クロム鉱石溶融還元炉におけるバーナーを利用した 鉱石加熱添加技術の開発

奥山 悟郎^{1)*}・小笠原 太¹⁾・内田 祐一¹⁾・三木 祐司¹⁾・岸本 康夫¹⁾・小川 尚志²⁾・金子 陽平³⁾

Development of Heated Ore Addition Technology Using Burner in Chromium Ore Smelting Reduction Converter

Goro OKUYAMA, Futoshi OGASAWARA, Yuichi UCHIDA, Yuji MIKI, Yasuo KISHIMOTO, Hisashi OGAWA and Yohei KANEKO

Synopsis : In order to increase the heat efficiency of the chromium ore smelting reduction furnace, a heated ore addition technology using a burner in the converter was developed. 5 ton scale pilot converter tests were conducted. Based on the results of the pilot converter tests, this technology has been applied to the actual process.

The results are summarized as follows:

- 1) Compared with the conventional process (without burner), the amount of effective heat transfer increased by 18% with addition of heated ore using the burner in 5 ton converter.
- 2) A decrease in the off-gas temperature and reduction of the thermal load on the refractory were also confirmed in 5 ton converter.
- 3) The heat transfer ratio of burner combustion with addition of heated ore increased up to about 90%, depending on the increase of the ore feeding rate in 5 ton converter.
- 4) From the results of a numerical simulation, it was revealed that the total sensible heat of all particles increases as the ore feeding rate increases. As a result, the ore particles heated by the flame function as a medium of heat transfer from the flame to the molten metal and slag.
- 5) This technology was applied to an actual smelting reduction furnace at JFE Steel East Japan Works (Chiba). As in the tests with 5 ton converter, the heat transfer ratio of burner combustion with addition of heated ore was about 90%. The supplied energy per unit of chromium ore added to the furnace decreased by 17%.

Key words : smelting reduction; converter; burner; combustion; heat transfer; lance.

1. 緒言

JFE スチールではステンレス鋼の溶製プロセスとして、クロム鉱石の溶融還元法¹⁻³⁾を採用している。本プロセスはフェロクロム合金の代替としてクロム鉱石をクロム源としている。そのため、クロム源の選択自由度を向上するためにはクロム鉱石原単位の増加が重要である。クロム鉱石の溶融還元プロセスは炉内に添加される炭材を還元剤として、クロム鉱石中の酸化クロムを還元している。この反応は大きな吸熱をとともなうため、クロム鉱石の還元量を増大させるためには炉内への熱供給量の増加が必須である⁴⁾。転炉の熱供給増加策としては酸素供給速度の増大や高二次燃焼技術の開発が行われている。しかしながら、酸素供給速度の増大は炉内からのダスト発生量が増加するため⁵⁾、鉄やクロムの歩留まりが低下するといった問題がある。また、高二次燃焼技術として、ランス高さの上昇や酸素ジェットをソフトブロー化するランスノズルの開発や様々

な操業条件の提案⁶⁻¹¹⁾がおこなわれている。しかしながら、高二次燃焼操業では炉内での熱発生量は増加するものの、二次燃焼熱は溶鋼やスラグへの着熱効率が低いといった課題がある。

筆者らは一次燃焼や二次燃焼に替わる熱源として、バーナー燃焼熱を新たな熱源として利用する技術を検討した。しかしながら、単にバーナーの火炎で溶銑を加熱した場合、二次燃焼と同様にバーナー燃焼熱の溶銑への着熱効率は低いと考えられる。そこで、バーナー火炎を介して粉粒状原料であるクロム鉱石を炉内に加熱添加することにより、バーナーの燃焼熱を溶銑へ効率的に着熱させるための方法について検討した。

前報¹²⁾では4 ton低周波誘導炉で、バーナー火炎を介してクロム鉱石を加熱添加することで、加熱されたクロム鉱石粒子がバーナー燃焼熱を溶銑へ着熱させる伝熱媒体として機能し、バーナー燃焼熱を溶銑へ効率的に着熱させることが原理的に可能であることを示した。

平成25年7月31日受付 平成25年11月1日受理 (Received on Jul. 31, 2013 ; Accepted on Nov. 1, 2013)

1) JFE スチール (株) スチール研究所 (Steel Research Laboratory, JFE Steel Corporation, 1 Kawasaki-cho Chuo-ku Chiba 260-0835)

2) JFE スチール (株) 東日本製鉄所 (現: 西日本製鉄所) (East Japan Works, JFE Steel Corporation, now West Japan Works)

