

© 1987 ISIJ

転炉における二次燃焼の機構

論 文

平居 正純*・辻野 良二*・向井 達夫*²
 原田 俊哉*²・大森 正直*²

The Mechanism of Post Combustion in Converter

Masazumi HIRAI, Ryoji TSUJINO, Tatsuo MUKAI,
 Toshiya HARADA and Masanao OMORI

Synopsis:

A study has been made on the mechanism of post combustion by the hot metal experiment using 250 t converter and O₂-CO experimental combustion furnace. In addition to these experiments, the decarburization experiment has been pursued using 10 t ladle.

Post combustion ratio "α" observed is well explained by the post combustion model presented in this report. The equations to estimate post combustion ratio are as follows.

$$\alpha_i \approx 0.1 (h/d_0)^{0.3} - (h/d_0)^{-0.7} + 0.01$$

$$\alpha = \sum_{ij} (\alpha_i \times \beta_{ij} \times F_{O_{2i}}) / \sum_i F_{O_{2i}}$$

$$(\beta_{ij} F_{O_{2i}} + \beta_{ji} F_{O_{2j}} = 0 \quad (-1 \leq \beta_{ij} \leq 1))$$

Key words: basic oxygen steelmaking; post combustion; converter; decarburization.

1. 緒 言

高純度鋼の製造およびスラグミニマム化の観点から、溶銑予備処理プロセスの開発が各社で一段と進み¹⁾、大幅な製造コスト低減が図られている。しかし熱源である Si の減少および工程分割に伴う熱損失の増加のため、転炉内での熱源が不足し高溶銑比操業を余儀なくされている。また将来大量に発生する安価なスクラップを鉄源として最大限利用する方策も立てる必要がある。以上の問題への取組みとして日本の各製鉄所では近年、転炉内での二次燃焼技術および転炉内への石炭、コークス等の燃料添加技術の開発が急がれてきた^{2)~5)}。

特に転炉内二次燃焼促進技術は、石炭、コークス等の添加の場合のような鋼中への S, N 等の増加がなく、清浄な熱源付加技術として重要であるばかりでなく、石炭、コークス等の燃料を添加した場合にも燃料を少なくするという点から重要な課題である。

二次燃焼技術の開発は、二、三の例^{2)~5)}が報告されているものの二次燃焼機構の系統的な研究はみられない。本研究では各種脱炭炉における試験および縦型実験炉による燃焼試験の結果をもとに、二次燃焼に及ぼす各

種要因の影響を調査し、二次燃焼機構について検討した。

2. 実験方法

実炉試験は 250 t 上底吹転炉（以後 250 t 転炉と称す）で行い、解析には 10 t 取鍋での脱炭試験の結果⁶⁾を加えた。試験条件を Table 1 に示す。使用した上吹用ランスノズルの形状は、250 t 転炉の場合、ラバールノズル 4 孔のランス（以後普通ランスと称す）とラバールノズル 4 孔とその周囲にストレートノズルを 8 孔配したランス（以後デュアルランス, Dual lance, と称す）であり、10 t 取鍋の場合、ラバールノズル 1 孔のランス（以後単孔ランスと称す）3 本とラバールノズル 7 孔のランス（以後 7 孔ランスと称す）である。

二次燃焼率 α_i は 250 t 転炉の場合、OG 炉頂部に設置した赤外線分析計によるガス組成から(1)式のように求め、ヒートごとの二次燃焼率の平均値 α は(2)式のようにヒート各時点における排ガス量 V_i で加重平均して算出した。また 10 t 取鍋の場合⁶⁾は、フードでカバーした取鍋上部よりガスを採取し、ガスクロマトグラフィにてガス組成を分析し、ヒートごとの平均値はヒート各時点の脱炭量で加重平均して算出した。

昭和 60 年 4 月本会議講演大会にて発表 昭和 61 年 7 月 7 日受付 (Received July 7, 1986)

* 新日本製鉄(株)君津技術研究部 (Kimitsu R & D Lab., Nippon Steel Corp., 1 Kimitsu Kimitsu 299-11)

*² 新日本製鉄(株)君津製鉄所 (Kimitsu Works, Nippon Steel Corp.)

Table 1. Experimental condition.

Decarburization furnace	Lance nozzle	Oxygen flow rate (Nm ³ /h)		Lance height (m)	Number of nozzle	Nozzle diameter (mm)	Angle of nozzle to vertical (degree)
		Main-hole*	Sub-hole*				
250 t LD	Dual lance	22 000	8 000	1.8	Main 4 Sub 8	Main 41 Sub 23	Main 12 Sub 40
		30 000	8 000	1.8	〃	〃	〃
		30 000	8 000	2.0	〃	〃	〃
	Conventional lance	38 000	0	1.8	4	58	12
10 t Ladle	1 hole lance ×3	1 500	0	0.8	1×3	16.5	0
				1.4	〃	〃	〃
	7 hole lance	1 500	0	0.7	7	9.6	20
				1.0	〃	〃	〃
				1.2	〃	〃	〃

* Main hole : Laval nozzle, Sub hole : Straight nozzle

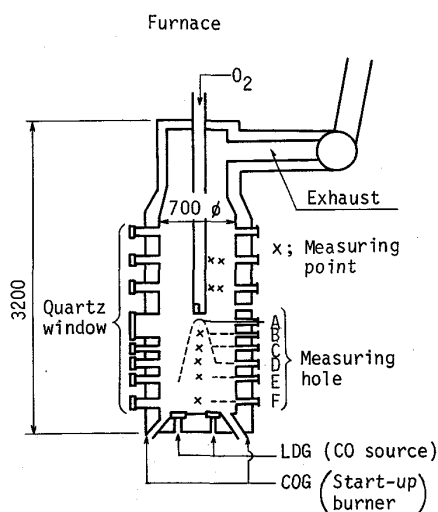


Fig. 1. Combustion furnace.

