粒状原料のバーナー加熱添加による 燃焼熱の溶鉄への着熱挙動

奥山 悟郎^{1)*}・小笠原 太¹⁾・内田 祐一¹⁾・岸本 康夫¹⁾・三木 祐司¹⁾

Behavior of Heat Transfer to Molten Metal by Burner Combustion with Addition of Raw Material Particles

Goro OKUYAMA, Futoshi OGASAWARA, Yuichi UCHIDA, Yasuo KISHIMOTO and Yuji MIKI

Synopsis : In order to increase the amount of chromium ore in smelting reduction furnace, it is important to increase the heat supply to the furnace. Many techniques have been developed with the aim of increasing post-combustion. However, the heat transfer efficiency of post-combustion to the molten metal is low. This is also a factor in reduced refractory life. In this study, experiments with a 4 ton furnace and a numerical simulation were conducted to consider a method of promoting heat transfer from burner combustion heat to the metal. The behavior of heat transfer from the burner to the metal by feeding heated particles of raw materials through the flame was investigated. It was found that:

- 1) The temperature increment of the metal is increased by feeding of heated particles of raw materials through the burner flame.
- 2) The quantity of heat transferred from the flame to the metal increases as the feeding rate of heated particles is increased.
- 3) From the results of the numerical simulation, both the particles temperature and the flame temperature decrease as the particle feeding rate increases. However, the total sensible heat of all particle raw materials increases.
- 4) As the feeding rate of heated particles increases, heat transfer from the flame by radiation and convection decreases, and heat transfer by the sensible heat of the heated particles increases.

As a result, the particles heated by the flame function as a medium of heat transfer from the flame to the molten metal.

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

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、Cr鉱石の溶融還元法^{1,2)}を採用している。本プロセスはFeCr合金の代替として安価なクロム鉱石をCr源としているため、環境に応じた多様な原料選択が可能である。溶融還元法のメリットを最大限活用するためには、クロム鉱石原単位の増大が重要である。

本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Cr₂O₃を還元している。この反応は大きな吸熱を伴うため、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となっている³⁾。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主に溶鉄中のCと酸素の反応による、所謂一次燃焼が増加するものの、炉内からのダスト発生量が増加するため⁴⁾、FeやCr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⁵⁻⁹⁾

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、二次燃焼は炉内空間で起こっているため、溶鋼、スラグへの着熱効率が低いといった課題がある。そのため、高二次燃焼操業では熱効率が低く、耐火物への熱負荷増大により耐火物寿命が悪化するといった問題がある。

本研究では一次燃焼や二次燃焼に替わる熱源として、バーナー燃焼を熱源とすることを検討した。しかしながら、単にバーナーの火炎で溶鉄を加熱した場合は、二次燃焼と同様に溶鉄上方の空間で燃焼しているため、バーナー燃焼熱の溶鉄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メタルへ効率的に着熱させるための方法について検討した。4 ton溶解炉によりバーナーによる溶鉄の加熱実験を実施し、クロム鉱石の添加条件によるバーナー燃焼熱の溶鉄への着熱挙動を調査するとともに、数値解析により、粉粒状原料のバーナー加熱添加による、溶鉄への着熱効率向上効果について定量的に検討した。

平成24年5月18日受付 平成24年7月23日受理 (Received on May 18, 2012; Accepted on Jul. 23, 2012)

1) JFEスチール(株)スチール研究所 (Steel Research Laboratory, JFE Steel Corporation, Kawasakidori 1-chome Mizushima Kurashiki 712-8511)

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

DOI : <http://dx.doi.org/10.2355/tetsutohagane.98.627>

2. 溶解炉実験

Fig.1に溶解炉での実験設備の模式図を示す。実験は溶解量4 tonの低周波誘導溶解炉を用いて行った。溶銑上方にバーナーを設置し、バーナーによる溶銑加熱実験を実施した。また、実験に用いたバーナーは中心孔よりクロム鉱石を添加し、その外周からプロパン、酸素を供給する3重管構造となっている。実験条件をTable 1に示す。バーナーのプロパンガス流量を0.35および0.50 Nm³/minの2条件として、プロパン流量に対して6倍の酸素流量とした。

実験ではクロム鉱石の添加方法によりバーナー燃焼熱の

Fig. 1. Experimental apparatus.

