

上底吹き転炉を用いた鉄鉱石の溶融還元製錬

© 1990 ISIJ
 技術報告

松尾 充高*・斎藤 力*²・片山 裕之*³
 平田 浩*・金本 通隆*⁴・茨城 哲治*⁴

Smelting Reduction of Iron Ore with Top-and-Bottom Blowing Converter

Michitaka MATSUO, Chikara SAITO, Hiroyuki KATAYAMA,
 Hiroshi HIRATA, Michitaka KANEMOTO and Tetsuharu IBARAKI

Synopsis :

Smelting reduction of iron ore was studied with 5 t and 170 t top-and-bottom blowing converter in the condition that stirred metal bath was separated from oxygen jet by the thick layer of slag.

The results obtained in the experiments using coke as carbonaceous materials were as follows :

- (1) Heavy slag increased the rate constant of reduction per area of the geometrical slag-metal interface.
- (2) The effect of bath temperature on the rate constant is small in 170 t furnace compared with 5 t furnace. Smelting reduction about 1 400°C was stably carried out in 170 t furnace.
- (3) The ratio of reduction of iron oxide in three kinds of reaction sites; bulk metal-slag, metal droplets-slag and coke-slag interfaces was calculated as, for example, 0.55 : 0.27 : 0.18 in the 5 t furnace and 0.34 : 0.33 : 0.33 in the 170 t furnace.
- (4) High post combustion (about 60%), high heat efficiency (about 90%) and suppression of dust formation were achieved in both of 5 and 170 t furnace.

Hot metal was produced at the rate of 42.7 t-HM/h from ore in 170 t furnace (oxygen blow rate; 30 000 Nm³/h).

Key words : smelting reduction; slag; post combustion; top-and-bottom blowing converter.

1. 緒 言

フェロクロム溶融還元において、多量スラグを利用して酸素ジェットと攪拌状態のメタル浴を遮断し、反応・伝熱速度の点でも有利な状態で、高二次燃焼とスラグの還元促進を両立させるという方式が開発された¹⁾²⁾。

それに引き続いて本研究では、

①上記の方式を鉄鉱石の溶融還元に応用して、小型試験転炉で適正操作条件を求めること

②その結果に基づいて 170 t 上底吹き製鋼転炉を用いた試験を行い、スケールアップ性を確認することを行った。

なお、炭材については、本研究では揮発分の影響のないコークスを使用した。炭材の揮発分の影響については、別報で報告する³⁾。

2. 実験方法

5 t 規模の試験設備を Fig. 1 (a) に示す。まず、溶銑を 3 t 装入し、吹酸しながら所定量のスラグを作り、温度を約 1 500°C に調整してから溶融還元試験 (すなわち、鉱石投入) に入る。

原料の成分、粒度を Table 1 に示す。基準条件では、鉱石 (ペレット)、炭材、生石灰はいずれも上方から連続的に投入した。鉱石はメタル浴温度が所定温度±30°C の範囲に保たれるように投入量を調整した。コークスは、炉内の残留炭材量がほぼ一定になるように、排ガス分析値から計算した炭素バランスに基づいて添加した。

なお、鉱石については、比較として粉鉱石直接添加試験も行った。

平成元年 4 月本会講演大会にて発表 平成 2 年 3 月 13 日受付 (Received Mar. 13, 1990)

* 新日本製鉄(株)製鋼研究センター (Steelmaking Technology Lab., Nippon Steel Corp., 1-1 Shintomi Futtsu 299-12)

*² 新日本製鉄(株)製鋼研究センター (Steelmaking Technology Lab., Nippon Steel Corp.)

*³ 新日本製鉄(株)製鋼研究センター 工博 (Steelmaking Technology Lab., Nippon Steel Corp.)

*⁴ 新日本製鉄(株)堺製鉄所 (Sakai Works, Nippon Steel Corp.)

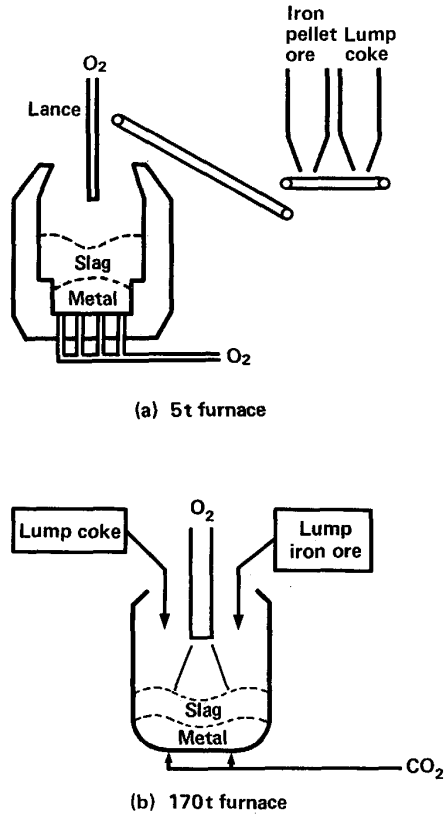


Fig. 1. Schematics of experimental equipment.

