

多孔ノズルの採用により炉体の寿命も著るしく向上し、レンガ原単位が大巾に低下した。その状況を Fig.5 に示めしたが、炉体寿命で約 80 回、レンガ原単位で約 1.7 kg/t の成績向上がみられる。

単孔ノズルの操業では炉口傾斜部の溶損と、炉口最上部への地金付着とその除去作業によるレンガおよび鉄皮の焼損が炉休止の主な理由となっていたが、多孔ノズルによりスロッピング・スピッチングが減少したため、これらの問題は解消し寿命延長がもたらされたものである。

6. 結 言

室蘭転炉工場においては、昭和37年12月末に多孔ノズルを導入したが、単孔ノズルの操業に比較して、

(i) スロッピングや炉口地金付着がなくなり稼働率が約 8% 向上している。

(ii) 製出鋼歩留が約 1.5% 増加している。

(iii) 鋼浴成分は、リン・マンガンについて改善がみられる。

(iv) 炉体寿命は約 80 回向上している。

などの結果を得て、転炉操業の一大進歩がもたらされた。その後も、多孔ノズルの改良に意をつくし、これら技術改善とあいまつて、生産性向上のための諸施策が可能となり、重装入連続操業へと進んで行くことになったわけである。

文 献

- 1) 林・小野・桑原: 鉄と鋼, 51 (1965), p. 717
- 2) 岩村・八木・古茂田・神崎・松野: 鉄と鋼, 49 (1963), p. 1382
- 3) 森田・西脇・山口・田中: 安藤: 鉄と鋼, 50 (1964), p. 1733
- 4) 根本・松代・小野: 鉄と鋼, 51 (1965), p. 720

(79) ランス・ノズルに関する 2, 3 の 理論的考察

(LD 転炉におけるランス・ノズルの検討—III)

富士製鉄, 室蘭製鉄所

林 清造・小野修二郎・桑原達朗

東海製鉄 重松 淑生

Some Theoretical Aspects on Lance Nozzle.

(Study on lance nozzle at LD converter—III)

Seizō HAYASHI, Syūjirō ONO,

Tatsurō KUWABARA and Hideo SHIGEMATSU.

1. 緒 言

前報<sup>1)</sup>前々報<sup>2)</sup>において発表したように、ランスノズルや酸素吹込条件について実操業面から種々検討を行なってきたが、一方酸素ガスが完全気体に近いことかも鋭理論的な取り扱いが可能であり、この面からの考察から、意進めている。そのうちでもノズル周辺に関しては、若干の仮定をおけば、色々な結果を導き出せるが、そのうちで現場操業に有用な式を 2~3 得たので以下に報告する。

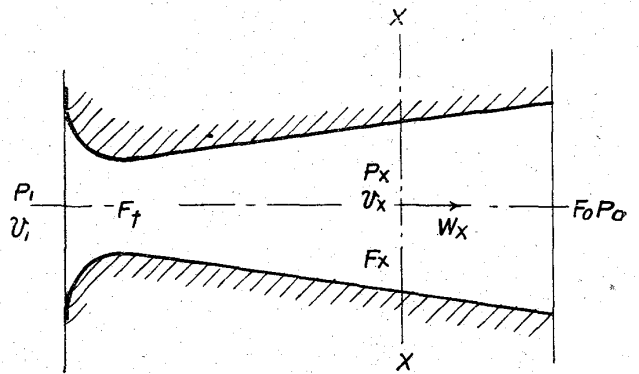


Fig. 1. Divergent nozzle.