3) JFE スチール (株) 東日本製鉄所 (East Japan Works, JFE Steel Corporation)

* Corresponding author : E-mail : g-okuyama@jfe-steel.co.jp

DOI : <http://dx.doi.org/10.2355/tetsutohagane.100.530>

本研究では5 ton上底吹き試験転炉においてバーナー火炎を介してクロム鉱石を添加するランス（以下、「クロム鉱石加熱添加バーナーランス」と称す）を用いた溶融還元吹錬実験を実施し、熱収支の解析結果を基にクロム鉱石加熱添加法によるバーナー燃焼熱の溶湯への着熱促進効果を定量的に確認した。また、その結果を基に、実機溶融還元炉へクロム鉱石加熱添加バーナーランスを導入したので、その操業結果について述べる。

2. 5 ton 試験転炉でのクロム鉱石加熱添加バーナーランスを用いた溶融還元吹錬実験

2・1 実験方法

Fig.1に5 ton上底吹き試験転炉とクロム鉱石加熱添加バーナーランスの概要を示す。底吹き羽口は二重管構造であり、内管から酸素、外管から冷却ガスとしてプロパンガスを供給した。上吹きメインランスは4孔ストレートランスを用い、本実験ではランス先端から溶銑までのランス高さを1.5 mとした。また、クロム鉱石加熱添加バーナーラン

Fig. 1. Schematic diagram of experimental apparatus using 5 ton converter.

スは中心孔からクロム鉱石を供給し、その外周ノズルから燃料としてプロパンガス、および助燃剤として酸素を供給できる構造となっている。また、クロム鉱石加熱添加バーナーランスのランス高さは上吹きメインランスと同じ1.5 mとした。実験で用いたクロム鉱石は実機で使用されているクロム鉱石と同じものを用い、平均粒径は約200 μm である。

実験条件をTable 1に示す。上底吹き酸素およびバーナー助燃剤酸素の総送酸速度を20～26 Nm^3/min とし、バーナー使用時の燃料プロパン流量を0.5 Nm^3/min 、助燃剤酸素流量を3 Nm^3/min とした。また、本実験では底吹き酸素流量を一定の条件とし、酸素流量の変更は上吹きメインランスからの酸素量を調整して行った。

実験ではクロム鉱石の添加方法によるバーナー燃焼熱の溶銑への着熱挙動の差異を調査するために、1) クロム鉱石加熱添加バーナーランスのバーナーは燃焼させず（プロパン流量0 Nm^3/min 、助燃酸素流量0 Nm^3/min ）、クロム鉱石を添加する「従来法」、2) クロム鉱石加熱添加バーナーランスからバーナー火炎を介してクロム鉱石を添加する、「クロム鉱石加熱添加法」および3) クロム鉱石加熱添加バーナーランスはバーナー点火させ、クロム鉱石はクロム鉱石加熱添加バーナーランスを介さず、火炎外からを添加する「クロム鉱石非加熱添加法」の3条件で実験をおこなった。また、クロム鉱石添加速度は15～25 kg/min とした。

2・2 実験結果および考察

2・2・1 鉱石加熱添加法の着熱効率

Fig.2に実験での吹錬形態の一例を示す。実験では溶銑を転炉装入後、上底吹き酸素のみで所定の溶銑温度（1550～1580 $^{\circ}\text{C}$ ）まで昇熱する昇熱吹錬、および所定の温度に到達した後にクロム鉱石を溶融還元する溶融還元吹錬を実施した。クロム鉱石加熱添加バーナーランスは溶融還元吹錬のみに使用した。昇熱吹錬では昇熱に必要なコークスと造滓剤を添加し、溶融還元吹錬ではクロム鉱石およびクロム鉱石の還元と熱源として必要なコークスを添加した。また、吹錬中に適宜溶銑温度を測定し、上記所定温度になるようクロム鉱石の添加速度を調整した。

Table 1. Experimental conditions.