Table 1. Chemical composition of raw materials and flux (%).

(a) Ore		T. Fe	SiO ₂	Al ₂ O ₃	CaO	MgO	Size
5 t	Pellet ore	65.0	2.30	0.48	2.56	0.04	10~15 mm
	Fine ore	68.0	0.96	0.57	0.03	0.04	SF: -2 mm PF: -0.5 mm
170 t	Lump ore	66.8	3.00	0.51	0.05	0.01	2~20 mm

(b) Coke		FC	Ash	Size
5 t		84.9	12.1	10~15 mm
170 t		84.2	11.0	5~50 mm

(c) Flux		CaO	MgO	SiO ₂	CO ₂	Size
5 t	Lime	94.1	0.41	0.34	3.74	10~15 mm
170 t	Dolomite	61.7	32.8	0.09	4.81	5~30 mm

主要試験条件を Table 2 に示す。主な変更要因は、スラグ量 (0.2~2t), メタル温度 (1450~1600°C), 底吹き攪拌強さ (O₂ ガス吹込み量) である。

170 t 規模製鋼転炉の設備概略を Fig. 1(b) に、主要試験条件を Table 2 に示す。底吹きガスとして CO₂ を用いている⁴⁾ こと以外は、試験方法は 5 t 規模とほぼ同じである。

Table 2. Experimental conditions.

	5 t furnace	170 t furnace
Bath surface area : A (m ²)	1.13	30
Amount of slag : W _s (t)	0.2~2.5	30~45
Amount of metal : W _m (t)	3~5	80~120
Top blowing O ₂ : F _{O₂} (Nm ³ /h)	700~900	20 000~30 000
Bottom bubbling F _{O₂} , F _{CO₂} (Nm ³ /h)	O ₂ : 25~300	CO ₂ : 1 800
Amount of coke in slag : W _c (t)	0.05~0.4	18~47
Lance nozzle type	8.9 mmφ×7	52 mmφ (Center) +70 mmφ×6

Table 3. Example of heat balance (5 t furnace).

Input (kcal/h)	Output (kcal/h)
• Heat of reaction	• Sensible heat
C→CO 1 639 000	Metal 315 600
CO→CO ₂ 2 479 700	Slag 102 300
H ₂ →H ₂ O 2 300	Gas* 1 040 000
• Heat of slag formation 32 700	Dust 200
	• Heat of reduction
	Fe 1 678 000
	Mn, Si, P 7 000
	• Heat of decomposition
	Flux 1 000
	Moisture 35 000
	Volatile matter 0
	• Heat of carburization 26 500
	• Heatloss of furnace 700 000
	• Superheat of generated gas (=Unknown heat) 248 100
Total 4 153 700	Total 4 153 700

* Sensible heat of exhaust gas until metal temperature (Slag temperature)

特性値の定義と算出方法は次のとおりである。

二次燃焼率

熔融還元炉内のガス組成を用いて (1) 式のように定義される。

$$(PC\%) = \frac{(CO_2\%) + (H_2O\%)}{(CO_2\%) + (CO\%) + (H_2O\%) + (H_2\%)} \times 100(\%) \dots\dots\dots (1)$$

実際には、煙道ガスの分析値に基づいて、炉口での侵入空気による燃焼の影響を差し引いた (2) 式で計算した⁵⁾。

$$(PC\%) = \left[(CO_2\%)_i + (H_2O\%)_i - \left\{ \frac{(O_2\%)_a}{(N_2\%)_a} \times 2 \left((N_2\%)_i - \frac{Q_{N_2}}{Q_i} \times 100 \right) - 2(O_2\%)_i \right\} \right] / \left[(CO_2\%)_i + (CO\%)_i + (H_2O\%)_i + (H_2\%)_i \right] \times 100(\%) \dots\dots\dots (2)$$

煙道ガスの分析は、5 t 規模試験では CO, CO₂, N₂, H₂, O₂ はガスクロマトグラフィーで、H₂O は吸収法 (JIS Z8808) で行い、170 t 規模試験ではマススペクトロメーターで行った。

着熱効率

物質収支に基づく各種の反応熱⁶⁾ および顕熱⁷⁾ などを

計算し、熱収支をとってアウトプット側の不明熱量を求めた。計算を行った項目と計算結果例を Table 3 に示す。この不明熱量が排ガスのスーパーヒートに等しいと仮定して、(3)式により着熱効率を計算する。

$$\eta_{pc} = \left[1 - \frac{\text{(排ガススーパーヒート)}}{\text{(二次燃焼発生熱量)}} \right] \times 100(\%) \quad \dots\dots\dots(3)$$

