみ深さ (L) と二次燃焼率の関係を示す。ここでいう二次燃焼率はヒートの平均値である。二次燃焼率は L で統一的に整理され、 L が小さくなる

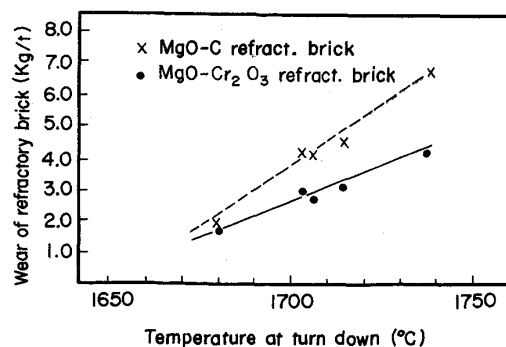


Fig. 7. Effect of temperature at turn down on refractory brick wear.

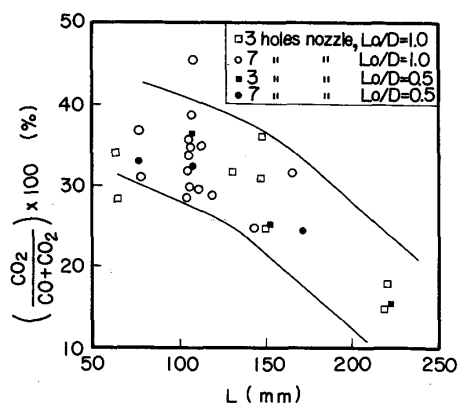


Fig. 8. Relation between cavity depth of O₂ jet and off-gas composition.

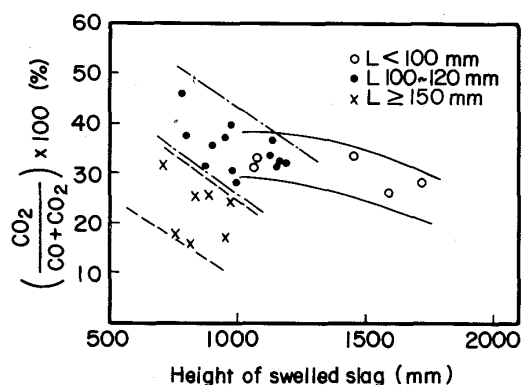


Fig. 9. Relation between height of swelled slag and off-gas composition.

ほど二次燃焼率は高くなっている。またランス形状の差や L_0/D の影響は認められない。このように二次燃焼率は従来からの指標 L/L_0 でなく、 L で評価した方がより相関性の大きいことが判明した。つまり、 L/L_0 は鋼浴の攪拌が問題となるスラグとメタルの反応解析には適しているが、二次燃焼の場合のように噴流状態が重要なときには、 L の指標の方がよいということになる。Fig. 9 に二次燃焼率と吹錬中に生成したスラグの膨張高さとの関係を示す。これから二次燃焼率はスラグ膨張高さと逆比例の関係にあることがわかる。また、 $L < 100$ mm の場合にはスラグ膨張高さが相対的に大きくなり、これに伴って二次燃焼率の上昇が鈍化しているといえる。Fig. 10 に二次燃焼率と脱炭昇温率の関係を示す。二次燃焼率が高いほど、脱炭昇温率は大きくなっており、相関性もよい。二次燃焼による発生熱の熱効率 ($\eta_{H-\text{CO}_2}$) は平均 80% と見なせる。次に、二次燃焼率の吹錬期間中の推移を Fig. 11 に示す。二次燃焼率が平均値として高い場合も低い場合も、吹錬初期の方が後期よりも二次