Table 1. Experimental conditions.

No.	propane Nm ³ /min	oxygen Nm ³ /min	Cr - ore kg/min	addition method of Cr - ore
1	0.35	2.1	0	without addition of ore
2	0.35	2.1	5.6	with addition of heated ore
3	0.35	2.1	9.6	with addition of heated ore
4	0.50	3.0	0	without addition of ore
5	0.50	3.0	3.9	with addition of heated ore
6	0.50	3.0	8.1	with addition of heated ore
7	0.50	3.0	4.5	with addition of non heated ore

溶銑への着熱挙動を調査するために、1) バーナーのみ（鉱石添加なし）、2) 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」および3) 火炎外からクロム鉱石を添加する、「クロム鉱石非加熱添加」の3条件で実験をおこなった。また、「クロム鉱石加熱添加」では鉱石の供給速度によるバーナー燃焼熱の着熱挙動を調査するため、クロム鉱石の供給速度を表のように変化させた。実験では平均粒子径が約200 μ mのクロム鉱石を用いた。

また、あらかじめ今回の実験条件でバーナー火炎長を調査し、バーナーノズルから溶銑表面までの距離と火炎長が同等になるよう、バーナーノズルから溶銑表面までの距離を1500 mmとした。

実験では溶銑温度の初期温度を1380 $^{\circ}$ C～1430 $^{\circ}$ Cとして、バーナー加熱による昇温挙動を調査するため、適宜溶銑温度を測定した。

さらに実験に先立って溶解炉において溶銑温度が変化しない印加電力を調査し、バーナー加熱実験の際にはその印加電力のもとで実験を行った。

3. 実験結果

Fig.2にバーナーのプロパン流量が0.5 Nm³/minにおける各鉱石添加方法による溶銑温度の経時変化を示す。

それぞれの条件において、時間の経過とともに概ね直線的に溶銑温度は増加する。また、この図の傾きから各条件における溶銑温度の上昇速度 $\Delta T/\Delta t$ を算出した。Fig.3にクロム鉱石供給速度と溶銑温度上昇速度 $\Delta T/\Delta t$ の関係を示す。クロム鉱石を添加しない場合、鉱石顕熱分の熱量による溶銑温度の低下がないため、溶銑温度上昇速度 $\Delta T/\Delta t$ は3.0 $^{\circ}$ C/minとなり、他の条件よりも大きくなった。また、クロム鉱石を火炎外より供給した「鉱石非加熱添加」の場

Fig. 2. Change of hot metal temperature during burner blowing.

Fig. 3. Relationship between feeding rate of Cr-ore and temperature variation $\Delta T/\Delta t$.

合では、鉍石の顕熱により溶鉄温度上昇速度 $\Delta T/\Delta t$ は $1.0^\circ\text{C}/\text{min}$ と小さくなった。これはクロム鉍石の添加により、鉍石の顕熱のため溶鉄の温度増加が小さくなったためである。しかしながら、クロム鉍石をバーナー火炎を介して添加した「鉍石加熱添加」の場合では、溶鉄温度上昇速度 $\Delta T/\Delta t$ は $2.5\sim 2.7^\circ\text{C}/\text{min}$ となり、「鉍石非加熱添加」と比較すると同等の鉍石添加速度でも溶鉄温度上昇速度が大きくなった。また、「鉍石加熱添加」の場合、今回の実験条件では鉍石添加量を 3.9 kg/min から 8.1 kg/min と約2倍増加したにもかかわらず、溶鉄温度上昇速度が増加した。