この定義によれば着熱効率 100% は、排ガス温度がスラグ温度に等しい場合である。なお、メタル温度とスラグ温度はほとんど等しいことが確認されている。

物質収支、および炭材原単位の計算方法は Appendix に示す。

3. 試験結果

3.1 5t 規模試験

スラグ中 (T. Fe) の経時変化の典型例を Fig. 2 に示す。鉱石の連続投入を始めると、最初 (T. Fe) は上昇するが、約 15 min 以降はほぼ一定値になる。また、二次燃焼率、温度、鉱石・炭材供給速度もほぼ定常になる。この状態を 30 min 以上継続し、その期間の還元挙動、熱挙動を解析対象とした。

(1) 酸化鉄還元挙動

Fig. 3 に示すように、鉱石供給速度と (T. Fe) の関係は原点を通る直線で近似できる。

定常状態であるので、鉱石供給速度は鉱石還元速度に

ほぼ等しくなり、還元速度は (T. Fe) に対して一次反応式で表されることになる。

$$R = A \cdot K \cdot (\% T. Fe) \quad \dots\dots\dots(4)$$

総括還元反応速度定数 K (供給された鉱石からの酸素除去速度で示す) に及ぼすスラグ量の影響を Fig. 4 に示す。スラグ量とともに K は直線的に増加し、例えばスラグ量を 2 t/m^2 以上にすれば、同じ炉で行った鉱石インジェクション試験⁸⁾ とほぼ同程度の大きさの総括反応速度定数が得られた。

総括反応速度定数 K に及ぼす操作温度の影響を Fig. 5 に示す。見掛けの活性化エネルギーの値は約 36.5 kcal/mol である。

底吹きガスによるメタル浴攪拌力⁹⁾ の影響を Fig. 6、スラグ中残留炭材量の影響を Fig. 7 に示す。いずれも影響は認められるが、スラグ量をふやすことに比べて、

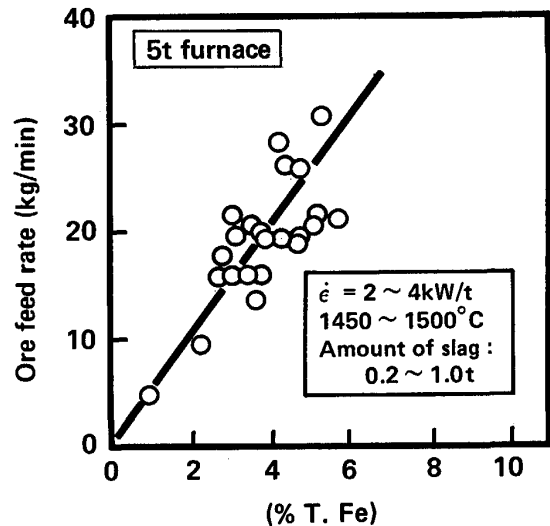


Fig. 3. Relation between ore feed rate and (%T. Fe).

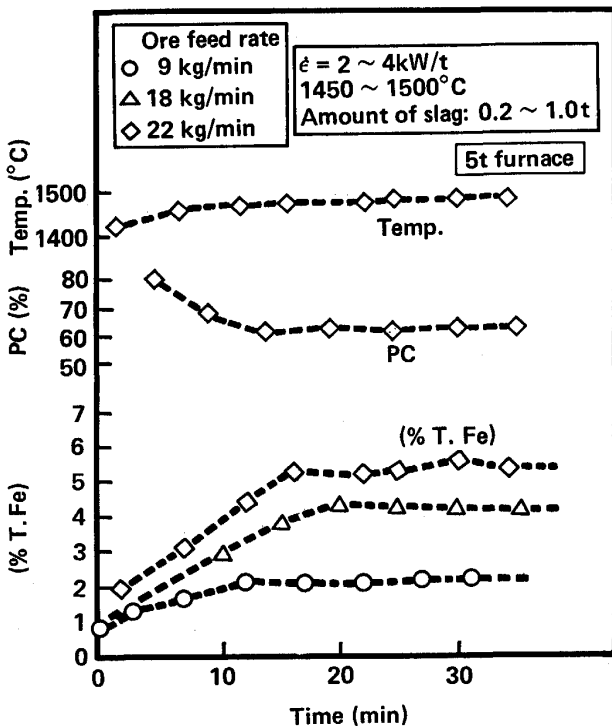


Fig. 2. Typical behavior of (%T. Fe).

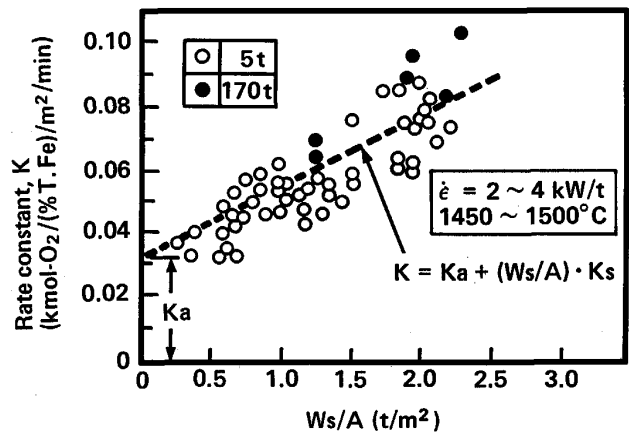


Fig. 4. Relation between rate constant and the amount of slag.