No.	Total O ₂ gas	Top and bottom O ₂	Burner C ₃ H ₈	Burner O ₂	Total Cr Ore	Heated Cr Ore	
	Nm ³ /min	Nm ³ /min	Nm ³ /min	Nm ³ /min	kg/min	kg/min	
1	23	23	0	0	20	0	Without burner
2	20	20	0	0	16	0	Without burner
3	23	20	0.5	3	15	0	With burner No heated ore
4	23	20	0.5	3	16	7	With burner
5	23	20	0.5	3	15	15	With burner
6	23	20	0.5	3	15	15	With burner
7	23	20	0.5	3	23	23	With burner
8	20	17	0.5	3	16	16	With burner
9	26	23	0.5	3	25	25	With burner

Fig.3に溶融還元吹錬における炉内発熱量と有効着熱量の関係を示す。炉内発熱量は上底吹き酸素による一次燃焼 ($C + 1/2O_2 \rightarrow CO$)、二次燃焼 ($CO + 1/2O_2 \rightarrow CO_2$) の発熱量とバーナー燃焼熱との総和とした。また、有効着熱量は溶銑およびスラグの顕熱変化量とクロム鉱石の還元熱との総和とした。ここで、二次燃焼は予め同一送酸条件の下で溶銑の脱炭吹錬を実施し、その際の脱炭酸素効率から、脱炭反応に使用されない上吹き酸素量分を求め、これより二次燃焼の発熱量を推算した。また、図中には炉内発熱量に対する有効着熱量の着熱効率を併記した。

上底吹き酸素のみで吹錬した「従来法」と比較して、クロム鉱石加熱添加バーナーランスによりクロム鉱石を加熱しながら添加する「クロム鉱石加熱添加法」では有効着熱量が高位になり、炉内発熱量の着熱効率が増加した。しかしながら、クロム鉱石を火炎外から添加する「クロム鉱石非加熱添加法」では有効着熱量は「従来法」より小さくなった。

Fig. 2. Example of experimental process pattern.

Fig. 3. Relationship between calorific value in furnace and amount of effective heat transfer.

Fig.4に総送酸速度 $23 \text{ Nm}^3/\text{min}$ の条件での加熱鉱石添加速度と有効着熱量の関係を示す。同一総送酸速度の条件において、「クロム鉱石加熱添加法」では加熱鉱石添加速度の増加にともない有効着熱量が増加した。また、加熱鉱石添加速度 22 kg/min の条件で、「従来法」と比較すると、「クロム鉱石加熱添加法」の有効着熱量は18%増加した。また、バーナー外からクロム鉱石を添加した「クロム鉱石非加熱添加法」(バーナー有りで加熱鉱石添加速度が 0 kg/min の条件) は「従来法」よりも有効着熱量が若干低下した。

Fig.5にバーナー無しの「従来法」と「クロム鉱石加熱添加法」の溶融還元吹錬時の熱バランスを示す。熱バランスの出熱として、上述した溶銑およびスラグの顕熱変化量とクロム鉱石の還元熱の総和である有効着熱と排ガス顕熱量(溶銑温度)を考慮し、両者の和と入熱との熱バランスから求められる不明熱量を排ガスのスーパーヒートと定義とした⁵⁾。

「クロム鉱石加熱添加法」では、「従来法」と比較して、上吹き酸素を減少させている分、一次燃焼および二次燃焼熱は低下しているものの、バーナー燃焼によるトータルの発熱量は 18 MJ/min 増加する。また、「クロム鉱石加熱添加法」

Fig. 4. Relationship between feeding rate of heated ore and amount of effective heat.

での出熱は有効着熱量が26 MJ/min増加し、溶銑温度での排ガス顕熱が1 MJ/min低下しているため、スーパーヒートは「従来法」より7 MJ/min低下する結果となった。この結果から、「クロム鉱石加熱添加法」は入熱増加分18 MJ/min以上に有効着熱量が増加していることがわかる。

Fig.6に加熱鉱石添加速度と(1)式で定義した着熱効率の関係を示す。(1)式の右辺の分母は、Matsuoら⁶⁾が提案している式では二次燃焼熱のみが考慮されているが、本実験においてバーナーを使用した場合は二次燃焼熱とバーナー燃焼熱の和とした。Fig.6から「クロム鉱石加熱添加法」では加熱鉱石添加速度を大きくすることで「従来法」よりも着熱効率が大きくなるがわかる。以上の結果から、上底吹き転炉における「クロム鉱石加熱添加法」は従来の上底吹き酸素による一次燃焼および二次燃焼のみを熱源にする場合よりも着熱効率が高いプロセスであると考えられる。

Heat transfer ratio(%)

$$= \left(1 - \frac{\text{Super heat}}{\text{Post combustion} + \text{Burner combustion heat}} \right) \times 100 \quad (1)$$