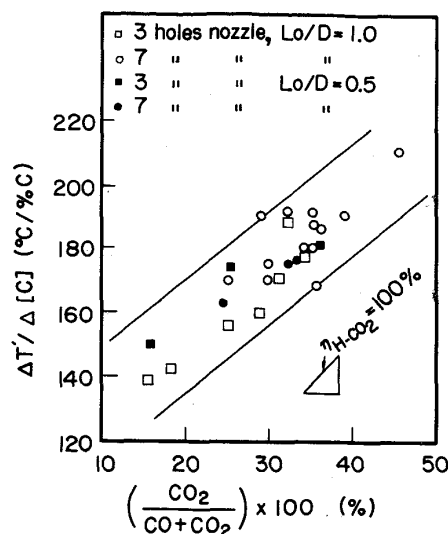


Fig. 10. Relation between off-gas composition and $\Delta T' / \Delta [C]$.

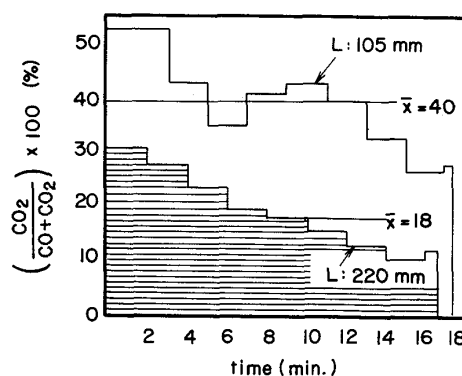


Fig. 11. Behavior of post combustion ratio in blowing period.

燃焼率が高い傾向がある。これは吹錬が進むにしたがい温度上昇による CO₂ の還元反応が進行すること、また、スラグフォーミングによる CO ガスの酸素噴流への巻き込み減少などによると考えられる。以上の実験結果から超ソフトブロー吹錬を行うことにより、二次燃焼率で 40%、脱炭昇温率として 200°C/%C が得られることがわかった。

次に、主ランスと 3 本の補助ランスを併用した複合ランス吹錬実験の結果について述べる。Fig. 12 に主ランス (送酸量 $F_{O_2} = 1500 \text{ Nm}^3/\text{h}$ と一定) として 3 孔ノズル、7 孔ノズルを使用した場合の、補助ランスからの送酸量 (F_{O_2}') と二次燃焼率の関係を示す。主ランスとして 3 孔ノズルを使用した場合 (主ランスの高さ $h = 800 \text{ mm}$, $L = 220 \text{ mm}$)、補助ランスの二次燃焼率向上効果

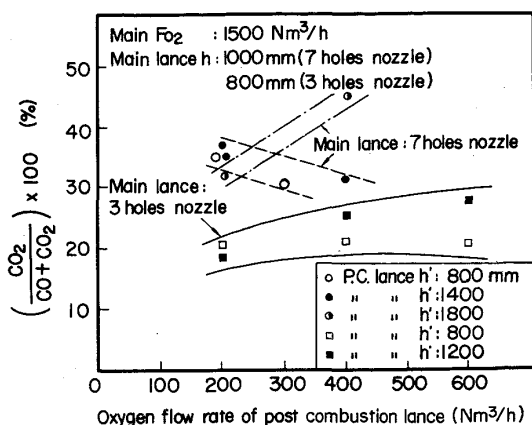


Fig. 12. Relation between oxygen flow rate of post combustion lance and off-gas composition.

が明瞭で、 F_{O_2}' が多くなるほど二次燃焼率は高くなり、かつ、補助ランス高さ (h')が高いほどその上昇率が大きくなる。しかし F_{O_2}' が 400~600 Nm³/h で飽和している。一方主ランスとして7孔ノズルを使用した場合 ($h=1000$ mm, $L=100$ mm), h' により F_{O_2}' の影響が異なってくるのがわかる。 h' が 1800 mm のときは F_{O_2}' が増加すると二次燃焼率は高くなる。しかし h' が 1400 mm 以下では、逆に F_{O_2}' の増加とともに二次燃焼率が低下している。この理由は考察で詳述するが、CO ガスの巻込み量に影響する補助ランスからの酸素ジェット自由噴流域の増加がほとんどなかったためと考えられる。