$$\alpha_t = \left[(\%CO_2)_t - \frac{21}{79} \times 2 \left\{ 100 - (\%CO)_t - (\%CO_2)_t - \frac{N_2 \text{底吹} + N_2 \text{シール}}{V_t} \times 100 \right\} \times 100 \right] / \{ (\%CO)_t + (\%CO_2)_t \} \dots\dots\dots (1)$$

$$\alpha = \sum_i \alpha_i V_i / \sum_i V_i \dots\dots\dots (2)$$

また冶金反応の調査のため、吹錬中のスラグ、メタルおよび炉内雰囲気ガスを採取し分析に供した。一方、転炉内の酸素ジェットと炉内雰囲気中 CO ガスの燃焼挙動の基礎調査のため、Fig. 1 に示すような高さ 3200 mm、内径 700 mmφ の縦型実験炉を用い、炉底よりポーラスレンガを通して LDG (転炉ガス : CO 70~75%, CO₂ 11~14%, N₂ 11~14%, H₂ 1~2%) を炉内にあらかじめ充填させた中にさらに流入させながら炉頂部より実機の約 1/10 のノズル径の単孔ラバールノズルを用いて、酸素を吹き込み燃焼実験を行った。この場合、内径

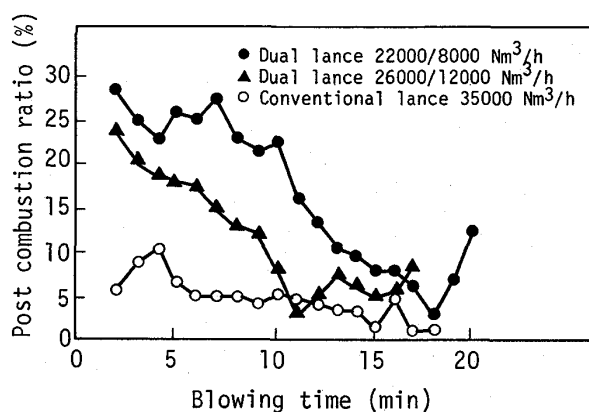


Fig. 2. Change of the post combustion ratio during blowing.

4 mmφ の水冷プローブによるフレーム中のガス採取および W-Re 熱電対を用いた外径 3 mmφ の温度測定プローブによる火炎の温度測定を Fig. 1 に示した測定口 A~F から行つた。

3. 実験結果

3.1 二次燃焼率の吹錬中の推移

250 t 転炉におけるデュアルランスおよび普通ランスでの二次燃焼率の吹錬中の推移の一例を Fig. 2 に示す。吹錬初期に二次燃焼率は高く、吹錬時間とともに減少するが、吹錬末期には再び増加する傾向にある。普通ランスの場合、吹錬全時期にわたって二次燃焼率は低く、特に吹錬初期にデュアルランスとの差が大きい。

3.2 二次燃焼率に及ぼす送酸速度の影響

250 t 転炉におけるデュアルランス試験において副孔酸素流量を一定とし、主孔酸素流量を変化させた場合の例を Fig. 3 に、全酸素流量に占める副孔酸素流量と二

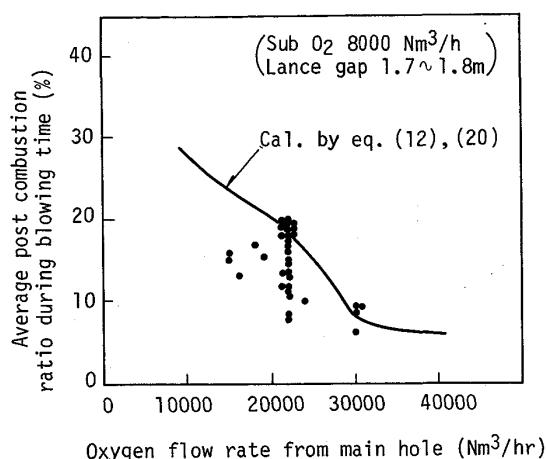


Fig. 3. Effect of oxygen flow rate from main hole on average post combustion ratio.

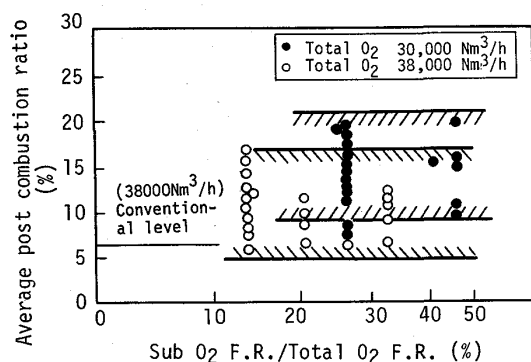


Fig. 4. Relationship between average post combustion ratio and the ratio of subsidiary oxygen flow rate, (F. R.).

