

真空下での上吹き噴流制御による高効率 2 次精錬技術

High Efficiency Secondary Refining Technology by Controlling Jet under Vacuum Pressure

奥山 悟郎 OKUYAMA Goro JFE スチール 経営企画部 海外事業統括室 主任部員 (部長)・博士 (工学)
鷺見 郁宏 SUMI Ikuhiro JFE スチール スチール研究所 環境プロセス研究部長・博士 (工学)
鍋島 誠司 NABESHIMA Seiji 水島合金鉄 BN 事業推進部 主査・博士 (工学)

要旨

多くの製鋼精錬プロセスでは上吹き酸素が利用されており、その噴流挙動は冶金特性に影響をおよぼす重要な因子である。Ruhrstahl-Hausen (RH) や Vacuum Oxygen Decarburization (VOD) などの真空精錬プロセスにおいても、上吹き酸素噴流が使用されている。本研究では、モデル実験と数値解析により真空雰囲気下での噴流挙動を調査し、その結果をもとにノズル形状や噴流流速を適正化するために有効なモデル式を提案した。本モデルで設計したノズルを 350 t RH の RH-Kawasaki Steel's new top blowing (KTB) ランスに適用した。その結果、二次燃焼による溶鋼の昇熱効果が向上し、真空槽内の付着地金量が 80% 低減した。これにより、真空槽内の地金除去回数が従来よりも半減し、RH の稼働率が向上した。

Abstract:

In steelmaking, the top-blown oxygen jet is used in many different refining processes, and its behavior is therefore an important factor in steel refining. The oxygen jet technique is also applied to such vacuum refining processes as RH and VOD. In this study, jet behavior under reduced pressure was studied by experiments and numerical simulations. As a result, a useful mathematical model for optimizing the nozzle shape and jet behavior was proposed. As a result, heating-up effect of molten metal increased by larger post combustion ratio and the amount of scull in the vacuum chamber decreased by 80%, resulting in the reduction of times to remove the scull became half.

1. 緒言

多くの製鋼精錬プロセスにおいて、上吹き酸素が利用されており、その噴流挙動は冶金特性に影響をおよぼす重要な因子である。上吹き酸素は、一般的には Laval ノズルを介して超音速噴流となっている。大気圧下での噴流挙動はさまざまな研究報告がある¹⁻⁵⁾。近年では数値計算の発展により、超音速噴流の数値シミュレーションが実施されている⁶⁻⁸⁾。転炉プロセスでは、多孔ノズルの上吹きランスが使用されており、その噴流挙動は非常に複雑であるが、複数噴流の相互作用などの影響を含む、複雑な噴流挙動についても数値解析が可能となっている。また、Ruhrstahl-Hausen (RH) や Vacuum Oxygen Decarburization (VOD) などの真空精錬プロセスにおいても、上吹き酸素噴流が使用されている。真空雰囲気下における噴流挙動に関する従来研究⁹⁻¹⁰⁾はあるものの、定量的な解析は十分ではない。

本研究では、モデル実験と数値解析により、真空雰囲気下での噴流挙動を調査した。また、ノズル形状や噴流流速

を適正化するために有効なモデル式を提案し、本モデルにより設計したノズルを実機 RH に適用したので報告する。

2. 実験および数値計算方法¹¹⁾

2.1 コールドモデル実験方法

真空雰囲気下での上吹き噴流の動圧を測定するための実験装置を図 1 に示す。上吹きノズルは単孔の Laval ノズルを用いた。真空槽内の雰囲気圧力はロータリーポンプにより調整した。ノズルからは窒素ガスを上吹きし、真空槽内に設置したピトー管および圧力センサーを用いて、噴流の動圧を測定した。実験条件を表 1 に示す。

Exp. 1 では、開口比 (A_e/A_i) が 8.3 の単孔 Laval ノズルを用いた。本ノズルはガス流量が $29.4 \text{ m}^3\text{-norm./hr}$ の時、噴流が適正膨張する雰囲気圧力 (P_{cp}) は 8.4 kPa となる。雰囲気圧力を 4~101 kPa に変化させた条件で噴流の動圧を測定し、噴流挙動に及ぼす雰囲気圧力の影響を調査した。また、この実験結果から数値計算の有効性を評価した。Exp. 2 ではノズル形状の異なる条件で噴流挙動を調査し、モデル式の有用性を評価した。