2. 酸素流量・圧力・ノズル断面積の関係

流体(酸素ガス)が Fig. 1 のような末広ノズル(divergent nozzle)を通過する場合を考える。PvTWf はおのおの圧力・比容積・温度・流速・断面積を示し、添字 1 はノズル入口を、x は断面 X-X を、0 はノズル出口をあらわすものとする。ノズル内の各断面で流体は連続であるので、1 sec 間に流れる量 G kg は、

$$G = F \cdot W / V \dots\dots\dots (1)$$

であらわされる。摩擦を考えなければ、流体の速度エネルギーの変化と膨張による仕事が保存されるとして、

$$(W_x^2 - W_1^2) / 2g = \int_{P_x}^{P_1} V \cdot dP \dots\dots\dots (2)$$

が成立する。

一方酸素を完全ガスと仮定し、摩擦のない断熱変化を考えると、

$$PV^K = \text{一定} \quad (K = C_p / C_v = 1.40) \dots\dots\dots (3)$$

であるから  $V = V_1 (P_1 / P)^{1/K}$  を代入して次式を得る。

$$(W_x^2 - W_1^2) / 2g = P_1 V_1 (K / K - 1) [1 - (P_x / P_1)^{K-1/K}] \dots\dots\dots (4)$$

$W_1$  を  $W_x$  に対して無視すると、 $W_x$  は、

$$W_x = \sqrt{2g \frac{K}{K-1} P_1 V_1 \left[ 1 - \left( \frac{P_x}{P_1} \right)^{K-1/K} \right]} \dots\dots\dots (5)$$

となる。さらに  $G = F_x \cdot W_x / V_x$  より流量と断面積の関係は次のようになる。

$$G = F_x \sqrt{2g \frac{K}{K-1} \cdot \frac{P_1}{V_1} \left[ \left( \frac{P_x}{P_1} \right)^{2/K} - \left( \frac{P_x}{P_1} \right)^{K+1/K} \right]} \dots\dots\dots (6)$$

(6) 式の根号内は、 $P_x$  に対して極大が存在し、それに対応して  $F_x$  に極小が存在する。その時の圧力が臨界圧である。臨界圧は、

$$\frac{d}{dP_x} \left[ \left( \frac{P_x}{P_1} \right)^{2/K} - \left( \frac{P_x}{P_1} \right)^{K+1/K} \right] = 0$$

を満す  $P_x$  であるから、これを  $P_t$  とおくと、

$$P_t = \left( \frac{2}{K+1} \right)^{K/K-1} P_1 = 0.526 P_1 \dots\dots\dots (7)$$

で与えられる。 $F_t$  が極小となる点が、ノズルの喉(throat)に相当し、そこでの圧力が  $P_t$  であるが、一方速度  $W_t$  は次式で与えられ、臨界速度すなわち音速となる。

$$W_t = \sqrt{2g \cdot \frac{K}{K+1} \cdot P_1 V_1} = \sqrt{2g \cdot \frac{K}{K+1} RT_1} \dots\dots\dots (8)$$

Table 1. Relation between inlet O<sub>2</sub> pressure and expansion ratio of nozzle.

P <sub>1</sub> kg/cm <sup>2</sup> Abs.	8	9	10	11	12
F <sub>0</sub> /F <sub>t</sub>	1.72	1.82	1.93	2.03	2.14

喉の面積 F<sub>t</sub> と流量 G との関係は、(6)(7)を組合せて、

$$G = F_t \sqrt{2 g \frac{K}{K+1} \left(\frac{2}{K+1}\right)^{2/K-1} \frac{P_1}{V_1}}$$

$$= \frac{F_t P_1}{\sqrt{T_1}} \sqrt{2 g \frac{K}{K+1} \left(\frac{2}{K+1}\right)^{2/K-1} \frac{1}{R}} \dots\dots (9)$$

となる。ここで、

$$g = 9.8 \text{ m/sec}^2, \quad R = 26.49 \text{ kg} \cdot \text{m} / \text{kg deg}^{1/2}$$

K=1.40 を代入して、(9)式の係数を求めると、

$$G = 4.15 \times 10^{-3} F_t P_1 / \sqrt{T_1} \quad \text{kg} \cdot \text{deg}^{1/2} / \text{sec}$$

$$= 10.5 \times F_t P_1 / \sqrt{T_1} \quad \text{Nm}^3 \cdot \text{deg}^{1/2} / \text{H} \dots\dots (10)$$

F<sub>t</sub>: 喉の面積(ノズル断面積) mm<sup>2</sup>  
 P<sub>1</sub>: ノズル入口圧力 kg/cm<sup>2</sup> Abs.  
 T<sub>1</sub>: ノズル入口温度 deg=°K