次燃焼率との関係を Fig. 4 に示す。Fig. 3, 4 より全酸素流量が少ないほど二次燃焼率は高く、送酸素条件が二次燃焼率を支配する一因であることがわかる。また Fig. 4 より普通ランスに比べデュアルランスの方が平均約 9% の二次燃焼率の向上が得られた。

3.3 二次燃焼率に及ぼすランスギャップの影響

Fig. 5 に 10 t 取鍋における結果⁶⁾を示す。250 t 転炉試験においては、ランスギャップ（ランス羽口と湯面間の距離）の二次燃焼率への影響は顕著ではなかったが、10 t 取鍋脱炭においては、7 孔ランス、単孔ランス 3 本のいずれの試験でもランスギャップが大きいほど二次燃焼率が高くなる傾向がみられる。両者の現象の相違として 10 t 取鍋脱炭の場合、スラグレスであるのに対し、250 t 転炉の場合、若干のスラグが存在することから、ソフトブローの場合後述のようにスラグフォーミングの影響が現れ、二次燃焼率の向上がみられなくなると考えられる。そこで主孔酸素ジェットによる鋼浴面くぼみ深

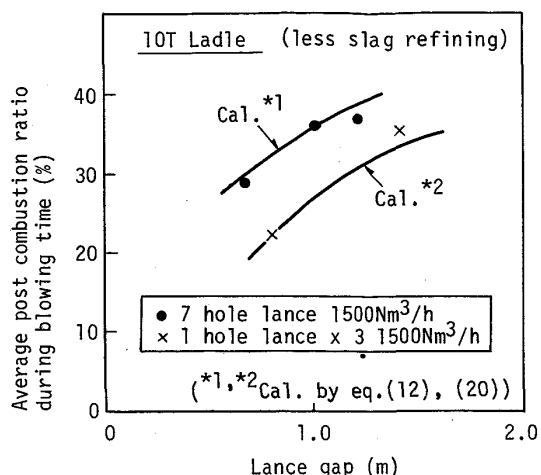


Fig. 5. Effect of lance gap on average post combustion ratio.

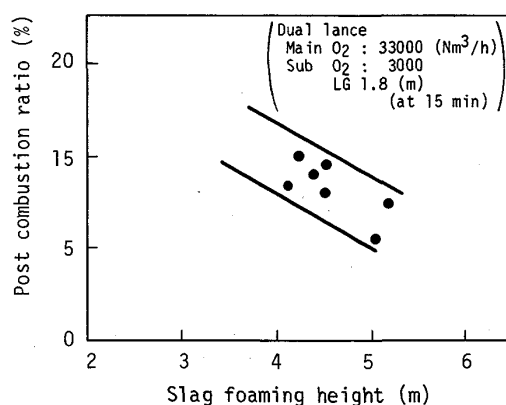


Fig. 6. Effect of slag forming on post combustion ratio.

さ L^7 と二次燃焼率との関係をみると L が小さいほど二次燃焼率は大きい傾向にあり⁸⁾、以上から 3.2 項の結果とも合わせスラグフォーミングの影響がなければ、マクロ的にはソフトブローにより二次燃焼率は向上する傾向があると言える。

3.4 二次燃焼率に及ぼすスラグの影響

250 t 転炉におけるスラグフォーミング高さ⁶⁾と二次燃焼率の関係を Fig. 6 に示す。なおスラグフォーミング高さ（鋼浴面からフォーミングスラグ上端までの距離）の測定はサブランスによる测温法によって行つた。10 t 取鍋におけるスラグ添加試験結果⁶⁾と同様、二次燃焼率に対してスラグが悪影響を及ぼしていることがわかる。このスラグの二次燃焼率への影響は Q-BOP の二次燃焼率がゼロであること⁹⁾やスラグ組成から求めた酸素ポテンシャルと二次燃焼率が対応しないことから、スラグ組

成が影響しているのではなく、むしろフォーミングにより酸素ジェットと反応する CO ガスの巻込妨害や後述するように燃焼して生成した CO_2 ガスのジェットからの逸散妨害といった物理的な要因が悪影響の原因であると考えられる。

3.5 縦型実験炉による O_2 -CO の燃焼挙動調査

Fig. 1 の縦型実験炉における前記試験条件での酸素ジェット内の中心軸上ガス成分の濃度分布およびジェット長さ方向各位置での半径方向の温度分布の結果をおの Fig. 7, 8 に示す。Fig. 7 は KRAINER の結果¹⁰⁾ と比

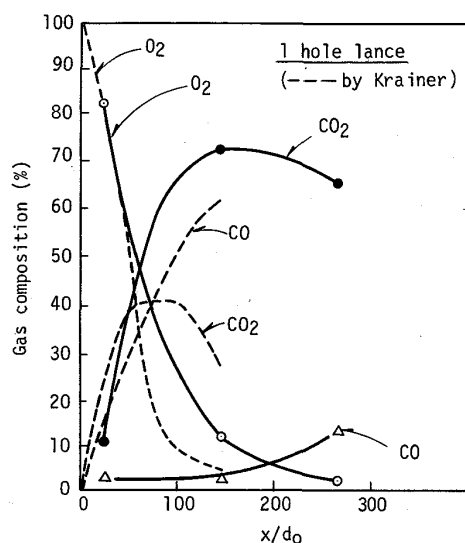


Fig. 7. Change of gas composition of jet center with jet length (x)/nozzle diameter (d_0).

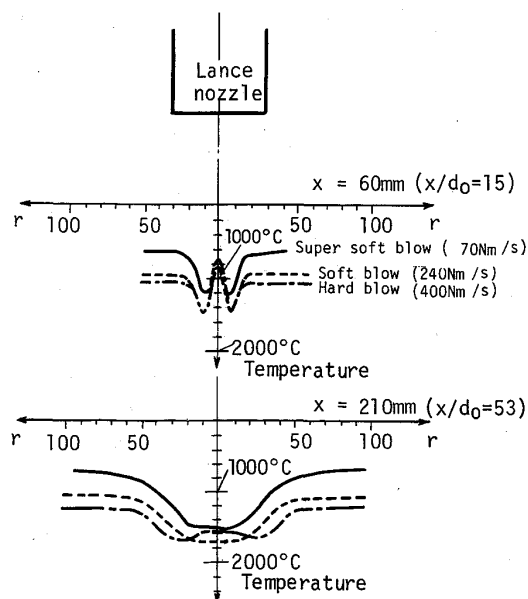


Fig. 8. Temperature distribution of jet from 1 hole lance nozzle.