2・2・2 バーナー使用時の排ガスのスーパーヒート

以上までは着熱量に視点を置いた解析を行ったが、次にバーナー使用時のスーパーヒートについて着目し、考察を行った。

Fig.7に総送酸速度23 Nm³/minにおける加熱鉱石添加速度とスーパーヒートの関係を示す。「クロム鉱石加熱添加法」では加熱鉱石添加速度が大きくなるとスーパーヒートが低下するものの、加熱鉱石添加速度が20 kg/min以下ではバーナー無しの「従来法」よりもスーパーヒートが大きくなる。これは加熱鉱石添加速度が20 kg/min以下の場合では、従来法よりも実際の排ガス温度が高く、耐火物への熱負荷が大きいことを示している。

Fig.8に加熱鉱石添加速度が排ガス温度と溶銑温度との

Fig. 5. Comparison of heat balance with and without burner.

Fig. 6. Relationship between feeding rate of heated ore and heat transfer ratio.

Fig. 7. Relationship between feeding rate of heated ore and super heat.

差に及ぼす影響を示す。また、Fig.9に加熱鉬石添加速度が耐火物温度上昇速度に及ぼす影響を示す。排ガス温度は炉口より-1 mの位置でサブランス先端を停止し、炉内雰囲気温度として測定した。また、耐火物温度はクロム鉬石加熱添加バーナーランスの先端と同じ高さでかつ最も隣接する炉壁周方向位置の耐火物稼動面から100 mmと150 mmの位置に熱電対を設置し測定した。

Fig.8より測定点での排ガス温度は溶銑温度よりも低くなるが、これは実験で用いた5 ton試験転炉は試験炉であるためバッチ操業しており、実験時の耐火物の含熱量は実炉と比較すると小さい。そのため、実炉と比較すると、試験炉では耐火物への抜熱量は大きくなるためと考えられる。

Fig.8およびFig.9から、バーナーを利用した場合、加熱鉬石添加速度が小さい条件では、バーナーを利用しない「従来法」よりも、排ガス温度および耐火物温度上昇速度が増加しており、耐火物への熱負荷が大きくなっていることがわかる。

以上のことからバーナーによるクロム鉬石加熱添加の場合、耐火物への熱負荷を抑制するためには十分な加熱鉬石

Fig. 8. Influence of feeding rate of heated ore on temperature of off gas.

Fig. 9. Relationship between feeding rate of heated ore and temperature increasing rate of refractory.

量が必要であることがわかる。

Fig.10に加熱鉬石添加速度と二次燃焼熱およびバーナー燃焼熱の関係を示す。ここで、着熱量はFig.3および4で示した有効着熱量 Q とし、一次燃焼熱の着熱量 Q_1 は(2)式で定義し、二次燃焼熱の着熱量 Q_2 は(3)式およびバーナー二次燃焼熱の着熱量 Q_3 は(4)式とした。また、式中の排ガス顕熱はガス温度を溶銑温度とし、 Q_1 中のCOガス量は一次燃焼で生成したCOガス量から二次燃焼で消費されたCOガス量の差とし、 Q_2 および Q_3 中のガス量はそれぞれの燃焼で生成するガス成分の量とした。

η_{PCR} および η_{Burner} はそれぞれ二次燃焼熱およびバーナー燃焼熱の着熱効率を示す。バーナー有無による脱炭挙動への影響がないことを確認しており、バーナーによる上吹き酸素の脱炭酸素効率および二次燃焼への影響は無いものと考えられる。そこで、上吹き酸素による二次燃焼熱の着熱効率 η_{PCR} はバーナー有無に関わらず一定とした。

$$Q_1 = \text{一次燃焼熱} - \text{排ガス顕熱 (CO)} \quad (2)$$

$$Q_2 = \{\text{二次燃焼熱} - \text{排ガス顕熱 (CO}_2)\} \times \eta_{PCR} \quad (3)$$

$$Q_3 = \{\text{バーナー燃焼熱} - \text{排ガス顕熱 (CO}_2, \text{H}_2\text{O)}\} \times \eta_{Burner} \quad (4)$$

バーナーを利用していない場合、着熱量バランスは

$$Q = Q_1 + Q_2 \quad (5)$$

となり、二次燃焼熱の着熱効率 η_{PCR} は、(5)式に(2)式、(3)式を代入して算出できる。

また、バーナーを利用している場合の着熱量バランスは、

$$Q = Q_1 + Q_2 + Q_3 \quad (6)$$

Fig. 10. Heat transfer ratio of post combustion and burner combustion heat against feeding rate of heated ore.