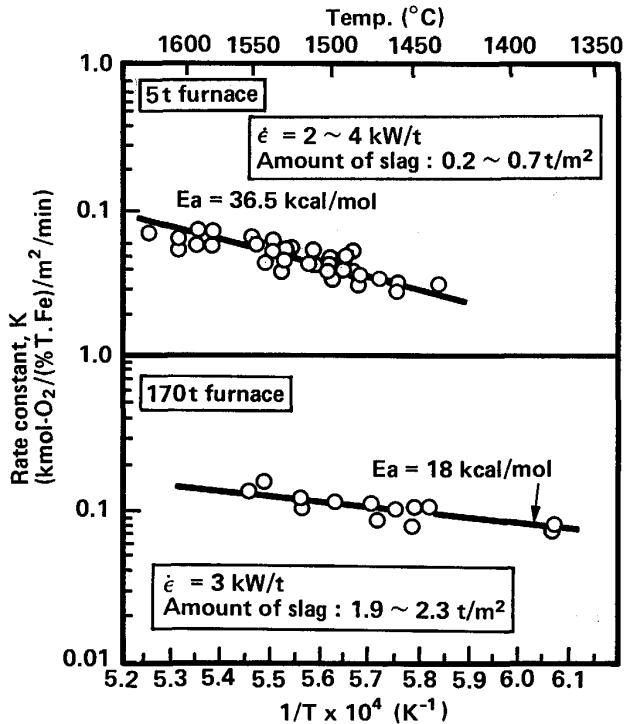


Fig. 5. Influence of temperature on rate constant.

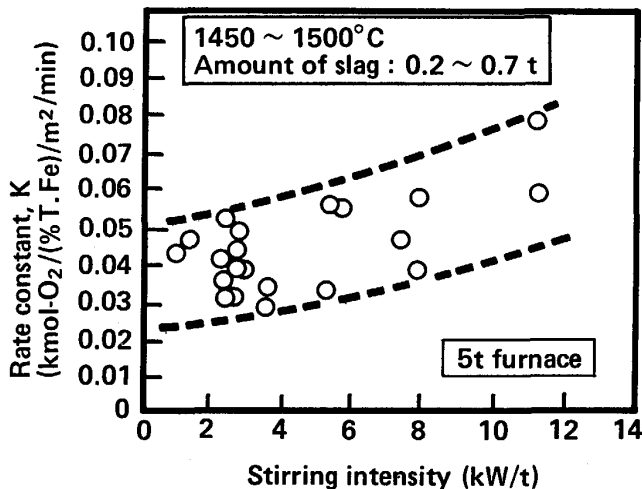


Fig. 6. Influence of stirring intensity on rate constant.

その影響の程度は小さい。

(2) 二次燃焼およびダスト発生挙動

吹酸条件(すなわち、ソフトブローの程度)を表す指標として、上吹き酸素ジェットのスラグへの侵入深さ; L_s (計算法は末尾の記号リスト参照)と、スラグ厚み; L_{so} (ガスを含んだ状態)の比; L_s/L_{so} を用いる。

Fig. 8に示すように、 L_s/L_{so} が大きくなると二次燃焼率の低下と、ダスト発生量の増加が起きている。なお、この場合、ダストの主体は酸化鉄系であり、メタル

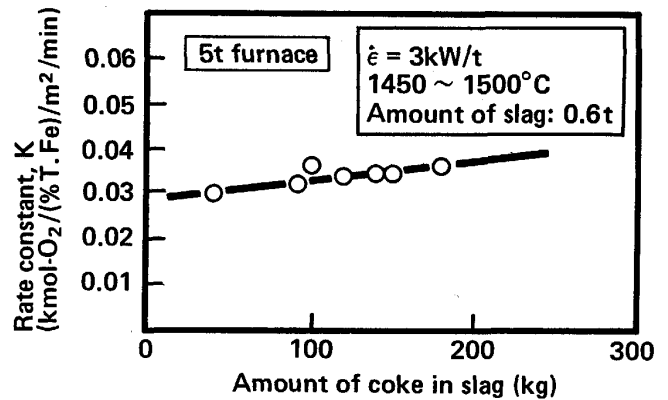


Fig. 7. Influence of the amount of coke in slag on rate constant.