べ CO , CO_2 の濃度比は異なるものの O_2 ジェットの挙動はほぼ同様であり、酸素ジェットが雰囲気中の CO ガスと反応して CO_2 となり、 x/d_0 の値が大きくなるとともにジェット中心の O_2 組成が急速に減衰することがわかる。すなわち吹錬中、転炉内の酸素ジェットは鋼浴面に当たる前にかかなりの部分が CO と燃焼し CO_2 ジェットになっていると考えられる。また KRAINER が x/d_0 の値が約 30 以上ではジェット中心軸上温度が $2000 \sim 3000^\circ\text{C}$ の高温に達すると報告していることよりも Fig. 8 によると本試験結果はかなり低い値となっている。これは実際の転炉内で発生する CO ガスの温度はほぼ鋼浴に近い高温になっているのに対し、本実験では常温の LDG を吹き込んでいるためと考えられる。しかし本実験結果から x/d_0 の値が小さいところでは、ジェットの最高温度が中心軸上よりやや離れた位置にあるが、 x/d_0 の値が大きくなるにしたがって最高温度が中心軸側に移っており、 x/d_0 とともに CO_2 の燃焼がジェットの中心へ進んでいることがわかり Fig. 7 の結果と対応している。

4. 考 察

4.1 二次燃焼モデルの検討

転炉内の二次燃焼率は脱炭反応によって発生した CO の CO_2 への酸化反応と生成した CO_2 の CO への還元反応のバランスで決まり、非定常で複雑な不均一反応群の結果もたらされと考えられる。ここでは二次燃焼の主反応は酸素ジェットと炉内雰囲気中 CO とによる CO_2 生成反応と、生成した CO_2 の鋼中 C による CO 生成反応であると考え、Fig. 9 に示すような反応モデルで二次燃焼率の検討を行うことにした。すなわちランスノズルから吐出した酸素ジェットは超音速域、遷移域を

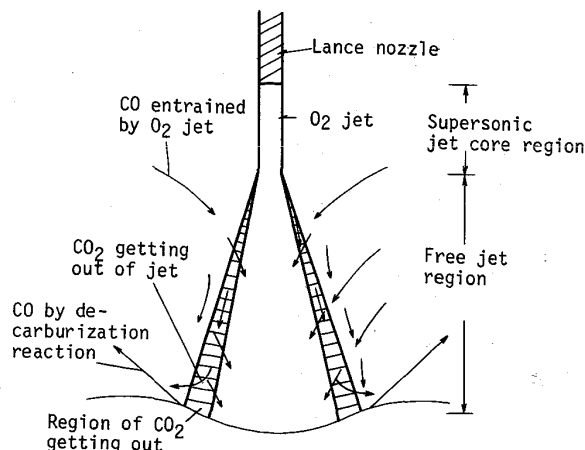


Fig. 9. Schematic diagram of post combustion.

経て自由噴流域となるが、この自由噴流と雰囲気から自由噴流への同伴によつて巻き込んだ CO (脱炭反応生成ガス) との反応 ($\text{CO} + 1/2\text{O}_2 \rightarrow \text{CO}_2$) によつて CO_2 噴流が生成され、その噴流表層のある限界速度以下の CO_2 が火点から発生する CO 流への同伴によつて逸散し、逸散しない残りの CO_2 または O_2 噴流は鋼浴 C と反応し CO となる。ここで逸散する CO_2 は自由噴流中のある限界速度以下の流量に比例し、二次燃焼率は逸散する CO_2 量と脱炭反応によつて発生した CO 量の比に比例して決まるとした。

4.2 二次燃焼モデルの前提条件の妥当性

以上の二次燃焼モデルには次の 3 つの前提条件が含まれている。

- (1) 酸素自由噴流中へ巻き込まれた CO ガスはジェットを中心まで十分混合され、かつ、 $\text{CO} + 1/2\text{O}_2 \rightarrow \text{CO}_2$ 反応は十分速く進行する。
- (2) $\text{CO}_2 + \text{C} \rightarrow 2\text{CO}$ 反応 ($\text{CO}_2 + \text{Fe} \rightarrow \text{FeO} + \text{CO}$, $\text{FeO} + \text{C} \rightarrow \text{CO} + \text{Fe}$ 反応も含む) が十分速く、鋼浴に達した CO_2 は O_2 ガスと同様に全量脱炭反応に使われる。
- (3) 自由噴流中の流速の小さい表層部から CO_2 が逸散する。

前提条件(1)については、非等密度系での同伴質量が(3)式¹¹⁾で与えられており、例えば通常転炉操業での普通ランスの x/d_0 の値は鋼浴面到達位置で約 10~20 であり、同伴質量は計算上、噴流酸素量の 2~5 倍となる。またデュアルランスの副孔 (ストレートノズル) では同じく x/d_0 の値が 100 以上に達し、約 29 倍の雰囲気ガスが同伴混合されることになる。

$$\dot{m}_e / \dot{m}_0 = 0.32 (\rho_e / \rho_0)^{1/2} (x / d_0) - 1 \quad \cdots \cdots (3)$$

さらに O_2 と CO の平衡反応は(4)、(5)式で与えられ、 CO_2 燃焼と温度との関係とを求めると Fig. 10 のようになる。 CO_2 燃焼率は P_{O_2} に依存しており、純酸素

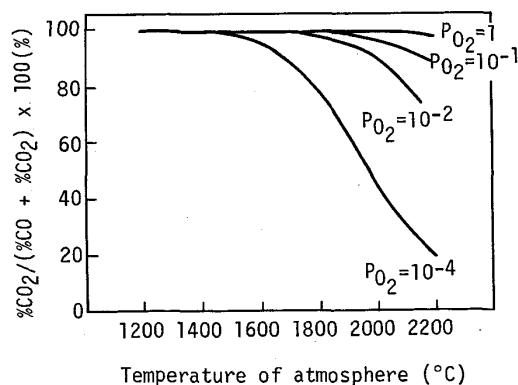


Fig. 10. Post combustion ratio equilibrated with reaction: $\text{CO} + 1/2\text{O}_2 = \text{CO}_2$.