となり、(5) 式で算出した二次燃焼熱の着熱効率 η_{PCR} を利用することで、バーナー燃焼熱の着熱効率 η_{Burner} を算出した。

Fig.10 より 5 ton 試験転炉の二次燃焼熱の着熱効率 η_{PCR} は 20% 前後である。一方、バーナー燃焼熱の着熱効率 η_{Burner} は加熱鉱石添加速度の 0 kg/min の場合（バーナー火炎のみ）では 10% と低い、加熱鉱石添加速度の増加に伴う着熱効率が増加し、本実験条件では最大 94% となった。

Fig.7 で示したように、バーナーを利用した場合、本実験条件では加熱鉱石添加速度が 20 kg/min 以上ではスーパーヒートはバーナー無しの「従来法」よりも低位になる。Fig.10 よりバーナー燃焼熱の着熱効率 η_{Burner} が 73% 以上であれば、スーパーヒートが「従来法」よりも低位になることがわかる。また、バーナー燃焼熱の着熱効率 η_{Burner} が 100% になる時の加熱鉱石添加速度は 26.5 kg/min と推定できる。この時のバーナー燃焼ガスの温度は熱バランス上、溶銑温度と同じになる。

以上の結果から、Fig.5 で示した有効着熱量の一次燃焼熱、二次燃焼熱およびバーナー燃焼熱の各着熱量の内訳を Fig.11 に示す。

「従来法」と比較して「クロム鉱石加熱添加法」は上底吹き送酸速度が低下し、一次燃焼熱および二次燃焼熱からの着熱量は低下するが、バーナー燃焼熱の着熱量が 33 MJ/min と一次燃焼熱および二次燃焼熱の低下量よりも大きい、トータルとして 26 MJ/min の有効着熱量が増加している。

2・2・3 燃焼ガスから鉱石粒子への伝熱挙動の数値解析

以上の実験結果を考察するため、前報¹²⁾と同様にバーナー燃焼ガスからクロム鉱石粒子への伝熱挙動の数値計算を用いて解析した。

Fig. 11. Comparison of breakdown of amount of heat transfer with burner and without burner.

計算は下記について実施し、それぞれを連成し燃焼ガス温度とクロム鉱石粒子温度を算出した。

- 1) 平衡計算による燃焼ガス温度の算出
- 2) 燃焼ガスクロム鉱石粒子間の伝熱によるクロム鉱石粒子温度の算出
- 3) クロム鉱石粒子の運動方程式による粒子加熱時間の算出

燃焼ガスの火炎温度は燃料ガスの C_3H_8 が O_2 と反応して生成する、 CO , CO_2 , O_2 , H_2 , H_2O , OH , H , O の 8 成分の平衡を考慮し、(7) から (11) 式の平衡式と (12) 式の条件から (13) 式のガスのエンタルピーバランスの式を用いて、試行錯誤法により系外とは断熱条件での燃焼ガス温度を算出した¹³⁾。

$$CO_2 \Leftrightarrow CO + \frac{1}{2}O_2 \quad \left(K_7 = \frac{P_{CO} \cdot P_{O_2}^{1/2}}{P_{CO_2}} \right) \dots\dots\dots (7)$$

$$H_2O \Leftrightarrow H_2 + \frac{1}{2}O_2 \quad \left(K_8 = \frac{P_{H_2} \cdot P_{O_2}^{1/2}}{P_{H_2O}} \right) \dots\dots\dots (8)$$

$$H_2O \Leftrightarrow \frac{1}{2}H_2 + OH \quad \left(K_9 = \frac{P_{OH} \cdot P_{H_2}^{1/2}}{P_{H_2O}} \right) \dots\dots\dots (9)$$

$$\frac{1}{2}H_2 \Leftrightarrow H \quad \left(K_{10} = \frac{P_H}{P_{H_2}^{1/2}} \right) \dots\dots\dots (10)$$

$$\frac{1}{2}O_2 \Leftrightarrow O \quad \left(K_{11} = \frac{P_O}{P_{O_2}^{1/2}} \right) \dots\dots\dots (11)$$

$$P_{CO} + P_{CO_2} + P_{O_2} + P_{H_2} + P_{H_2O} + P_{OH} + P_H + P_O = 1atm \dots\dots\dots (12)$$

$$(H^0 - H_{298}^0)_p = (H^0 - H_{298}^0)_r - \Delta H_{298}^0 \dots\dots\dots (13)$$