4. 考 察

二次燃焼は CO から CO₂ への酸化反応と生成した CO₂ の CO への還元反応とのバランスによつて決まると考えられる。高温の CO ガス中に吹き込まれた酸素ジェット噴流は、Fig. 13 に示すように超音速コア部を除く自由噴流域の外周部で乱流拡散混合により、CO が CO₂ に燃焼すると考えられる。常温のジェット自由噴流では、自由噴流域の外周部でのガス巻込みにより、 x/d_0 (x : 噴流軸距離, d_0 : ノズル径) が約 3 倍ごとにガス流量が 2 倍になることが知られている¹⁸⁾。

今、 K というパラメーターを導入してみる。

$$K \equiv \frac{\sum S_i + \alpha \sum S_j'}{F_{O_2} + F_{O_2}'} \times 3600 \text{ (s/m)} \quad (1)$$

ここで S_i : 主ランスの i 番目ノズルの酸素ジェット自由噴流域の外周部側面積 (m²), S_j' : 補助ランスの j 番目ノズルの酸素ジェット自由噴流域の外周部側面積 (m²), ただし主ランスの自由噴流域との重なり部は除

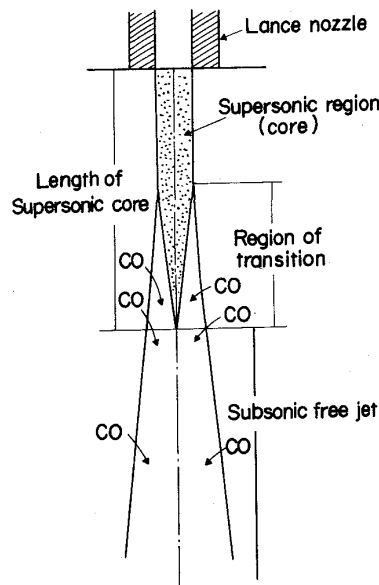


Fig. 13. Schematic diagram of post combustion.

く、 i : 主ランスのノズル個数, j : 補助ランスのノズル個数, α : 吹錬条件に関わる定数である。

本実験で使用した主ランス (7 孔ノズル) の場合の S ($= \sum S_i$) は次式から計算される。なお、7 孔の内の 1 個は中央に位置し、残り 6 個はその周りを取り囲む形状となっている。

$$S = \sum S_i = 6\pi \left\{ \frac{h}{\cos\beta \cdot \cos\theta} - l \right\}^2 \times \tan\theta \cdot \cos\theta \times \left\{ \frac{120^\circ - \cos^{-1}(\cos\beta \cdot \tan\beta / 2 \tan\theta)}{360^\circ} \right\} \quad (2)$$

ここで l は主ランスノズルジェットコア長さ, β は同ノズル傾斜角, θ は同ノズル噴射角である。{|} 内は各ノズルからの噴流域の重なり部の補正項である。中央の 1 個は周りのノズルからの噴流で完全に被われるため、この外周部側面積は 0 である。

つぎに補助ランス (単孔ランス 3 本) の場合の S' ($= \sum S_j'$) は次式のようになる。

$$S' = \sum S_j' = 3\pi \left(\frac{h'}{\cos\theta'} - l' \right)^2 \times \tan\theta' \cos\theta' \quad (3)$$

ここで l', θ' はそれぞれ補助ランスノズルジェットコア長さ, 同噴斜角である。各ランスノズルからの噴流域の重なりは、本実験では無視できる。一方主ランスと補助ランスのそれぞれのノズルの噴流域の重なり部の補正は主、補助ランスの個々の配置ごとに異なり、複雑になるのでここでは省略する。