または酸素濃度が高ければジェットが $2000 \sim 3000^\circ\text{C}$ ¹⁰⁾ の高温であつても O_2 は巻き込まれた CO と反応して CO_2 を生成し得ると考えられる。また O_2 と CO の反応は若干の H の存在によつて分枝連鎖反応となり非常に反応速度が大きくなる¹²⁾と言われており、通常転炉には雰囲気から副原料からくる H が 1~2%¹³⁾含まれていることから、ジェット中の O_2 と巻き込まれる CO との反応の $1/2\text{O}_2 + \text{CO} \rightarrow \text{CO}_2$ の反応については反応律速の可能性は少ないと考えられる。実際 KRAINER の報告¹⁰⁾ または本燃焼実験でも O_2 流速 400 Nm/s まで $1/2\text{O}_2 + \text{CO} \rightarrow \text{CO}_2$ の反応が確認されている。



$$\Delta G^\circ = -67890 + 21.10T^{1415} (\text{cal/mol}) \quad \cdots \cdots (5)$$

前提条件(2)については CO_2 と鋼中 C との反応は(6)式 (または(8)、(9)式を含む)、(7)式で与えられるとし、(6)、(7)式での平衡する二次燃焼率を求め Fig. 11 に示す。Fig. 11 より反応領域が火点近傍の $2400 \sim 2500^\circ\text{C}$ ¹⁰⁾ の高温であれば、 CO_2 は C によつてほとんど CO に還元されること、すなわち $\text{CO}_2 + \text{C} \rightarrow 2\text{CO}$ によつて脱炭反応がおこると考えられる。また CO_2 と Fe の反応についても、 $a_{\text{Fe}} = 1$ の場合、火点の高温では CO_2 の 90% 以上が(8)式により CO に還元されることがわかっている¹⁰⁾。さらに CO_2 ガスの脱炭反応については、速度論的には CO_2 は $1/2\text{O}_2$ と脱炭反応速度が等しく¹⁶⁾、また鋼浴表面に到達した CO_2 は極めて速く脱炭に消費され、界面での P_{CO_2} はゼロであること¹⁷⁾が報告されている。以上から酸素ジェット中に生成した CO_2 は鋼浴面に到達すれば C と反応し CO にほとんど還元されると考えられる。



$$\Delta G^\circ = 34580 - 30.95T^{15} (\text{cal/mol}) \quad \cdots \cdots (7)$$

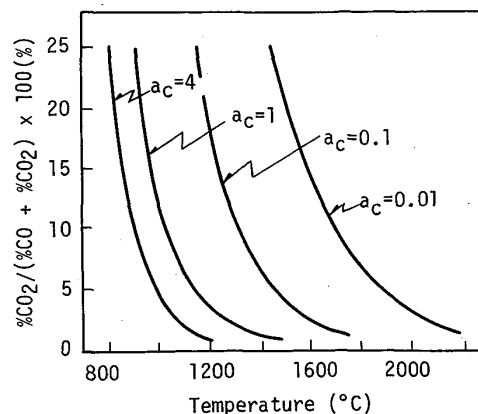
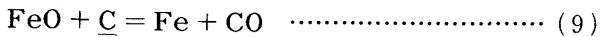
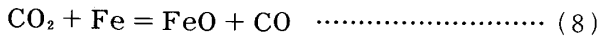


Fig. 11. Post combustion ratio equilibrated with reaction: $\text{CO}_2 + \text{C} = 2\text{CO}$.



前提条件 (3) については、数値解析等による詳細な解析が必要であるが、脱炭反応によつて発生する CO ガス線速度は火点部分を仮にジェットの広がり面積として概算すると数 10 m/s となり、後述の (10) 式で示される酸素ジェットの外周部ガス流速に比べ十分大きいため生成した CO_2 が酸素ジェット表層部から、脱炭反応によつて生成した CO ガス流に伴伴され、逸散することは十分考えられる。以上から本モデルの 3 つの前提条件はほぼ妥当であると言える。

4.3 二次燃焼モデル式

以上の考え方にに基づき二次燃焼のモデル式を以下のように導出した。各羽口ごとの酸素ジェット 1 本当たりの二次燃焼率 (α_i) は自由噴流内の速度分布を (10) 式のように与えると (11) 式で表される。

$$U/U_0 = \exp[-K_c(r/x)^2 / (0.16x/d_0 - 1.5)] \quad \dots\dots\dots (10)$$

$$\alpha_i = \{\text{CO}_2 / (\text{CO} + \text{CO}_2)\} = B \int_{r_0}^{r_n} 2\pi U r dr / \left(\int_{r_n}^0 2\pi U r dr + \int_{r_0}^{r_n} 2\pi U r dr \right) \\ = B \int_{r_0}^{r_n} 2\pi U r dr / \int_{r_0}^0 2\pi U r dr \quad \dots\dots\dots (11)$$

なお (11) 式上は $r_0 = \infty$ となるが計算上は限界速度 0.01 m/s の r の座標を r_0 とし、また $U_0 = 330$ m/s (音速) とした。噴流が乱流拡散火災と考えられ、ここに B は逸散する噴流内の CO_2 濃度分布、温度分布、圧力分布を含んだ係数であるが、これらについては従来知見がないためここでは仮に B を定数として与えた。

$B=1$ の場合のみかけの逸散限界速度ごとの二次燃焼率 (α_i) と h/d_0 の値との関係の計算結果を Fig. 12 に

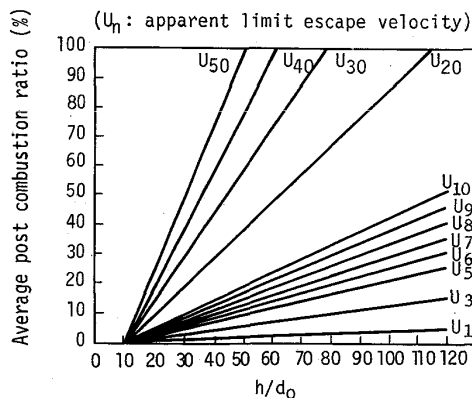


Fig. 12. Relationship between average post combustion ratio and h/d_0 .