Fig.4に実験条件No.6における溶鉄中C濃度とCr濃度の処理前後の変化を示す。クロム鉍石を溶鉄表面へ添加しているが、溶鉄中のC濃度およびCr濃度ともに変化していない。また他の実験においても同じ結果を得ている。クロム鉍石中のクロム酸化物はクロマイト相 (Mg, Fe) (Cr, Al, Fe) $_2\text{O}_4$ であり、スラグ成分によるクロマイト相の溶融が無い場合では、溶鉄温度が 1600°C でも溶鉄中の炭素による還元反応速度が非常に小さくなる¹⁰⁾。本実験では、クロム鉍石のみを添加し他のスラグ成分が存在しないためクロム鉍石中のクロマイト相は溶融せず、さらに溶鉄温度が $1400\sim 1450^\circ\text{C}$ と低く、実験時間も短いためにクロム鉍石の還元がほとんど起こらなかったと考えられる。以上のことから、本実験ではクロム鉍石の還元反応による吸熱は考慮せず、溶鉄温度変化はバーナーからの熱量によるものとし、以下の熱バランスはメタル、スラグ顕熱変化のみを考慮して解析した。

Fig.5にバーナーのプロパン流量が $0.50\text{ Nm}^3/\text{min}$ の時の各クロム鉍石添加条件における熱バランスを示す。ここで、溶鋼およびスラグの熱量はバーナー加熱前後でのそれぞれの顕熱変化量を示し、排ガスは溶鉄の平均温度でのガス顕熱とした。スラグ顕熱は、添加前のクロム鉍石の温度

Fig. 4. Change of C and Cr content in hot metal.

Fig. 5. Comparison of heat balance.

を 297 K とし、溶鉄上に添加されたクロム鉍石の温度を実験中の溶鉄温度として算出した。さらにプロパンの供給速度から決まる発熱量に対し、溶鉄およびスラグ顕熱増分、実験時の平均溶鉄温度での排ガス顕熱以外の不明分を不明熱量とした。実験No.4は鉍石を添加せず、単にバーナー加熱をした場合であるため、スラグの顕熱増加は無い。また、実験No.7はバーナーの火炎外からクロム鉍石を添加した条件であるが、この場合、Fig.2で示したように溶鉄温度の上昇速度は小さいため、溶鉄への着熱量が小さくなり、それに代わりスラグ (鉍石) の顕熱増加分となる。また、実験No.4とNo.7は溶鋼およびスラグ (鉍石) の顕熱増分の熱量の和がそれぞれ同等となった。これは両者の条件において、バーナー燃焼熱の溶鉄およびスラグへの着熱量が同等であり、No.7はクロム鉍石を添加した分、溶鉄温度の上昇速度が小さくなっていることを示している。その結果、両者の不明熱量も同等の結果になった。それに対し、クロム

鉍石を加熱しながら添加した実験No.5および6は溶銑温度の上昇速度も大きいことから、実験No.7より溶銑顕熱増加分が増大した。また、実験No.6では添加するクロム鉍石量も大きいため、スラグ（鉍石）の顕熱量が増大する結果となった。その結果、実験No.5および6は他の条件よりも不明熱量が小さくなり、バーナー燃焼熱の溶銑およびスラグへの着熱効率が向上していることがわかる。

Fig.6にクロム鉍石供給速度と炉内の雰囲気温度の関係を示す。クロム鉍石を加熱添加しない実験No.4およびNo.7は鉍石供給速度によらず、炉内雰囲気温度は概ね1700℃と高位になる。しかしながら、「クロム鉍石加熱添加」した実験No.5および6では炉内の雰囲気温度が低下することがわかる。クロム鉍石をバーナーの火炎を介して添加することで火炎温度が低下するため、火炎からの輻射量が小さくなり、炉内雰囲気温度が低下するものと考えられる。

Fig.7に各実験条件におけるクロム鉍石供給速度と溶銑、スラグの顕熱増加量の比較を示す。これより、「鉍石加熱添

Fig. 6. Relationship between feeding rate of Cr-ore and temperature of atmospheric gas.

Fig. 7. Relationship between feeding rate of Cr-ore and sensible heat increment of metal and slag.