(1) 式のパラメーター K の意味するところは次のよ

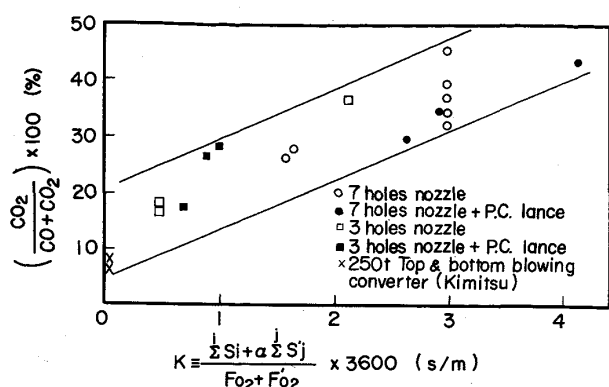


Fig. 14. Relation between parameter K and off-gas composition.

うになる。

(1) 主ランスのみの場合 ($F_{O_2}'=0$, $S'=0$), あるノズル形状を定めたとき, F_{O_2} を大きくしていくとジェットコア長さが長くなり, 自由噴流域が狭くなつて, S が小さくなる。つまり, パラメーター K が小さくなる。逆に, ソフトブロー指向で F_{O_2} を小さくしていくと, パラメーター K は大きくなり, 二次燃焼率は増大する。

(2) ある F_{O_2} に対して自由噴流域を広げることにより K を大きくできるが, これは多孔ランスあるいは複合ランスによる二次燃焼向上の結果と一致する。

(3) 複合ランスの場合, $\alpha = F_{O_2}'/F_{O_2}$ とすることにより, 実験の結果を整合性よく説明でき, 自由噴流域での巻込み同伴流量が噴流量に比例するという従来の実験結果と一致する¹⁸⁾。

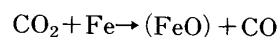
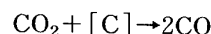
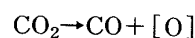
Fig. 14 に本実験および通常上底吹転炉における二次燃焼率とパラメーター K の関係を示す。なお $\alpha = F_{O_2}'/F_{O_2}$ としている。図から二次燃焼率はパラメーター K で統一的に関係づけられていることがわかる。すなわち K が大きくなるほど二次燃焼率が高くなっている。具体的に見ると, 3 孔ノズルのみ (□印, $F_{O_2}'=0$, $S'=0$) において, 基準点 ($K \approx 0.5$, ランス高さ $h=800$ mm) に比べて, h を約 2 倍に上げることで, S を約 4 倍にでき, $K \approx 2.1$ となり, 二次燃焼率を 18% から 37% まで上げることができる。基準点に補助ランスを併用した場合 (■印), 補助ランスを高くして $K \approx 1.0$ とすることにより, 二次燃焼率を 25% にできる。

一方 7 孔ノズルのみ (○印) では, 基準点 ($K \approx 3.0$, $h=1000$ mm) に比べ h を低くして $K \approx 1.6$ とすると, 二次燃焼率は 40% から 28% へ低下する。補助ランスを併用した場合 (●印), (1) 式において h' が 1500 mm 以上のとき基準点の K 値を越えることがで

き, $h'=800, 1400$ mm の 2 点は二次燃焼率は向上しない。 h' を高くして 1800 mm にすると $K \approx 4.1$ となり, 二次燃焼率を 44% にすることができる。図には当社君津製鉄所 250 t 上底吹き転炉における標準吹錬での実績二次燃焼率をプロットしてあるが, 本実験結果の延長線上にあり, パラメーター K により, 二次燃焼について統一的解釈ができることがわかる。

CO から CO_2 への酸化反応としては, スラグ中の Fe_xO によるものも考えられるが, CO 発生量が多く, かつ, スラグとの接触時間が短い条件では, この反応による CO_2 生成は少ないと考えられる。

次に, CO_2 から CO への還元反応として



などが考えられ, これらのバランスから全体の二次燃焼率が定まると考えられる。今後, ジェット噴流の構造と気相側の CO_2 , O_2 の拡散および液相側での $[O]$, $[C]$ の拡散, FeO の生成, 分解反応の理論解析あるいは実験研究が必要である。