示す。すなわち二次燃焼率はみかけの逸散限界速度ごとに h/d_0 と直線的な関係となる。

炉内全体の二次燃焼率 (α) は (12) 式に示すようにランス中の各羽口の噴流間 (i, j) の干渉係数を β_{ij} とし各噴流の二次燃焼率 (α_i) を各噴流の酸素流量比 ($F_{O_{2i}}$) で加重平均して求めた。なお干渉係数は (13) 式の関係有する。

$$\alpha = \sum_{ij} (\alpha_i \times \beta_{ij} \times F_{O_{2i}}) / \sum_i F_{O_{2i}} \quad \dots\dots\dots (12)$$

$$\beta_{ij} F_{O_{2i}} + \beta_{ji} F_{O_{2j}} = 0 \quad \dots\dots\dots (13)$$

ここでは各羽口噴流間の干渉がほほないと考えられるランス ($\beta_{ii}=1, \beta_{ij}=0$) について α_i の検討を行った。

Table 1 の普通ランス, 7 孔ランス, 単孔ランス 3 本の各試験条件から計算二次燃焼率と実測値が一致するみかけの逸散限界速度 ($B=1$ の場合) を求め Fig. 13 に示す。みかけの逸散限界速度 (V_l) と h/d_0 との間には (14) 式で示す良好な関係が認められ、 h/d_0 が小さいほどみかけの逸散限界速度が大きい傾向がみられる。なおここで h は (15)~(17) 式の計算式によつて求めた。

$$V_l = 275(h/d_0)^{-0.75} \quad \dots\dots\dots (14)$$

$$h/d_0 = L_c/d_0 - H_c/d_0 \quad \dots\dots\dots (15)$$

$$H_c/d_0 = 4.12P - 1.86 \quad \dots\dots\dots (16)$$

$$F_{O_2} = 58.1 \times nA \times (P + 1.033) \times 10^4 \quad \dots\dots\dots (17)$$

h/d_0 の値が小さいほどみかけの逸散限界速度が大きくなるのは h/d_0 の物理的意味がソフトブローかハードブローを表すものであり、 h/d_0 が小さいほどハードブローとなり火点周りでの CO ガス流出速度が大きくなることに対応し、逸散限界速度が大きくなるためと考えられる。

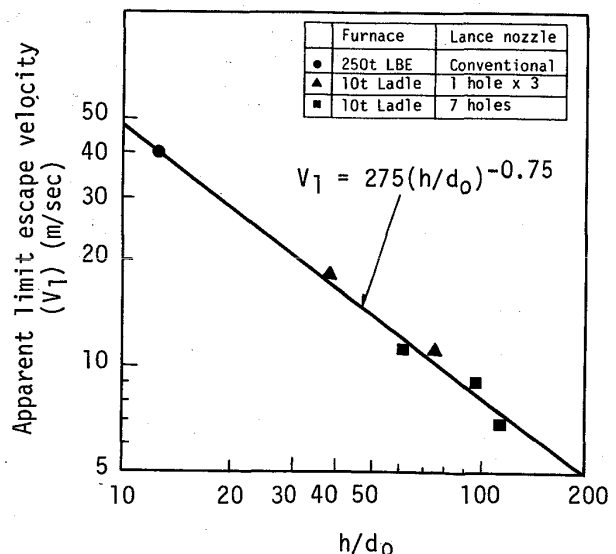


Fig. 13. Relationship between apparent limit escape velocity and h/d_0 .

Fig. 12 における二次燃焼率と h/d_0 の関係は (18), (19) 式で表され, さらに (14) 式より二次燃焼率と h/d_0 の関係を求めると (20) 式が得られる.

$$\alpha_i = a(h/d_0 - 10) + 0.01 \quad (18)$$

$$a = 4.8 \times 10^{-4} V_i^{0.95} \quad (19)$$

$$\alpha_i \approx 0.1(h/d_0)^{0.3} - (h/d_0)^{-0.7} + 0.01 \quad (20)$$

(ただし $10 \leq h/d_0 \leq 2120$, ($\alpha_i = 0$, ($h/d_0 < 10$), $\alpha_i = 1$ ($h/d_0 > 2120$)))

次に吹錬中の二次燃焼率の変化に対するモデルの検討を行った. 吹錬中の二次燃焼率の推移に影響を及ぼしているのは吹錬条件を一定とすれば①脱炭期の違いによる脱炭速度の影響②吹錬中の雰囲気温度上昇による酸素ジェット超音速コア長さ増大(ハードブロー化)の影響③スラグフォーミングの影響等が考えられる. ここでは③については前述のごとく定量的に把握できていないので③は除外し, ①②を考慮したモデル式について検討した.