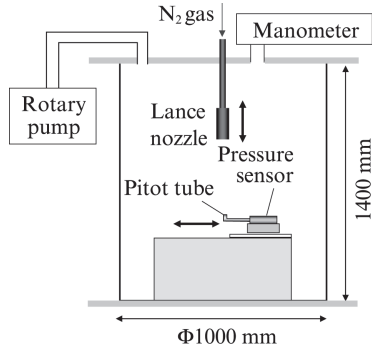


図1 実験装置の模式図

Fig. 1 Schematic view of experimental apparatus

表1 実験条件

Table 1 Experimental conditions

	Exp. 1		Exp. 2		
Ambient pressure (kPa)	4, 8, 13, 40, 101		4		
N ₂ flow rate (m ³ -norm./hr)	29.4		26.4		
Throat dia. (mm)	2.6	3.0	3.0	3.0	3.0
Exit dia. (mm)	7.5	7.5	6.0	5.0	4.0
A ₀ /A _r	(-)	8.3	6.3	4.0	2.8
P _{ep} (kPa)	8.4	8.8	17.6	31.7	68.5

2.2 数値計算方法

数値計算は Exp. 1 と同じ条件で実施した。計算条件を表 2 に示す。数値流体計算は FLUENT[®] を用いた。

上述のように計算結果と数値計算結果を比較することで、本数値計算の有効性を評価するとともに、噴流流速に及ぼすガス流量の影響を調査するため、ガス流量を変化させた条件でも計算した。それらの結果を用いて、減圧下での噴流挙動をモデル化した。

3. 実験および数値計算結果

図 2 および図 3 に Exp. 1 の条件における噴流のマッハ数の軸方向（ランス高さ方向）分布およびランス高さ 200 mm

表 2 数値計算条件

Table 2 Conditions for numerical simulation

Software, Model	: Fluent, RSM
Medium	: Nitrogen, 300 K
Domain	: 300 mmφ × 500 mm
Nozzle	: 1 hole, Laval nozzle
Nitrogen flow rate	: 12, 18, 29.4 m ³ -norm./hr
Nozzle diameter	: throat 2.6 mm exit 7.5 mm
Ambient pressure	: 4, 8, 13, 40, 101 kPa

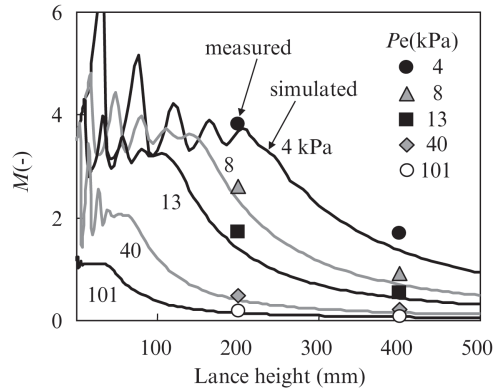


図 2 噴流マッハ数の軸方向（ランス高さ方向）分布

Fig. 2 Mach number distribution in the axial direction

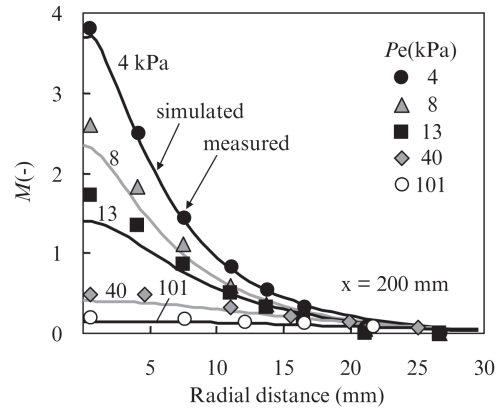


図 3 噴流マッハ数の半径方向分布

Fig. 3 Mach number distribution in the radial direction

における半径方向分布の実験結果と数値計算結果を併せて示す。マッハ数は噴流の動圧から (1) 式を用いて算出した。

$$M^2 = \frac{2}{\gamma - 1} \left[\left(\frac{P}{P_e} \right)^{\frac{\gamma - 1}{\gamma}} - 1 \right] \dots\dots\dots (1)$$

雰囲気圧力が低下すると、噴流のポテンシャルコア長さが増加し、噴流流速の減衰が抑制されることがわかる。また、計算結果は実験結果と良く一致しており、計算の有効性を示している。