5. 結 言

新しい考え方による 10 t の取鍋型移送式脱炭炉において, スラグレス脱炭実験を行い以下の結果を得た。

(1) ディープパス ($L_0/D=1.0$) の脱炭炉において, 超ソフトブロー ($L \approx 100$ mm) で, 一定の底吹きガス攪拌 (ガス流量: $0.05 \text{ Nm}^3/\text{min} \cdot \text{t}$ 以上) を付与すれば, 鋼浴の過酸化はとくに見られず安定した脱炭が進行する。

(2) 本方式では高い二次燃焼率が得られ, 脱炭昇温率が $200^\circ\text{C}/\%C$ に達する熱的自由度の大きい脱炭反応炉であった。

(3) 二次燃焼率は従来からの転炉吹錬強度指標 L/L_0 よりも L との相関性が大きい。

(4) 二次燃焼機構について, パラメーター K

$$K \equiv \frac{\sum S_i + \alpha \sum S_j'}{F_{O_2} + F_{O_2}'} \times 3600$$

を提示し, このパラメーターにより, 本実験および通常の上底吹き転炉における二次燃焼について, 統一的な解釈のできることを明らかにした。

文 献

- 1) 井上博文, 重野芳人, 徳田昌則, 大谷正康: 鉄と鋼, 69 (1983), p. 210
- 2) 山本全作: 鉄と鋼, 69 (1983), p. 1697
- 3) 山本里見, 石川英毅, 桑原正年, 小久保一郎, 中島睦生, 小菅俊洋: 鉄と鋼, 69 (1983), p. 611
- 4) 木村雅保, 松井秀雄, 伊東修三, 斉藤 忠, 副島利行,

- 喜多村実: 鉄と鋼, **69** (1983), p. 1893
- 5) 永井 潤, 大森 尚, 山本武美, 橋 林三, 藤山寿郎, 岡野 忍, 小沢三千晴: 鉄と鋼, **67** (1981), S881
- 6) 植田嗣治, 丸川雄浄, 姉崎正治, 城田良康, 中島英雅: 鉄と鋼, **68** (1982), S11
- 7) 中村康久, 山本里見, 大隈正義, 阿部泰久: 鉄と鋼, **68** (1982), S13
- 8) 中尾安幸, 大野唯義, 三村満俊, 武田安夫, 堀内弘雄, 大浦俊明: 鉄と鋼, **68** (1982), S14
- 9) 古垣一成, 高島 靖, 松永 久, 南 昭喜, 梅沢一誠, 中村康久: 鉄と鋼, **68** (1982), S15
- 10) 南 昭喜, 殿村重彰, 中村康久, 桂 肇, 山本里見: 鉄と鋼, **68** (1982), S1034
- 11) 南 昭喜, 殿村重彰, 中村康久, 国友千明, 山本里見: 鉄と鋼, **68** (1982), S1035
- 12) 海老沢 勉, 豊田剛治, 田中 久, 石坂 祥, 河井良彦: 鉄と鋼, **68** (1982), S1033
- 13) 中村康久, 斉藤 力, 鈴木孟文, 石川英毅, 山本里見, 馬場賢一: 鉄と鋼, **70** (1984), S1024
- 14) 瀬川 清: 鉄冶金反応工学 (1969年2月), p. 87 [日刊工業新聞社]
- 15) L. BOGDANDY, K. BROTZMAN, H. G. FAYZBINDER, E. FRITZ and F. HÖFER: *Stahl Eisen*, **102** (1982), p. 341
- 16) 岡村祥三, 末安正信, 古城 栄, 中島英雄, 丸川雄浄, 姉崎正治: 鉄と鋼, **69** (1983), S1017
- 17) 森 明義, 永幡 勉, 加藤木 健, 市原 清, 大喜多義道: 鉄と鋼, **69** (1983), S1018
- 18) ペア, シガー: 燃烧の空気力学 (1976年6月) [日本熱エネルギー技術協会]