①の影響については吹錬中の脱炭速度の変化を脱炭速度の台形モデル⁷⁾に従って脱炭 I, III 期の CO 発生量を補正し, 脱炭 II 期の二次燃焼率 (11) 式に対して, 脱炭 I, III 期の二次燃焼率をおおの (21), (22) 式で表した.

$$\alpha_i = B \int_{r_0}^{r_n} 2\pi U r dr / \left(\int_{r_0}^{r_n} 2\pi U r dr \times (t/t_A) + \int_{r_0}^{r_n} 2\pi U r dr \right) \quad (21)$$

$$\alpha_i = B \int_{r_0}^{r_n} 2\pi U r dr / \left(\int_{r_0}^{r_n} 2\pi U r dr \times \left(\frac{t_F - t}{t_F - t_B} \right) + \int_{r_0}^{r_n} 2\pi U r dr \right) \quad (22)$$

②の影響については超音速コア長さの雰囲気温度依存性について伊東ら¹⁸⁾が解析しており, ここではそのデータを引用し ((23) 式), さらに本実験結果から炉内雰囲気温度は鋼浴温度に等しいとし ((24) 式), またその雰囲気温度が吹錬時間と共に上昇するとした ((25) 式). 以上からコア長さの吹錬中変化は (26) 式で表され, 先の (16) 式の H_c をこの式で補正すれば②の要因を考慮した二次燃焼率が得られることになる.

$$\Delta(H_c/d_0) = 0.02 \Delta T' \quad (23)$$

$$T' \approx T \quad (24)$$

$$\Delta T' \approx \eta t \quad (25)$$

$$H_c'/d_0 \approx H_c/d_0 + 0.02 \eta t \quad (26)$$

4.4 二次燃焼モデル式と実測値との対応

(12), (20) 式を用いて Table 1 の各試験条件について二次燃焼率を計算し, 実測値と対応させ Fig. 14 に示す. 計算値と実測値との間には良い一致が得られた.

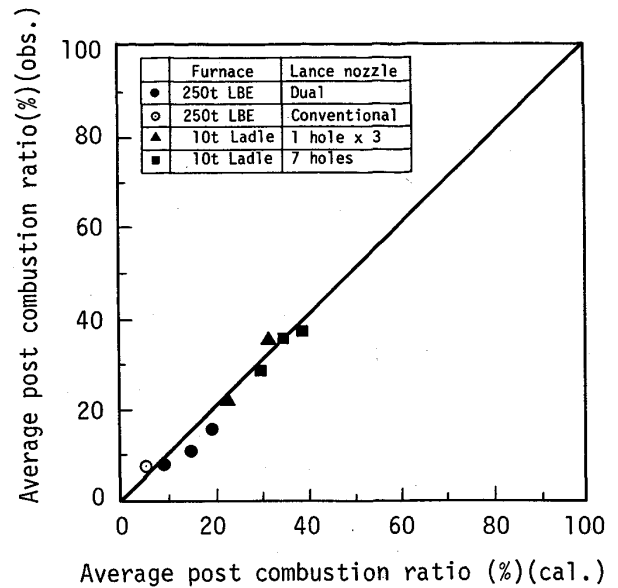


Fig. 14. Comparison of average post combustion ratio between calculated value and observed value.

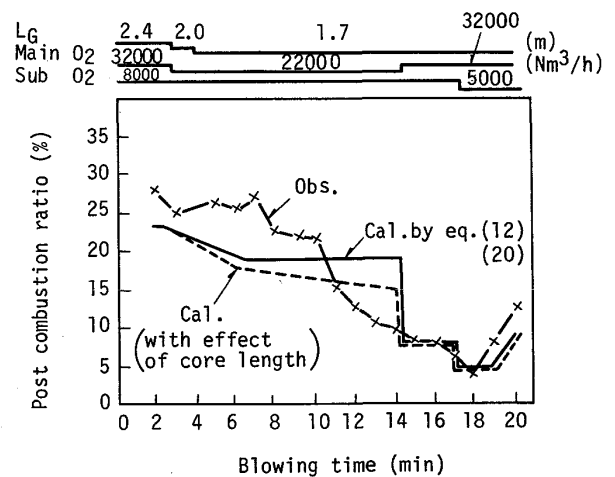


Fig. 15. Comparison of change of post combustion ratio between calculated value and observed value.

二次燃焼率に対する送酸素速度の影響とランスギャップの影響に関し, 二次燃焼率の計算値と実測値との比較を先の Fig. 3, 5 に示す. Fig. 3 より主孔酸素流量が少ないほど二次燃焼率が高い傾向は計算値と実測値が一致している. ただし実績として計算ほど二次燃焼率が高いデータがあり, 前述のごとく送酸素速度が小さい場合ソフトブローとなりスラグフォーミングが大きくなりその悪影響が現われたものと考えられる. また Fig. 5 に示したようにスラグレスの 10 t 取鍋脱炭においてランスギャップと二次燃焼率との関係が計算値と実測値とで比較的良好一致している.

次に本実験での吹錬中二次燃焼率の推移の一例 (脱炭 I, II 期転移点 $\approx 3.5\%$ [C], 脱炭 II, III 期転移点 $\approx 0.29\%$ [C]) についての計算式と実測値の対応を Fig. 15 に示す. Fig. 16 において計算値は実測値より吹錬初期に低く, 末期に高くなっているが, これは計算式が実績のヒート全体の平均二次燃焼率から求めた式であるためであり, 吹錬中のスラグフォーミングの影響を考慮していないためと考えられる. しかし二次燃焼率が実測値と同様, 吹錬初期に高く吹錬が進むにつれて徐々に低下し, 末期には再び上昇する傾向はスラグフォーミングの影響を考慮していない計算値にも現われている. なお超音速コーア長さの変化の影響を考慮した場合を Fig. 15 に点線で示す. なお二次燃焼率に対するスラグフォーミングの影響やここでは論じなかつた転炉ダストによる CO_2 の還元反応の影響の定量化については今後の課題である.