図 4 に Exp. 2 におけるノズルの出口径の異なる条件での噴流マッハ数の測定結果を示す。ガス流量とノズルスロート径は同一であるものの、出口径の増加にしたがってマッハ数は増加した。これはノズル形状により、ノズル出口での噴流の膨張状態が変化するため、噴流流速に影響を及ぼしていることを示している。ノズル形状が定まっている場合は、数値計算はそのノズルを使用した時の噴流挙動を調査する上で非常に有効なツールである。しかしながら、ノズル形状

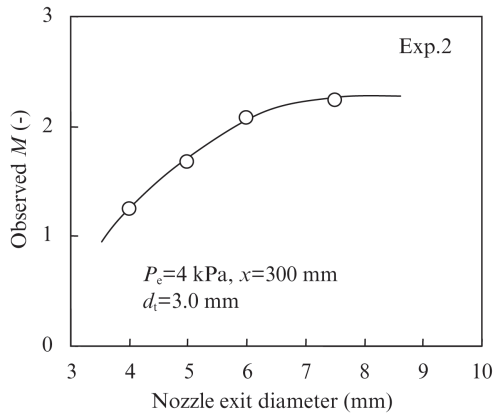


図4 ノズルの出口径の異なる条件での噴流マッハ数
Fig. 4 Effects of nozzle exit diameter on Mach number

を設計し、上吹き条件を最適化する場合では多くのケースを計算する必要があり、膨大な時間を要する。そこで、ノズル形状と減圧下での噴流挙動の関係を容易に評価することができるよう、数値計算結果から得られた簡易的な数式を用いて減圧下の噴流流速のモデル化をした。

4. 減圧下の噴流流速のモデル化

ポテンシャルコアの存在するノズルから近い領域では M/M_0 は1になり、それ以降はノズルからの距離に反比例して低下することが知られている。そこで、噴流軸方向のマッハ数を (2) 式と定義した。

$$\frac{M}{M_0} = \frac{K}{(x/D) - \alpha} \quad \dots\dots\dots (2)$$

M_0 は数値計算から得られたノズル出口のマッハ数であり、ノズル形状や雰囲気圧などの条件により不適正膨張の影響を含んでいる。噴流が適正膨張している時のノズル出口におけるマッハ数の理論値は (1) 式から得られる。また、 K と α はそれぞれパラメーターであり、噴流の減衰が始まる見かけのポテンシャルコア長さ L_p は(2)式から $K+\alpha$ となる。

図5 に P_0/P_e と噴流マッハ数の減衰パラメータ K の関係を示す。雰囲気圧力の低下にともなってマッハ数の減衰が抑制される。

同様に図6 に P_e/P_0 と見かけのポテンシャルコア長さ $K+\alpha$ の関係を示す。雰囲気圧力の低下にともなってポテンシャルコア長さが増加した。

これらの関係から、減圧下の噴流特性は P_e/P_0 を用いて示すことが可能であることがわかる。

M_0 は上述のように噴流の不適正膨張のため、ノズル出口での膨張状態に影響される。そこで、 M_0 を (3) 式で定義した。

$$M_0 = M_{theo} - M_{loss} \quad \dots\dots\dots (3)$$

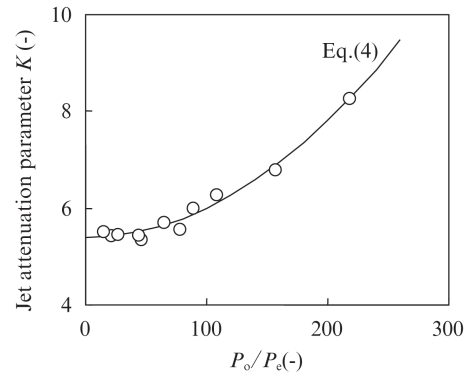


図5 P_0/P_e と噴流の減衰パラメーター K の関係
Fig. 5 Relationship between pressure ratio P_0/P_e and K

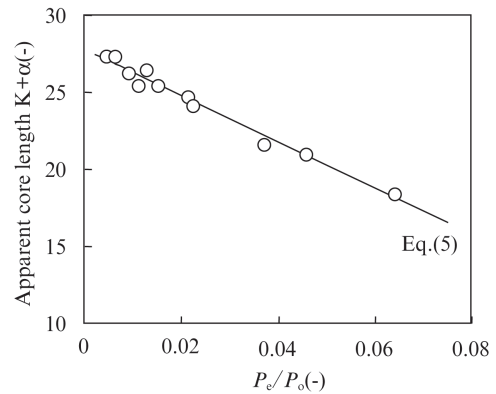


図6 P_e/P_0 と見かけのポテンシャルコア長さ $K+\alpha$ の関係
Fig. 6 Relationship between pressure ratio P_e/P_0 and $K+\alpha$