T<sub>1</sub> の実測値がないので T<sub>1</sub>=25°C=298°K とすると、

$$G = 0.61 F_t P_1 \quad \text{Nm}^3 / \text{H} \dots\dots (11)$$

となる。多孔ノズルの Ft は各孔の断面積の和とする。

(11)式では、ノズル入口速度や摩擦を無視しており、また酸素ガスが 25°C の完全気体であるとの仮定が入ってきている。(11)式の係数を実操業の数値から修正するために、既発表データ、および室蘭・広畑転炉での操業データから、G と F<sub>t</sub>·P<sub>1</sub> の間の回帰式を作成した。その結果を Fig. 2 に図示したが、相関係数 r=0.99 であり、ほぼ直線上にのっている。回帰直線の式は、

$$G = 0.601 F_t P_1 - 215$$

であるが、流量・圧力・ノズル断面積間の関係式として

$$G = 0.60 F_t P_1 \quad \text{Nm}^3 / \text{H} \dots\dots (12)$$

を用いるのがよいと考えられる。上式から、G·F<sub>t</sub>P<sub>1</sub> の関係線図および G·d·P<sub>1</sub> (d はノズル径) の関係線図を作成することは容易である。

### 3. ノズル出口断面積

通常の転炉操業では、外圧(P<sub>0</sub>=1.0 kg/cm<sup>2</sup>Abs.)は臨界圧より小さい。

$$P_0 < P_1 \left(\frac{2}{K+1}\right)^{K/K-1} = 0.526 P_1 = 4 \sim 6 \text{ kg} / \text{cm}^2 \text{ Abs.}$$

このような場合に未広ノズルが必要となるが、その際のノズル出口面積は次のようにして求めることができる。

(6)式において P<sub>x</sub>=P<sub>0</sub> とおくと、

$$G = F_0 \sqrt{2 g \frac{K}{K-1} \left(\frac{P_1}{V_1}\right) \left[ \left(\frac{P_0}{P_1}\right)^{2/K} - \left(\frac{P_0}{P_1}\right)^{K+1/K} \right]}$$

.....(13)

となるので、(13)式と(9)式から、

$$\frac{F_0}{F_t} = \sqrt{\frac{K-1}{K+1} \frac{(2/K+1)^{2/K+1}}{(P_0/P_1)^{2/K} - (P_0/P_1)^{K+1/K}}}$$

.....(14)

を得る。F<sub>0</sub>/F<sub>t</sub> は断面積の拡がり率であるが、(14)式に P<sub>0</sub>=1.0 kg/cm<sup>2</sup>, P<sub>1</sub>=8~12 kg/cm<sup>2</sup> を代入して、おのおの場合の拡がり率を計算した結果が、Table 1 であ

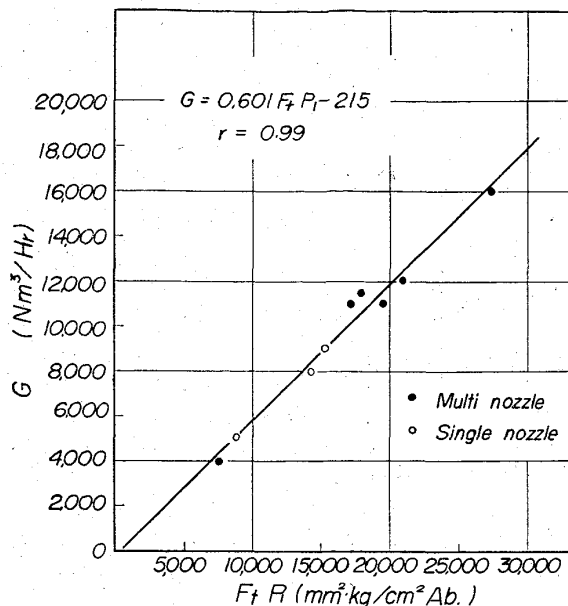


Fig. 2. Relation between G and F<sub>t</sub>P<sub>1</sub>.