また転炉への熱源付加技術としては, 二次燃焼率と同時にその発熱量の着熱効率が重要であり, 本研究においても熱バランス調査を行い, ①二次燃焼率増加 1% 当たり 0.34% のスクラップ比の増加②二次燃焼率が 10~20% では岡村ら²⁾と同様, 着熱効率が約 70% であること③二次燃焼率が増加するほど着熱効率が低下すること¹⁹⁾等の結果が得られたが本報では詳細を割愛した. 本研究での二次燃焼モデルにおいて, 着熱機構としては, 逸散する CO_2 ガスがジェットに巻き込まれる CO ガスおよびスラグや粒鉄等に熱伝達し, CO ガスおよびスラグや粒鉄等が鋼浴面に衝突接触することによつて熱伝達すると考えられ, 上記着熱効率の現象は矛盾なく説明できる.

5. 結 言

250 t 転炉での吹錬試験, 縦型実験炉による O_2 -CO 燃焼実験を行い, 10 t 取鍋での脱炭試験の結果も加えて, 二次燃焼率に及ぼす各種要因を調査し, 二次燃焼機構を検討した. 実験で得られた二次燃焼率は本二次燃焼モデル式によりほぼ矛盾なく説明できた.

記 号

A: ノズル羽口断面積 (m^2)
 ($\% \text{CO}_2$)_t, ($\% \text{CO}$)_t: 吹錬時間 t での CO_2 濃度 (%) および CO 濃度 (%)
 d_0 : ノズルスロート径 (m)
 F_{O_2} : 送酸速度 (Nm^3/h)
 h : 自由噴流の羽口側から湯面までの距離 (m)
 H_c : 超音速コーア長さ (m)
 H'_c : 吹錬時間 t での超音速コーア長さ (m)
 K_c : 定数 (85~89), ここでは 87 とおいた
 L : 鋼浴湯面くぼみ深さ (m)

L_G : ランスギャップ (m)
 $\dot{m}_e, \dot{m}_o$: 同伴される質量流量およびノズル出口での質量流量 (kg/s)
 n : ノズル孔数
 N_2 底吹: 底吹 N_2 ガス流量 (Nm^3/min)
 N_2 シール: ランス孔等に吹き込まれるシール用 N_2 ガス流量 (Nm^3/min)
 P : ノズル羽口前圧力 (kg/cm^2)
 r : 自由噴流内半径方向距離 (m)
 r_n, r_0 : 自由噴流内の流速 $n \text{ m/s}$ および 0 m/s の r の座標
 t, t_A, t_b, t_F : 吹錬時間 (min), 脱炭 I 期から II 期にかわる時間 (min), 脱炭 II 期から III 期にかわる時間 (min), 吹止時間 (min)
 T, T' : 鋼浴温度および炉内雰囲気温度 ($^{\circ}\text{C}$)
 U, U_0 : 自由噴流内 (x, r) および $(0, 0)$ 座標での速度 (m/s)
 V_t : 吹錬時間 t における排ガス流量 (Nm^3/min)
 V_l : みかけの逸散限界速度 (m/s)
 x : 自由噴流の羽口側からの距離 (m)
 α_i : 羽口 No. i ジェットの二次燃焼率
 α : 炉内全体の二次燃焼率
 α_t : 吹錬時間 t での炉内の二次燃焼率
 ρ_e, ρ_0 : 雰囲気および噴流の密度 (g/cm^3)
 η : 鋼浴温度上昇率 ($^{\circ}\text{C}/\text{min}$)

文 献

- 鉄と鋼, 69 (1983) 15
- 岡村祥三, 中島英雄, 丸川雄浄, 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
- 田岡啓造, 山田純夫, 数土文夫, 野村 寛, 香月淳一: 鉄と鋼, 70 (1984), S1027
- 石川博章, 丹村洋一, 平野 稔, 寺田 修, 宮脇芳治: 鉄と鋼, 70 (1984), S1028
- 馬場賢一, 井手 武, 西村光彦, 古賀純明, 斉藤 力, 阿部泰久: 鉄と鋼, 70 (1984), S1029
- 西村光彦, 小島政道, 桜田盛勝, 石川英毅, 阿部泰久: 鉄と鋼, 73 (1987), p. 645
- 瀬川 清: 鉄冶金反応工学 (1969) [日刊工業新聞社]
- 原田俊哉, 安藤道英, 後藤裕規, 川口勝徳, 大森正直, 辻野良二: 鉄と鋼, 71 (1985), S187
- 馬田 一, 山田純夫, 数土文夫, 矢治源平, 小高幹男: 川崎製鉄技報, 15 (1983), p. 40
- H. KRAINER: 鉄と鋼, 51 (1965), p. 1194
- J. M. BEER, N. A. CHIGIER: 燃焼の空気力学 (1974) [日本エネルギー技術協会]
- J. N. BRADLEY: 火炎と爆発 (1972) [三共出版]
- 前原 繁, 高橋正幸, 山口武知, 伊知地勝弘, 緒方征司: 製鉄研究, 291 (1977), p. 89
- J. F. ELLIOTT, M. GLEISER and V. RAMAKRISHNA: Thermochemistry for steelmaking (1963) [Pergamon Press]
- 学振製鋼 19 委員会: 製鋼反応の推奨平衡値 (1984) [日刊工業新聞社]
- P. A. DISTIN, G. D. HALLET, F. D. RICHARDSON: J. Iron Steel Inst. (1968) Aug., p. 821
- 坂上六郎: 鉄と鋼, 52 (1966), p. 1738
- 伊東修三, 鞭 巖: 鉄と鋼, 55 (1969), p. 1164
- 斉藤 力, 中村康久, 石川英毅, 山本里見, 馬場賢一, 京島良幸: 鉄と鋼, 70 (1984), S1030