に酸素が当たることによって発生したものと推定される。ダスト発生量を少なくし、かつ二次燃焼率を高めるためには、 L_s/L_{so} の値を0.7以下にすることが望ましい。

底吹きガスによるメタル攪拌の強さが二次燃焼率、着熱効率、炭材原単位に及ぼす影響をFig. 9に示す。底吹き攪拌力が大きすぎると、二次燃焼率の低下、炭材原単位の増加という問題を生ずる。一方、攪拌が弱すぎると、着熱効率が低下する。最適攪拌力は2~4 kW/t-metalである。

(3) 粉鉱石の上方添加

粉鉱石(PF(ペレットフィード):0.5 mm以下、およびSF(シンターフィード):2 mm以下の2種類)をFig. 10に示すように炉肩から流し込んだ。縦軸に示したダストへの鉄ロスは、鉱石直接飛散とメタル起因の和であるが、ペレット使用の場合と粉鉱石流し込みの場合でその差は1.5~2.0%にすぎないことは鉱石直接飛散は少ないことを意味している。

使用した粉鉱石は個々の粒子については、平均ガス上昇速度に対して50%以上飛散する条件にあるが、このように飛散率が低いレベルに抑制できたのは、桑原ら¹⁰⁾が示しているように、粒子群として空間を移動したことによって説明できる。

3.2 170 t 規模試験

5 t 規模の試験結果に基づいて、

- ① 炉内スラグ量を極力多くすること
- ② 炉内炭材量を所定量以上確保してスラグの異常フォーミングを抑制すること¹¹⁾¹²⁾
- ③ 吹酸条件は L_s/L_{so} の値を0.7以下にすることに留意して170 t 製鋼転炉による溶融還元試験を行った。

(1) 安定操業条件

Table 4に立上げ試験の概要を示す。スラグ量は段階

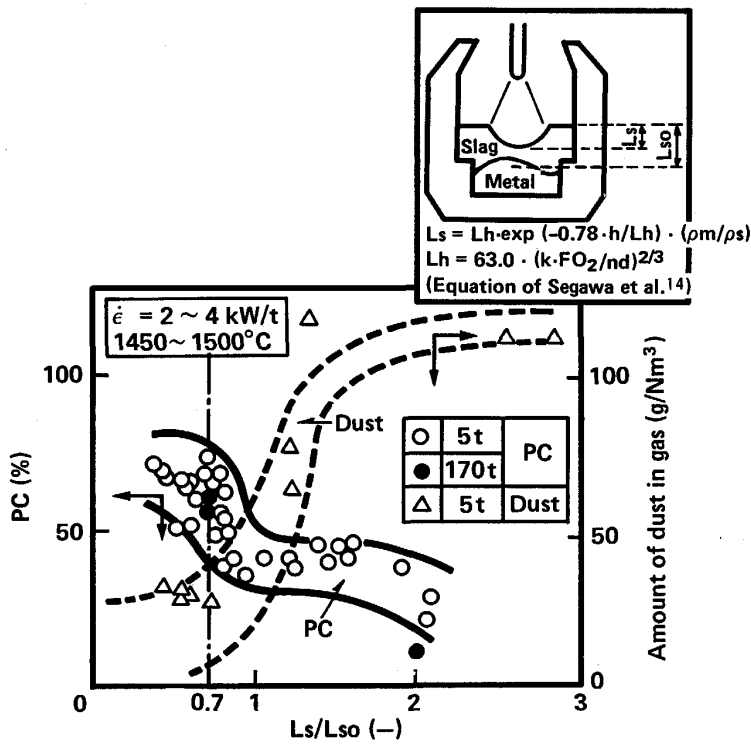


Fig. 8. Relation between post-combustion and L_s/L_{so} .

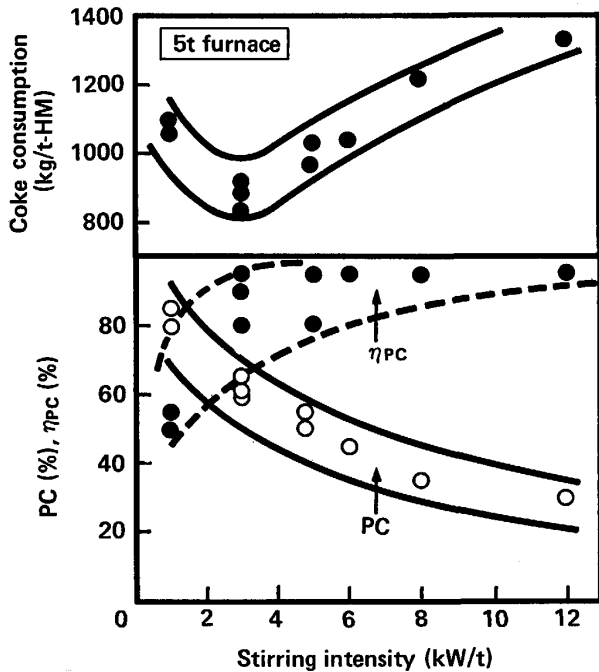


Fig. 9. Effect of stirring intensity on post-combustion ratio, heat efficiency and coke consumption.