ここで、 P_i は i 成分の分圧、 K_n は (n) 式の平衡定数、 H^0 はガスのエンタルピー、 H_{298}^0 は 298 K でのガスのエンタルピーそして ΔH_{298}^0 は 298 K でのプロパンの生成エネルギーである。また、添字の r は反応物、 p は生成物を示す。ここで、各反応の平衡定数および各ガス種のエンタルピーおよび生成エネルギーは JANAF の熱化学的性質表のデータを用いた¹⁴⁾。

高温ガスからクロム鉱石粒子への伝熱は、クロム鉱石粒子を単一粒子と仮定して、ガスからの輻射と対流伝熱を考慮した (14) 式の熱バランスから算出した。(14) 式の右辺の対流伝熱項および輻射伝熱項は各々 (15) 式および (16) 式で示される。また、クロム鉱石粒子は球形状と仮定し、(15) 式で示した対流伝熱項のヌッセルト数 Nu は (17) 式の Ranz-Marshall の式¹⁵⁾を用いて算出した。ここで、クロム鉱石粒子径は小さいため、粒子内の温度は均一とし、また高温ガスの輻射面積と比較して単一粒子の表面積は非常に小さいものと仮定した。計算に用いたクロム鉱石粒子径は 200 μm とし、クロム鉱石粒子の密度、比熱、輻射率およびガスの熱伝導率は一定とした。計算に用いた各物性値を Table 2 に示す。クロム鉱石の比熱 $c_{p,p}$ と密度 ρ_p はクロム鉱石の各成分の酸化物の比熱¹⁶⁾および密度¹⁷⁾の加重平均と

した。ここで、クロム鉱石の各成分の酸化物濃度は成分分析値からCr成分は Cr_2O_3 、Fe成分は FeO とし、その他の成分は MgO と Al_2O_3 として算出した。また、クロム鉱石の輻射率 ε_p は Cr_2O_3 の輻射率¹⁸⁾を用いた。また、生成ガスの熱伝導率 λ は CO_2 と H_2O の熱伝導率¹⁹⁾の加重平均とした。

$$mc_{p,p} \frac{d(T_p)}{dt} = A_{s,p} \cdot q_p + A_{s,p} \cdot q_R \quad (14)$$

$$q_p = \frac{Nu\lambda}{d} (T_g - T_p) \quad (15)$$

$$q_R = \varepsilon_p \cdot \sigma (T_g^4 - T_p^4) \quad (16)$$

$$Nu = 2 + 0.6 \text{Re}_p^{1/2} \text{Pr}^{1/3} \quad (17)$$

ここで、 m はクロム鉱石粒子質量、 d はクロム鉱石粒子径、 T_p はクロム鉱石粒子温度、 T_g は燃焼ガス温度、 $A_{s,p}$ は粒子表面積、 $c_{p,p}$ はクロム鉱石粒子の比熱、 ε_p はクロム鉱石粒子の輻射率、 λ はガスの熱伝導率、 q_p は燃焼ガス-粒子間の対流伝熱、 q_R は燃焼ガス-粒子間の輻射伝熱、 Nu はヌッセルト数、 Re_p は粒子レイノルズ数、 Pr はガスのプラントル数、そして σ はステファンボルツマン定数を示す。

以上の数式を4次のルンゲクッタ法により計算し、クロム鉱石粒子温度と燃焼ガス温度の経時変化を算出した。ここで、本計算において伝熱は燃焼ガスと粒子間の伝熱のみを考慮し、系外との熱のやりとりは考慮していない。また、粒子と燃焼ガスはノズルから吐出される両者の初速度が同値として粒子レイノルズ数 Re_p は0とした。さらに、バーナー火炎中のクロム鉱石の滞留時間は、前報¹²⁾と同様にランス高さ1.5 mと同一条件であるため0.10秒とした。

Fig.12に加熱鉱石添加速度と上記で算出したバーナー火炎温度とクロム鉱石粒子温度との関係を示す。この図から、加熱鉱石添加速度が26 kg/minの条件で、バーナー火炎温度と溶融還元吹錬中の溶銑温度が同一になることがわかる。これはFig.10で示したバーナー燃焼熱の着熱効率が100%になる時の加熱鉱石添加速度26.5 kg/minと概ね一致している。

Fig.12に示したクロム鉱石粒子温度を基に計算した加熱添加鉱石の全体の顕熱量と実験結果から得られたバーナー燃焼熱の着熱量とをFig.13に示す。ここで、クロム鉱石全体の顕熱量の計算値は、クロム鉱石粒子が全て同一温度で