M_{theo} は (1) 式から算出される理論マッハ数であり、 M_{loss} は理論 M_0 と測定された M_0 の差を示す。

雰囲気圧力とノズルが適正膨張する設計雰囲気圧力の比 P_e/P_{ep} が1の時、噴流は適正膨張し M_{loss} は理論的には0になり、 M_0 は M_{theo} と等しくなる。 P_e/P_{ep} が1でない時、 M_{theo} および数値計算から求めた M_0 を用いて (3) 式から M_{loss} を算出した。図7 に P_e/P_{ep} と M_{loss} の関係を示す。

以上の結果から得られた K 、 $K+\alpha$ および M_{loss} の近似式を下式に示す。

$$K = 6.02 \times 10^{-5} \times (P_0/P_e)^2 + 5.40 \quad \dots\dots\dots (4)$$

$$K + \alpha = 150.4' (P_e/P_0) + 27.8 \quad \dots\dots\dots (5)$$

$$z = P_e/P_{ep} \quad \dots\dots\dots (6)$$

$$M_{loss} = 2.03(z-1)^2, \quad x < 1 \quad \dots\dots\dots (7)$$

$$M_{loss} = 8.83 \times 10^{-4} (z-1)^3 - 2.44 \times 10^{-2} (z-1)^2 + 2.34 \times 10^{-1} (z-1), \quad 1 < z < 7 \quad \dots\dots\dots (8)$$

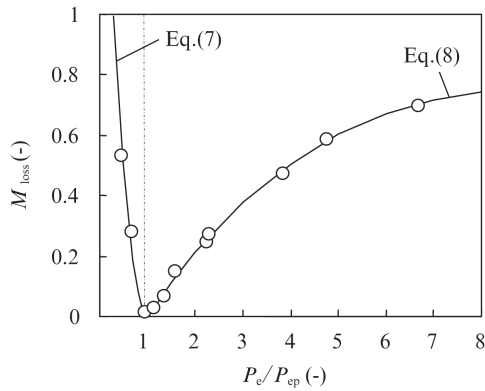


図7 不適正膨張パラメータ P_e/P_{ep} と M_{loss} の関係

Fig. 7 Relationship between incorrect expansion parameter, P_e/P_{ep} , and M_{loss}

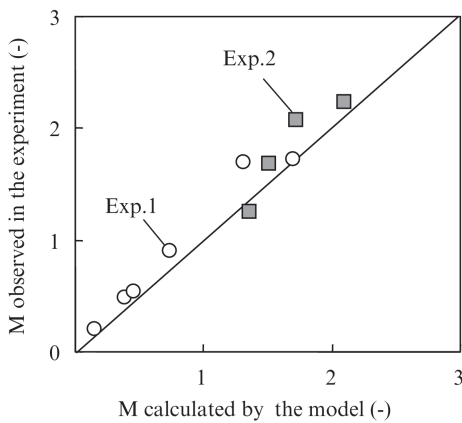


図8 測定結果とモデル式から算出されるマッハ数の比較

Fig. 8 Comparison with observed value and calculated value of Mach number

Exp. 1 および 2 のそれぞれの測定結果と本モデル式から算出されるマッハ数の比較を図8に示す。ノズル形状などが異なった条件でも、モデルによる計算値は測定値と良い相関が得られている。これらの結果から、数値計算を実施することなく、この噴流モデルによりノズル出口での噴流の不適正膨張の影響を考慮して噴流流速を容易に算出することが可能となった。

4. 本モデルの実機 RH への適用

上述したモデルを用いて 350 t RH-KTB ランスを設計し、上吹き酸素による脱炭処理での実験を実施した。本実験では、Type 1 および Type 2 の形状の異なった Laval ノズルを用いて操業した。また、どちらの操業も送酸速度は同様条件とした。Type 1 はノズル背圧 P_0 が 0.86 MPa で、ノズル出口において噴流が適正膨張する雰囲気圧力 P_{ep} が 9 kPa となるノズルである。一方、Type 2 はノズル背圧 P_0 が 0.44 MPa で、適正膨張する雰囲気圧力 P_{ep} が 15 kPa である。