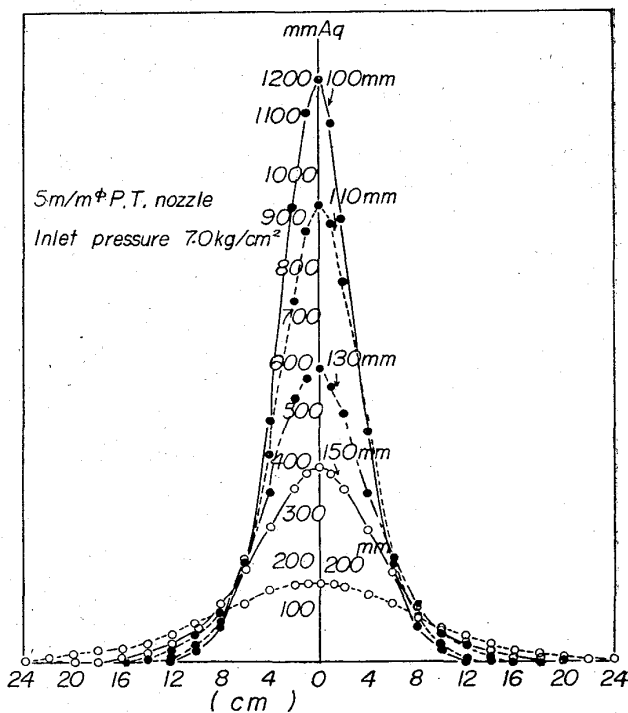


Fig. 3. Example of experimental results of oxygen jet pressure.

る。これらの数値はノズル設計の際にも、有用である。なお出口流速は(5)式より

$$W_0 = \sqrt{2 g \frac{K}{K-1} P_1 V_1 \left[ 1 - \left(\frac{P_0}{P_1}\right)^{K-1/K} \right]}$$

.....(15)

となる。

### 4. ジェット浸透深さ

#### 4.1 実験式の誘導

鋼浴への酸素ジェット浸透深さは、転炉操業の重要な指針であるが、ノズル出口より噴射された後の酸素ガス

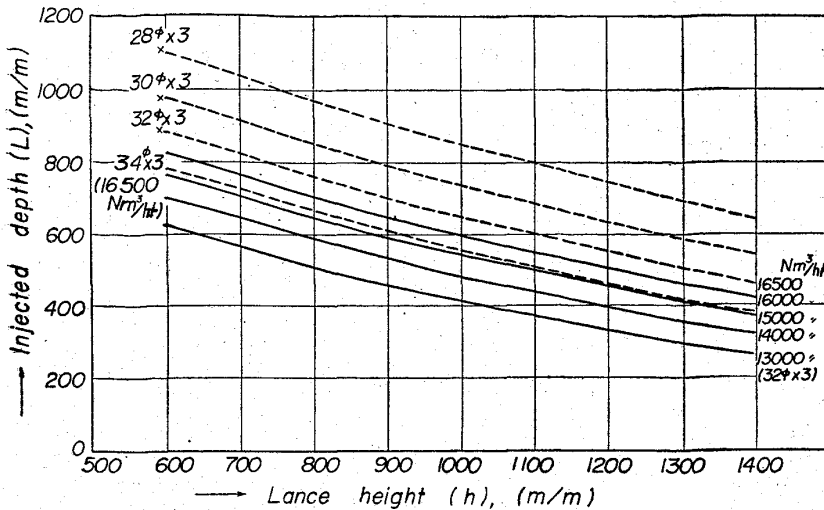


Fig. 5. Chart of lance height and injected depth.