的に増加していった。

スラグ量が少ない (15 t) と、吹酸を始めて数分で激しくスラグが炉外に溢れ、操業を継続できなかった (No. 1)。

スラグ量を 30 t 以上に増やし、かつ炭材量を増やし

Table 4. Influence of amount of slag and coke in slag (170 t furnace).

No.	Top blowing O ₂ (Nm ³ /h)	Ore feed rate (t/h)	Amount of slag (t)	Amount of coke in slag (t)	Stability of foaming
1	20 000	21	15	5	Vigorous foaming
2	20 000	21	30	18	Unstable
3	20 000	36	36	22	Unstable
4	20 000	38	30	33	Stable
5	20 000	44	45	47	Stable
6	30 000	65	30	32	Stable

てゆくに従ってフォーミングの程度は小さくなり、吹酸速度を増やし、鉱石供給速度を大きくしても、スラグの炉外溢出の心配なく安定操業ができるようになった。

例えば、送酸速度 30 000 Nm³/h の条件では、鉱石供給速度; 66.6 t/h (メタル生成速度; 42.7 t/h), スラグ (T. Fe); 4~5%, 平均二次燃焼率; 59.3%, 着熱効率; 88% が得られた。

総括反応速度定数とスラグ量の間を Fig. 4 に書き込んでいる。試験規模が異なっても、同じ関係で整理できる。

一方、操業温度の影響は Fig. 5 に示すように、見掛けの活性化エネルギーの値が 18 kcal/mol と、5 t 試験の約 1/2 になっている。

L_s/L_{so} と二次燃焼率の関係は 5 t 規模の試験結果とほぼ同じであった。

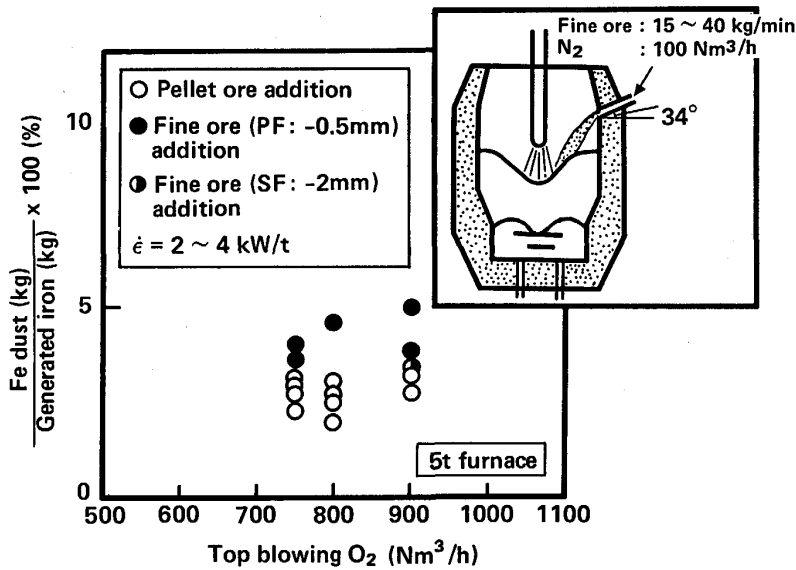


Fig. 10. Fe dust loss with various kinds of ore.

Table 5. Calculated values of the amount of reduction occurred at each site in various cases.

Case	Amount of slag : W_s/A (t/m ²)	Amount of coke : W_c/W_s (-)	Coke size (mm)	Ratio of the amount of reduction at each site			Remarks
				Bulk metal-slag interface	Metal droplets-slag interface	Coke-slag interface	
A	0.5	0.2	10~15	0.70	0.18	0.12	5 t experiment, with small amount of slag
B	1.0	0.2	10~15	0.55	0.27	0.18	5 t experiment, with large amount of slag
C	2.0	0.2	10~15	0.37	0.37	0.26	170 t experiment
D	2.0	0.2	5~50	0.45	0.45	0.10	170 t experiment with large coke
E	2.0	1.0	5~50	0.34	0.33	0.33	170 t experiment with large amount of large coke

以上のように、炭材としてコークスを使用した場合には、多量スラグと上吹き酸素ソフトブロー (L_s/L_{so} ; 0.7 以下) の条件を満足することによって、5 t 規模から 170 t 規模の炉に、問題なくスケールアップできた。

4. 考 察

(1) 鉄鉱石の熔融還元反応機構

投入された鉄鉱石は、スラグに溶解して還元され、生成したメタル粒が吸炭してメタル浴に沈降する過程をとるものと推定される¹⁾。還元反応が起こる場所としては、次の三つが考えられる。

- ①スラグ-バルクメタルの界面 (速度定数; K_a)
- ②スラグ-炭材界面 (速度定数; K_c)
- ③スラグ-粒鉄界面 (速度定数; K_d)