あると仮定して算出した。

前報でも示したように加熱鉱石添加速度を増加すると、クロム鉱石粒子の温度は低下するものの、クロム鉱石量が増加するため、クロム鉱石粒子全体の顕熱量は増加する。加熱添加しているクロム鉱石量が0 kg/minのときのバーナー燃焼熱の着熱量は、バーナー火炎からの輻射や対流によりスラグおよび溶銑に伝熱していると考えられる。一方で、クロム鉱石を加熱添加した場合には、実験結果から得られたバーナー燃焼熱の着熱量はバーナーで加熱されたクロム鉱石の顕熱量と概ね一致しており、バーナー燃焼熱のスラグおよび溶銑への伝熱機構がクロム鉱石顕熱による伝熱が支配的になっているものと考えられる。Fig.14に鉱石加熱添加法の溶銑への伝熱メカニズムの模式図を示す。

以上の結果から、バーナー加熱添加されたクロム鉱石はバーナー燃焼熱を溶銑へ着熱させる伝熱媒体として機能し、通常の上吹き酸素の二次燃焼熱やバーナー火炎のみの場合よりも効率的にバーナー燃焼熱を着熱できると考えら

Fig. 12. Calculated temperatures of burner flame and ore particle against feeding rate of heated ore.

Fig. 13. Calculated sensible heat of chromium ore and the amount of heat transfer by burner against feeding rate of heated ore.

Table 2. Parameters used for estimation of burner and particle temperatures.

$c_{p,p}$	920	J/(kg·°C)
ρ_p	4800	kg/m ³
ε_p	0.8	(-)
λ	0.03	W/(m·°C)

れる。また、加熱鉱石量の最適化により耐火物への熱負荷を増加させずに着熱量を大幅に増加することが可能であることがわかった。

3. 185 ton実機クロム鉱石溶融還元炉への 鉱石加熱添加バーナーランスの適用

5 ton試験転炉実験の結果を踏まえ、JFE スチール（株）東日本製鉄所の上底吹き転炉型（ヒートサイズ185 ton）のクロム鉱石溶融還元炉において、クロム鉱石投入ランスにバーナー機能を付与したクロム鉱石加熱添加バーナーランスを導入した。

5 ton試験転炉と同様にバーナーはクロム鉱石が添加される溶融還元期で使用した。底吹き酸素量は従来と同一とし、上吹き酸素量はバーナーの助燃剤としての酸素量分を低減し、上底吹き酸素量およびバーナー助燃酸素量の総量は従来の上底吹き酸素量と同一とした。また、バーナー使用時は上吹き酸素量の低減に応じて、炭材の添加量を低下させた。クロム鉱石加熱添加バーナーランスのランス高さは上吹き送酸ランス高さと同一の条件とした。バーナーの燃料は、5 ton試験転炉と同様にプロパンガスをを用いた。また、クロム鉱石は全量クロム鉱石加熱添加バーナーランスから炉内に供給した。

Fig.15に5 ton試験転炉および実機におけるクロム鉱石加熱添加速度／バーナー発熱量比とバーナー燃焼熱の着熱効率の関係を示す。実機では5 ton試験転炉の知見から、耐火物への熱負荷を増加させないために、Fig.10で示したようにバーナー燃焼熱の着熱効率が75%以上となるよう、クロム鉱石加熱添加速度／バーナー発熱量比を0.5 kg/MJ以上

とした。その結果、実機での操業においても、5 ton試験転炉と同様にバーナー燃焼熱の着熱効率は80～90%と高位になることが確認された。

Fig.16にクロム鉱石加熱添加バーナーランス導入前後のクロム鉱石原単位と供給熱量原単位の関係を示す。供給熱量は上底吹き酸素による一次燃焼熱、二次燃焼熱およびバーナー利用時はバーナー燃焼熱の総和である。供給酸素量一定の条件でクロム鉱石加熱添加バーナーランス使用時では同一のクロム鉱石原単位において供給熱量が導入前と比較して17%低減し、効率的に熱供給できていることを確認した。

4. 結言

クロム鉱石溶融還元炉における熱余裕度拡大・エネルギー効率向上を目的とする熱付与・高着熱化技術として、クロム鉱石加熱添加バーナーランスを開発した。

Fig. 15. Relationship between feeding rate of heated ore/burner calorific power and heat efficiency of burner calorific power.

Fig. 14. Schematic diagram of heat transfer mechanism by heated ore addition using burner.

Fig. 16. Relationship between amount of chromium ore and supplied energy into furnace.