加」の条件の場合、クロム鉍石量が増加するにしたがい、溶銑およびスラグの顕熱増加量が増大することがわかる。

クロム鉍石を火炎外から非加熱添加した場合には、既に述べたように溶銑およびスラグの顕熱増加量はクロム鉍石を添加しても増加しない。以上の結果から、バーナーの火炎を介してクロム鉍石を加熱しながら添加することで、バーナー燃焼熱の溶銑、着熱量が増大することがわかった。

4. 数値計算による燃焼ガスから粒子への伝熱挙動解析

以上の実験結果を考察するため、高温の燃焼ガスから粒子への伝熱挙動を数値計算を用いて解析した。

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—粒子間の伝熱による粒子温度の算出
- 3) 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、(1)から(5)式の平衡式と(6)式の条件から(7)式のガスのエンタルピーバランスの式を用いて、試行錯誤法により燃焼ガス温度を算出した¹¹⁾。

$$CO_2 \rightleftharpoons CO + \frac{1}{2} O_2 \quad \left(K_1 = \frac{P_{CO} \cdot P_{O_2}^{1/2}}{P_{CO_2}} \right) \dots\dots\dots (1)$$

$$H_2O \rightleftharpoons H_2 + \frac{1}{2} O_2 \quad \left(K_2 = \frac{P_{H_2} \cdot P_{O_2}^{1/2}}{P_{H_2O}} \right) \dots\dots\dots (2)$$

$$H_2O \rightleftharpoons \frac{1}{2} H_2 + OH \quad \left(K_3 = \frac{P_{OH} \cdot P_{H_2}^{1/2}}{P_{H_2O}} \right) \dots\dots\dots (3)$$

$$\frac{1}{2} H_2 \rightleftharpoons H \quad \left(K_4 = \frac{P_H}{P_{H_2}^{1/2}} \right) \dots\dots\dots (4)$$

$$\frac{1}{2} O_2 \rightleftharpoons O \quad \left(K_5 = \frac{P_O}{P_{O_2}^{1/2}} \right) \dots\dots\dots (5)$$

$$P_{CO} + P_{CO_2} + P_{O_2} + P_{H_2} + P_{H_2O} + P_{OH} + P_H + P_O = 1 \text{ atm} \dots\dots (6)$$

$$(H^0 - H_{298}^0)_p = (H^0 - H_{298}^0)_r - \Delta H_{298}^0 \dots\dots\dots (7)$$

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そして ΔH_{298}^0 は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。

高温ガスから粒子への伝熱は、粒子を単一粒子としてガ

Table 2. Computational condition.

c_p	920	J/(kg·°C)
ρ	4800	kg/m ³
ε_p	0.8	(-)
λ	0.03	W/mK

スからの輻射と対流伝熱を考慮して、(8) 式の熱バランスから算出した。(9) 式は対流伝熱項で (10) 式は輻射伝熱項を示す。また、粒子は球形状と仮定し、対流伝熱項のヌッセルト数 Nu を (11) の Ranz-Marshall の式¹²⁾ を用いて算出した。ここで、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。計算に用いた粒子径は $200\ \mu\text{m}$ とし、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。

$$mc_{p,P} \frac{d(T_p)}{dt} = A_{S,P} \cdot q_P + A_{S,P} \cdot q_R \quad (8)$$

$$q_P = \frac{Nu \lambda}{d} (T_g - T_P) \quad (9)$$

$$q_R = \varepsilon_P \cdot \sigma (T_g^4 - T_P^4) \quad (10)$$

$$Nu = 2 + 0.6 Re_P^{1/2} Pr^{1/3} \quad (11)$$

ここで、 m は粒子質量、 d は粒子径、 T_P は粒子温度、 T_g は燃焼ガス温度、 $A_{S,P}$ は粒子表面積、 c_p は粒子の比熱、 ε_P は粒子の輻射率、 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 はレイノルズ数そして Pr はガスのプラントル数を示す。

計算手順を Fig.8 に示す。ガス相の初期条件から (1) ~ (7) 式を用いて、燃焼ガス温度とエンタルピーを算出した。また、燃焼ガス温度から Δt 秒後の粒子温度を (8) ~ (11) 式を用いて算出する。ここで、全粒子温度が等しいものと仮定し、全粒子の顕熱量変化量からガス相のエンタルピー変化を算出する。次にガス相のエンタルピー変化にともなって、再度平衡計算を行いガス相の平衡温度を算出する。この過程を繰り返すことにより粒子とガス相の温度の経時変化を計算した。