試験結果にもとづいて、各界面における反応量の比率を見積もってみる。

(4)式をスラグ-メタルの界面反応とスラグ内での反応に分けると(5)式で表される。

$$R = A \cdot K_a (\% T. Fe) + W_s \cdot K_s (\% T. Fe) \dots (5)$$

ここに、 K_s はスラグ内反応速度定数である。従って、

総括反応速度定数 K は(6)式で表される。

$$K = K_a + (W_s/A) \cdot K_s \dots (6)$$

Fig. 4 中の破線の切片の値は K_a 、直線の勾配は K_s に対応するので、それぞれの値は以下のように求められる。

$$K_a = 0.032 (\text{kmol-O}_2/\text{min} / (\% T. Fe)/\text{m}^2)$$

$$K_s = 0.022 (\text{kmol-O}_2/\text{min} / (\% T. Fe)/\text{t-slag})$$

さらに、スラグ内反応は(7)式で表すことができる。

$$K_s = (W_c/W_s) \cdot K_c + K_d \dots (7)$$

Fig. 7 の直線の勾配は K_c/A 、切片は $K_a + (W_s/A) \cdot K_d$ であるから、それぞれの値は以下のように求められる。

$$K_c = 0.040 (\text{kmol-O}_2/\text{min} / (\% T. Fe)/\text{t-coke})$$

$$K_d = 0.014 (\text{kmol-O}_2/\text{min} / (\% T. Fe)/\text{t-slag})$$

このように求められた各速度定数の値を用いて、スラグ量、炭材量、炭材サイズの値を仮定して、各サイトの還元反応量の比率を計算した結果を Table 6 に示す。このうち、ケース B は 5 t 規模試験での標準試験条件に対応するが、その場合にはバルクメタル-メタル界面、粒鉄-スラグ界面、炭材-スラグ界面の反応量比率は 0.55 : 0.27 : 0.18 となる。一方、170 t 炉での比率は、例えばケース E の場合には 0.34 : 0.33 : 0.33 となる。

大型炉になると、バルクメタル-スラグ界面の反応量

は減少するが、スラグ絶対厚みを大きくできるのでスラグ内反応量が増える。これが本法において、還元反応速度の点でスケールアップしやすい理由である。

(2) 本溶融還元法の特徴

フェロクロム溶融還元の場合¹³⁾と比較すると、2次燃焼、着熱効率、ダスト抑制条件など共通点が多い。いずれも、多量スラグと酸素ソフトブローを利用して酸素ジェットとメタル浴を遮断することがポイントであり、スラグ量が多いほど、各特性値とも良好な値が得られる。

鉄の場合にはスラグ生成量は約 350 kg/t-metal であって、フェロクロムの場合(約 1 t/t-metal)に比べて少ないが、メタルの一部とともに必要スラグを残して操業を繰り返す方式を考えると、多量スラグ操業の最適操業条件を選択することができる。

大型炉では、Fig. 5 に示したように還元速度定数の温度依存性が小さくなる。その結果として、(T.Fe)を上げないで操業温度の低下が可能になる。実際、1400°C 前後の温度で安定操業が行えている。

操業温度を低くできれば、耐火物損耗量低下のほかに必要な効果がある。

① 脱りん反応を促進できる：100°C 操業温度を下げれば、りん分配を約 3 倍にできる。

② 同一着熱効率においても、排ガス顕熱が減少し石炭原単位が減少する：例えば 100°C 操業温度を下げれば、炭材原単位として 70 kg/t の低減が可能である。

5. 結 言

多量スラグを利用して酸素ジェットとメタル浴を遮断する方式での鉄鉱石の溶融還元試験を、5 t 規模上底吹き転炉を用いて行った。得られた最適操業条件に基づいて 170 t 上底吹き転炉を用いた試験操業を行い、スケールアップ性を検討した。

なお、本報では炭材としてコークスを使用した。

(1) スラグ量をふやすと、総括還元反応速度定数(断面積あたり)を増加させることができた。

(2) 三つの反応サイト；すなわちバルクメタル-スラグ界面、粒鉄-スラグ界面、炭材-スラグ界面での速度定数を試験結果より求め、その値を用いて各反応サイトにおける還元反応量の比を計算すると、5 t 炉では 0.55 : 0.27 : 0.18, 170 t 炉では 0.34 : 0.33 : 0.33 が得られた。

(3) 大型炉の方が、反応速度定数の温度依存性が小さい。従って、1400°C 前後の低温操業ができ、脱りん反応促進、耐火物溶損低減、炭材原単位低減にも有利である。

(4) 多量スラグによって上吹き酸素ジェットとメタル

浴を遮断する ($L_s/L_{so} < 0.7$) こと、および最適な攪拌 (2~4 kW/t) の組合せにより、高二次燃焼率、高着熱効率、およびダスト低減ができる。

(5) 170 t 炉で(吹酸速度 30 000 Nm³/h) 二次燃焼率 60%、着熱効率 88%、メタル生産速度 42.7 t/h が得られた。

Appendix

物質収支および炭材原単位の計算方法

物質収支は初期メタル、スラグおよび炉内残留炭材の量を与え、それを基準とし、さらに計算対象区間に装入された酸素、窒素、鉄、炭材、副材料などの装入物量およびダスト発生量を用いて区間末期のメタル、スラグ、炉内残留炭材量、および排ガス量を求めた。