1) 5 ton 試験転炉において、同一送酸速度での上底吹き酸素（バーナー無し）と比較して、クロム鉱石バーナー加熱添加により有効着熱量（スラグ・溶銑顕熱およびクロム鉱石還元熱）は18%増加した。

2) 加熱鉱石添加速度が増加するとスーパーヒート（不明熱量）が低下し、本実験条件では加熱鉱石添加速度が20 kg/min以上でスーパーヒートは上底吹き酸素のみ（バーナー無し）の条件よりも低下した。

3) 加熱鉱石添加速度が増加することで、排ガス温度の低下および耐火物への熱負荷が低減することを確認した。

4) 加熱鉱石添加速度の増加によりバーナー燃焼熱のスラグおよび溶銑への着熱効率が増大し、本実験条件では最大94%になった。

5) バーナー燃焼熱の着熱量は加熱されたクロム鉱石の顕熱量の計算値と概ね一致しており、バーナー燃焼熱のスラグおよび溶銑への伝熱機構がクロム鉱石顕熱による伝熱が支配的になっているものと考えられる。

6) 以上の5 ton 試験転炉実験の結果を踏まえ、クロム鉱石加熱添加バーナーランスを実機設備に導入した結果、5 ton 試験転炉と同様にバーナー燃焼熱の着熱効率は約90%と高位であり、同一送酸量条件においてクロム鉱石単位重量当たりの供給エネルギー量が17%低減できることを確認した。

文 献

- 1) K.Taoka, C.Tada, S.Yamada, H.Nomura, M.Ohnishi and H.Bada: *Tetsu-to-Hagané*, **76**(1990), 1863.
- 2) Y.Kishimoto, K.Taoka and S.Takeuchi: *Kawasaki Steel Giho*, **28**(1996), 213.
- 3) Y.Kaneko and M.Osame: *JFE GIHO*, **20**(2008), 79.
- 4) S.Takeuchi, H.Nakamura, T.Sakuraya, T.Fujii and T.Nozaiki: *Tetsu-to-Hagané*, **76**(1990), 1847.
- 5) M.Matsuo, C.Saito, H.Katayama, H.Hirata and Y.Ogawa: *Tetsu-to-Hagané*, **76**(1990), 1871.
- 6) M.Matsuo, C.Saito, H.Katayama, H.Hirata, M.Kanemoto and T.Ibaragi: *Tetsu-to-Hagané*, **76**(1990), 1879.
- 7) M.Hirai, R.Tsujino, T.Mukai, T.Harada and M.Oomori: *Tetsu-to-Hagané*, **73**(1987), 1117.
- 8) N.Takahiba, M.Nira, S.Kojima, H.Take and F.Yoshikawa: *Tetsu-to-Hagané*, **75**(1989), 89.
- 9) A.Shinotake and Y.Takamoto: *La Revue Metallurgie*, **24**(1993), 965.
- 10) K.Takahashi, Y.Tanabe, K.Iwasaki, M.Muroya, I.Kikuchi and M.Kawakami: *Tetsu-to-Hagané*, **76**(1990), 1887.
- 11) Y.Kato, J.Grosjean and J.Reboul: *Tetsu-to-Hagané*, **75**(1989), 478.
- 12) G.Okuyama, F.Ogasawara, Y.Uchida, Y.Kishimoto and Y.Miki: *Tetsu-to-Hagané*, **98**(2012), 627.
- 13) 水谷幸夫：燃焼工学 第3版，森北出版，東京，(2006)，71.
- 14) D.R.Stull and H.Prophet: JANAF Thermochemical Tables SECOND EDITION, National Standard Reference Data System, Washington DC, (1971).
- 15) W.E.Ranz and W.R.Marshall: *Chem. Eng. Prog.*, **48**(1952), 141.
- 16) Y.S.Touloukian and E.H.Buyco: Thermophysical Properties of Matter Vol.5 Specific Heat Nonmetallic Solid, Plenum, New York, (1970), 67.
- 17) R.E.Krzhizhanovskii: 酸化物の熱物理的性質，日・ソ通信社翻訳部，和歌山，(1975)，240.
- 18) Y.S.Touloukian and D.P.DeWitt: Thermophysical Properties of Matter Vol.8 Thermal Radiative Properties Nonmetallic Solid, Plenum, New York, (1972), 232.
- 19) Y.S.Touloukian, P.E.Liley and S.C.Saxena: Thermophysical Properties of Matter Vol.3 Thermal Conductivity Nonmetallic Liquids and Gases, Plenum, New York, (1970), 126, 147.