RH 処理が開始されると雰囲気圧力は低下し、雰囲気圧力

が 15 kPa 以下になった時点から上吹き送酸を開始した。

処理中に雰囲気圧力が変化するため、上吹き送酸中の酸素流量が一定でも、噴流の動圧は変化する。図9に雰囲気圧力と上述のモデルで算出した鋼浴表面での噴流の動圧の関係を示す。どちらのノズルも雰囲気圧力が低下すると噴流の動圧は増加するものの、ノズルにより雰囲気圧力による噴流動圧の挙動が異なる。Type 1 ノズルは前半の高雰囲気圧力の際は Type 2 ノズルよりも噴流動圧が低位であるが、後半の低雰囲気圧力の時に動圧は増加した。一方で、Type 2 ノズルは雰囲気圧力による噴流動圧の変化量は小さくなる。このように、本モデルを活用することで、減圧下での上吹き酸素噴流の挙動を定量的に検討することが可能になった。

図10にRHでの上吹き送酸中の二次燃焼率の挙動をそれぞれのノズルの動圧挙動と併せて示す。送酸前半はType 2

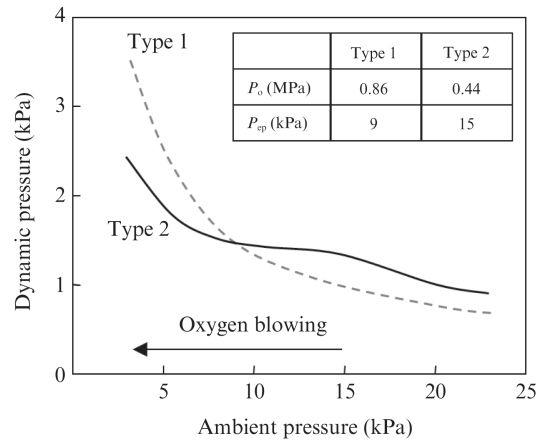


図9 雰囲気圧力とモデル式で算出した鋼浴表面での噴流の動圧の関係

Fig. 9 Relationship between dynamic pressure calculated from the jet model

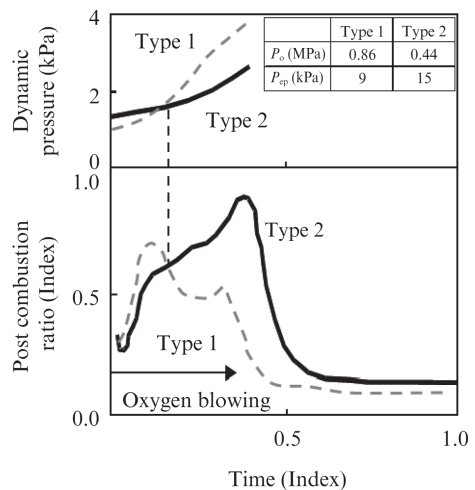


図10 RH 上吹き送酸中の二次燃焼率の挙動と噴流動圧

Fig. 10 Post-combustion behavior and dynamic pressure of jet during RH operation

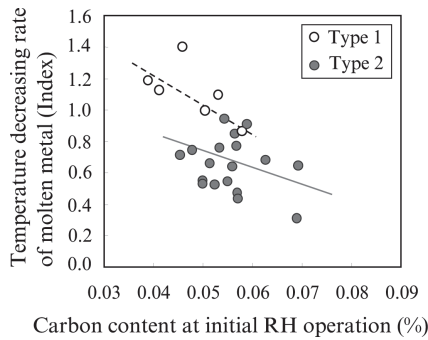


図 11 RH 処理開始前 C 濃度と RH 処理中の溶鋼温度低下速度の関係

Fig. 11 Relationship between Temperature decreasing rate of molten metal during RH operation and C content before RH

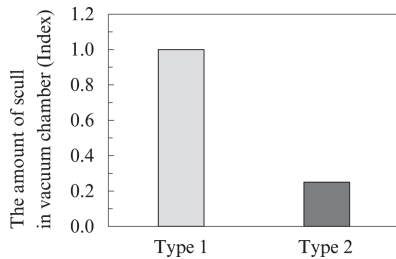


図 12 真空槽内付着地金量の比較

Fig. 12 Comparison of the amount of scull in vacuum chamber

の方が酸素噴流の動圧が高く、二次燃焼率は Type2 は低位になる。しかしながら、送酸後半に雰囲気圧力が低下しても、Type 2 の噴流動圧の増加量は小さいため、Type 1 よりも動圧が低位になり二次燃焼率が高くなる。これより上吹き送酸中の Type 2 の二次燃焼率は Type 1 よりも増加した。