また、粒子の火炎内の滞留時間を推定するため、(12) から (15) 式の粒子の運動方程式から算出した。

Fig. 8. Computation procedure.

$$\frac{du_P}{dt} = F_D \cdot (u - u_P) + \frac{g(\rho_P - \rho)}{\rho_P} \quad (12)$$

$$F_D = \frac{18\mu}{\rho_P d_P^2} \cdot \frac{C_d Re}{24} \quad (13)$$

$$Re = \frac{\rho d_P |u_P - u|}{\mu} \quad (14)$$

$$C_d = \frac{24}{Re} (1 + 0.15 Re^{0.687}) \quad (15)$$

ここで、 u はガス速度、 u_P は粒子速度、 ρ_P は粒子の密度、 ρ はガスの密度、 g は重力加速度、 μ はガスの粘性を示す。また、 C_d は粒子の抗力係数であり、(15) 式から算出した¹³⁾。

実験で用いたノズル径と粒子搬送ガスの流量からガス流速と粒子の初速度は $14\ \text{m/s}$ とした。Fig.9 に (12) 式から (15) 式を用いて算出した結果を示す。図から Fig.1 で示したノズルから溶鉄表面までの距離を $1.5\ \text{m}$ としたときの、火炎内での粒子の滞留時間は 0.10 秒となる。

Fig.10 に実験 No.3 と同様の条件で算出した粒子温度と燃焼ガス温度の経時変化を示す。粒子は時間とともに温度が増加し、それに対してガス相は粒子との熱交換により温度が低下することが分かる。さらに粒子とガスの温度が同一になるまで熱交換し、それ以降は同一の温度となる。また、図中には Fig.9 で示した火炎内での粒子の滞留時間 0.10 秒を示しており、その時点での粒子温度は 1762°C およびガス温度は 2126°C となり、最終的に両者の温度は 1972°C なる。

Fig.11 にバーナープロパン流量が $0.35\ \text{Nm}^3/\text{min}$ と $0.50\ \text{Nm}^3/\text{min}$ の場合のクロム鉱石供給速度と粒子および燃焼ガス温度の関係を示す。ここで、両者の温度は火炎内での粒

Fig. 9. Flight distance of particle from nozzle exit.

Fig. 10. Behavior of temperature of gas and particle (Exp. No.3).

子の滞留時間を0.10秒として算出したものを用いた。

粒子供給速度の増加によって、加熱される粒子の温度が低下し、それにともない燃焼ガス温度も低下することがわかる。火炎を介してクロム鉱石を添加することで、粒子温度は上昇し、その熱量分の顕熱が増加する。それに対して、燃焼ガス（火炎）は粒子の顕熱増加分のエンタルピーが低下するため、温度が降下するためある。この結果から、Fig.6のクロム鉱石を加熱添加することにより、燃焼ガス温度が低下するため炉内の雰囲気温度が低下したのは、燃焼ガス温度低下にともない、火炎からの輻射熱量が減少したことが原因と考えられる。

Fig.12にバーナープロパン流量が0.35および0.5 Nm³/minの場合におけるクロム鉱石供給速度と加熱されたクロム鉱石の顕熱量の計算値の関係を示す。また、図中にはFig.7で示した溶銑およびスラグの顕熱増加量を併記した。Fig.12で示したように、クロム鉱石供給速度の増加にともない、クロム鉱石の温度は低下するものの、供給速度の増加効果によりクロム鉱石のトータル顕熱量は増大する。また、鉱

Fig. 11. Relationship feeding rate of Cr - ore and temperature particle and gas.