計算では、これらの量と分析値にもとづき、C, Si, Mn, P, S, Fe, O, H, N のバランス、スラグバランス、ガスバランス式を構成し、この連立方程式を解いた。

また、炭材原単位はドライベースとし、炉内残留炭材の消費分を考慮し、以下の式から求めた。

$$\begin{aligned} (\text{炭材原単位}) = & \frac{(\text{使用炭材量}) + (\text{炉内残留炭材消費量})}{(\text{生成溶銹量})} \\ & (\text{kg/t-HM}) \dots\dots\dots (8) \end{aligned}$$

ここに、

$$\begin{aligned} (\text{生成溶銹量}) &= (\text{末期溶銹量}) - (\text{初期溶銹量}) \\ (\text{炉内残留炭材消費量}) &= (\text{初期炉内残留炭材量}) \\ & - (\text{末期炉内炭材量}) - (\text{ダスト中炭材量}) \end{aligned}$$

記 号

- A: 炉の断面積 (m²)
- K: 総括反応速度定数 (kmol-O₂/min/(%T.Fe)/m²)
- K_a: スラグ-メタル界面反応速度定数 (kmol-O₂/min/(%T.Fe)/m²)
- K_c: スラグ-炭材界面反応速度定数 (kmol-O₂/min/(%T.Fe)/t-coke)
- K_d: スラグ-粒鉄界面反応速度定数 (kmol-O₂/min/(%T.Fe)/t-slag)
- K_s: スラグ内反応速度定数 (kmol-O₂/min/(%T.Fe)/t-slag)
- L_s: 上吹き酸素ジェットのスラグへの侵入深さ (mm) 瀬川の式¹⁴⁾を用いて計算した。ただし、多孔ランスの場合の換算係数 k は、瀬川の 3 孔での実験結果を立体角との関係に再整理し、本試験の使用ノズルの立体角に対する値として求めた。すなわち 5 t 試験の場合の k は 1.26, 170 t 試験の場合の k は 1.19 である。
- L_{so}: スラグ厚み (mm)
- (PC%): 二次燃焼率 (%)
- Q_i: 煙道ガス風量 (Nm³/h)
- Q_{N₂}: 炉内 N₂ ガス吹込み量 (Nm³/h)
- R: 反応速度 (kmol-O₂/min/m²)
- (%T.Fe): スラグ中 T.Fe 濃度 (wt%)

W_c : スラグ中炭材量 (t)

W_s : スラグ量 (t)

(X%): 炉内ガス中 X 成分の濃度 (%)

(X%)_a: 空気中 X 成分の濃度 (%)

(X%)_i: 煙道ガス中 X 成分の濃度 (%)

η_{pc} : 着熱効率 (%)

$\dot{\epsilon}$: 森, 佐野の式⁹⁾による底吹きガスのメタルの攪拌力
計算値 (kW/t-metal)

文 献

- 1) 藤田正樹, 片山裕之, 桑原正年, 斎藤 力, 石川英毅, 梶岡博之: 鉄と鋼, **74** (1988), p. 680
- 2) 片山裕之, 桑原正年, 平田 浩, 八木次郎, 斎藤 力, 藤田正樹: 鉄と鋼, **76** (1990), p. 1855
- 3) 松尾充高, 斎藤 力, 片山裕之, 平田 浩, 小川雄司: 鉄と鋼, **76** (1990), p. 1879
- 4) H. ISO, Y. JYONO, K. ARIMA, M. KANEMOTO, M. OKAJIMA and H. NARITA: Trans. Iron Steel Inst. Jpn., **28** (1988), p. 49
- 5) 篠竹昭彦, 高本 泰, 林 洋一, 九島行正, 松尾充高, 平田 浩: 材料とプロセス, **2** (1989), p. 165
- 6) 化学工学便覧 (化学工学協会編) (1978) [丸善]
- 7) 化学便覧 (日本化学会編) (1984) [丸善]
- 8) 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, **73** (1987), S 869
- 9) 森 一美, 佐野正道: 鉄と鋼, **67** (1981), p. 672
- 10) 桑原正年, 平田 浩, 大野剛正, 山内雅夫: 材料とプロセス, **3** (1990), p. 111
- 11) 平田 浩, 松尾充高, 片山裕之, 石川英毅, 梶岡博之: 材料とプロセス, **2** (1989), p. 172
- 12) 小川雄司, 徳光直樹, 石川英毅: 材料とプロセス, **2** (1989), p. 173
- 13) H. KATAYAMA, M. FUJITA, H. ISHIKAWA and H. KAJIOKA: Proc. International Symposium on Smelting Reduction, Shenyang (1986), p. 290
- 14) 瀬川 清: 鉄冶金反応工学 (1969) [日刊工業新聞社]