図 11 に RH 処理開始前 C 濃度と RH 処理中の溶鋼温度低下速度の関係を示す。Type 2 ノズルを使用した場合、Type 1 ノズルよりも溶鋼温度低下速度が低下した。これは、図 11 で示したように Type2 ノズルを使用した場合は二次燃焼率が高くなるため、二次燃焼による溶鋼の昇熱効果が向上したためである。

図 12 にそれぞれのノズルでの真空槽内の地金付着量の比較を示す。地金付着量は真空槽に設置し、処理毎の真空槽の重量変化から算出した。Type2 ノズルを使用した場合は、真空槽内の地金付着量は Type1 よりも 80% 低減した。これは、Type2 を使用した場合、処理中の二次燃焼率が高いため付着した地金が再溶解しているだけでなく、処理後半で噴流動圧が小さいため、地金付着量が少ないものと考えられる。これにより、地金除去回数が従来よりも半減した。

5. 結言

二次精錬で利用される減圧下での上吹き噴流の挙動をモ

デル実験および数値計算により調査した。その結果をもとに、ノズル形状や噴流設計を容易に検討するためのモデル式を提案した。本モデルで設計したノズルを 350 t RH の RH-KTB ランスに適用した。その結果、二次燃焼による溶鋼の昇熱効果が向上し、真空槽内の付着金量が 80% 低減した。それにより、真空槽内の地金除去回数が従来よりも半減し、RH の稼働率向上につながった。

Nomenclature

- A_e : Area of the nozzle exit (m^2)
- A_t : Area of the nozzle throat (m^2)
- D : Theoretical nozzle exit diameter (m)
- K : Attenuation parameter (—)
- M : Mach number (—)
- M_o : Mach number at the nozzle exit (—)
- M_{theo} : Theoretical Mach number at the nozzle exit (—)
- M_{loss} : Difference between M_o and M_{theo} (—)
- P : Pressure (Pa)
- P_e : Ambient pressure (Pa)
- P_{ep} : Ambient pressure for correct expansion (Pa)
- P_o : Backpressure in the nozzle (Pa)
- x : Lance height (m)
- y : Radial distance from center axis of the jet (m)
- α : Core parameter (—)
- γ : Ratio of heat capacity (—)

参考文献

- 1) Imai, R.; Kawakami, K.; Miyoshi, S.; Jinbo, S. Nippon Kokan Technical Report, Overseas. May, 1968, p. 9.
- 2) Ito, S.; Muchi, I. Tetsu-to-Hagané. 1969, vol. 55, p. 1152.
- 3) Shimada, M.; Ishibashi, M.; Morise, H. Seitetsu-Kenkyu. 1969, vol. 266, p. 8855.
- 4) Naito, K.; Ogawa, Y.; Inomoto, T.; Kitamura, S.; Yano, M. ISIJ Int. 2000, vol. 40, p. 23.
- 5) Sumi, I.; Kawabata, R.; Kikuchi, Y.; Igarashi, H.; Nakabayashi, H.; Kobayashi, N. CAMP-ISIJ. 2001, vol. 14, p. 876.
- 6) Sumi, I.; Kawabata, R.; Ishii, T.; Kikuchi, Y. CAMP-ISIJ. 2000, vol. 13, p. 970.
- 7) Sumi, I.; Kawabata, R.; Kikuchi, Y.; Kohira, S.; Isawa, T. Steel Research. 2003, vol. 74, p. 14.
- 8) Tago, Y.; Higuchi, Y. ISIJ Int. 2003, vol. 43, p. 209.
- 9) Kotani, Y.; Ikeda, T.; Ishihara, K. Tetsu-to-Hagané. 1976, vol. 62, p. 1795.
- 10) Naito, K.; Miyamoto, K.; Kitamura, S. CAMP-ISIJ. 2005, vol. 18, p. 164.
- 11) Sumi, I.; Okuyama, G.; Nabeshima, S.; Matsuno, H.; Kishimoto, Y. ISIJ Int. 2007, vol. 47, p. 73.



奥山 悟郎



鷲見 郁宏



鍋島 誠司