石供給速度の増大にともなって、クロム鉱石の顕熱量は実験結果の溶銑およびスラグ顕熱増加量に漸近していく。

Fig.13にバーナープロパン流量が0.50 Nm³/minの場合の燃焼ガスから輻射や対流による着熱量と加熱粒子の顕熱による着熱量の内訳を示す。燃焼ガスから輻射や対流による着熱量は、Fig.7の溶銑およびスラグの顕熱増加量の実験値とFig.12のクロム鉱石の顕熱量の計算値の差とした。加熱鉱石添加量が0kg/minの場合（火炎のみ）では、輻射または対流によるメタル浴への伝熱のみで着熱量が小さいのに対し、加熱鉱石添加量が増加すると、輻射または対流によるメタル浴への着熱量が低下し、加熱された鉱石による伝熱量が支配的になる。加熱されたクロム鉱石が伝熱媒体として作用し、バーナー燃焼熱をメタル浴へ効率的に着熱することが可能であることがわかる。

5. 結言

バーナー燃焼熱の溶銑への着熱効率向上を目的に、4 ton 溶解炉により溶銑のバーナー加熱実験を実施し、クロム鉱石の添加条件によるバーナー燃焼熱の溶銑への着熱挙動を調査した。また、数値解析により、高温ガスから粉粒状原料への伝熱挙動を調査し、実験結果と比較することで、粉粒状原料のバーナー加熱添加による、溶銑への着熱効率向上効果について定量的に検討した。

1) 同一のクロム鉱石量で比較した場合、バーナーの火炎を介してクロム鉱石を添加する「鉱石加熱添加」法により、

Fig. 12. Relationship between feeding rate of Cr-ore and sensible heat of particle with sensible heat increment of metal and slag.

溶鉄温度の上昇速度は増加する。

2) 「鉍石加熱添加」法において、加熱する鉍石量が増加すると、溶鉄およびスラグへの着熱量が増大する。また、それにともない炉内雰囲気温度が低下し、熱バランスから算出したスーパーヒートが減少した。

3) 数値計算により粒子温度および燃焼ガス温度の変化について解析した。「鉍石加熱添加」法において、加熱添加する鉍石量が増加すると、粒子温度および燃焼ガス温度は低下した。また、粒子温度は低下するものの、全粒子の顕熱量は増大する。

4) 加熱添加する鉍石量が増大すると、火炎からの輻射および対流による伝熱量が減少し、鉍石の顕熱による伝熱量が増大する。

5) 加熱添加された鉍石はバーナー燃焼熱を溶鉄へ着熱させる伝熱媒体として機能し、バーナー燃焼熱をメタル浴へ効率的に着熱させることが可能である。

Fig. 13. Comparison of heat transfer balance to metal and slag.

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) M.Matsuo, C.Saito, H.Katayama, H.Hirata and Y.Ogawa: *Tetsu-to-Hagané*, **76** (1990), 1879.
- 4) M.Matsuo, C.Saito, H.Katayama, H.Hirata, M.Kanemoto and T.Ibaragi: *Tetsu-to-Hagané*, **76** (1990), 1871.
- 5) M.Hirai, R.Tsujino, T.Mukai, T.Harada and M.Oomori: *Tetsu-to-Hagané*, **73** (1987), 1117.
- 6) N.Takashiba, M.Nira, S.Kojima, H.Take and F.Yoshikawa: *Tetsu-to-Hagané*, **75** (1989), 89.
- 7) A.Shinotake and Y.Takamoto: *La Revue Metallurgie*, **24** (1993), 965.
- 8) K.Takahashi, Y.Tanabe, K.Iwasaki, M.Muroya, I.Kikuchi and M.Kawakami: *Tetsu-to-Hagané*, **76** (1990), 1887.
- 9) Y.Kato, J.Grosjean and J.Reboul: *Tetsu-to-Hagané*, **75** (1989), 478.
- 10) H.Yamana, N.Katagiri, S.Koyama and K.Narita: *Tetsu-to-Hagané*, **69** (1983), S833.
- 11) 水谷幸夫: 燃焼工学 第3版, 森北出版, 東京, (2006), 71.
- 12) W.E.Ranz and W.R.Marshall: *Chem. Eng. Prog.*, **48** (1952), 141.
- 13) Z.Tanaka: *J. Chem. Eng. Jpn.*, **3** (1970), 261.