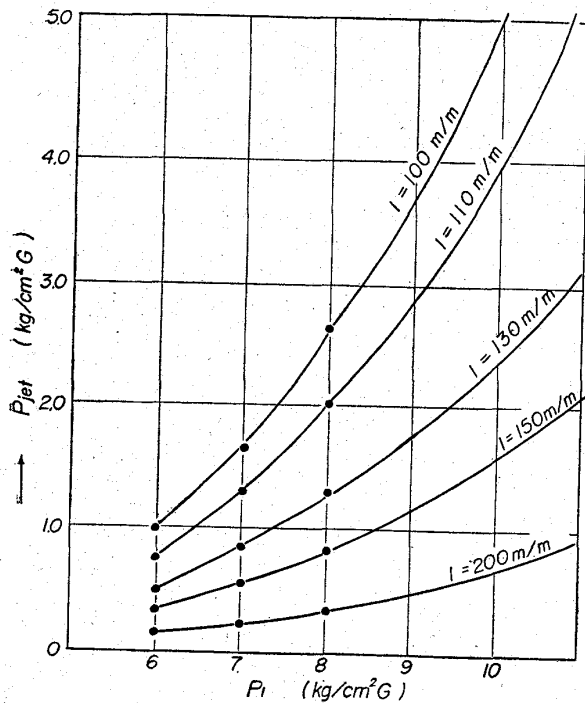


Fig. 4. Experimental results and equation of oxygen jet pressure.

の挙動に関しては色々な理論があり、いまだ定説が得られておらず、浸透深さを純理論から求めることはむづかしいのが現状である。そこでこれを半経験的に算出するために、ノズルから噴出後の酸素圧力の変化を測定して、圧力とノズル径・ランス高さの関係を実験式として求めてみた。

実験は5 mm φ のディフューザー型ノズルを用いて、所定のノズル入口圧力の酸素を噴出させて、ノズル先端からの距離を変えて酸素ジェットの高圧分布を測定した。圧力測定には径 1.2 mm φ の注射針を用いた。またノズル入口圧力としては 6, 7, 8 kg/cm<sup>2</sup>G にて行なった。測定結果の一例を Fig. 3 に示し、またジェット中心の圧力を Fig. 4 中の黒丸で示した。図中の数値からジェット中心の圧力の実験式を求めると次式のごとくな

る。

$$P_{jet} = 13 \cdot \left(\frac{l}{d}\right)^{-2.9} \cdot P^{3.4} \text{ kg/cm}^2 \quad \dots\dots\dots (16)$$

$P_{jet}$ : ノズル中心線上でノズル先端から  $l$  だけ離れた点のジェットの高圧  $\text{kg/cm}^2\text{G}$   
 $d$ : ノズルの直径 mm  
 $l$ : ノズル先端よりの距離 mm  
 $P$ : ノズル入口の圧力  $\text{kg/cm}^2\text{G}$

Fig. 4 の実線は (16) 式による実験式であり、同式は比例関係により実際の転炉へ適用可能である。

4.2 ジェット浸透深さの算出

酸素ジェットの噴射により鋼浴に凹みが生ずるが、凹みによつても鋼浴面の高さが変わらないと仮定すれば、凹みの先端

で上方へ押す圧力  $P_s$  は、

$$P_s = 10^{-3} \cdot \rho \cdot L \text{ kg/cm}^2 \dots\dots\dots (17)$$

$\rho$ : 鋼浴の比重 7000  $\text{kg/m}^3$   
 $L$ : 凹みの深さ mm (ジェット浸透深さ)  
 $P_s$ : 鋼浴の圧力  $\text{kg/cm}^2$

となる。

一方酸素ジェットの先端の圧力  $P_{jet}$  は (16) 式より

$$P_{jet} = 13 \cdot (l/d)^{-2.9} \cdot P^{3.4} \text{ kg/cm}^2$$

であたえられるから、

$$P_s = P_{jet} \dots\dots\dots (18)$$

より、 $d, \rho$  が定数であれば、 $L$  および  $l$  は一義的に定まってくる。ここで  $l = h + L$  ( $h$ : ランス・鋼浴面距離) である。(18) 式の解法は計算では困難であるから、図式解法によつた。

上記関係式より、室蘭転炉においての各種吹錬条件下でのジェット浸透深さを算出した。なおその際、ノズル径、流量、圧力のうち実測不能の値は (12) 式より計算した。

(i) 流量 16500  $\text{Nm}^3/\text{H}$  で、ノズル径を変えたらジェット浸透深さはどうなるか。

(ii) ノズル径 32 φ × 3 で、流量を変えたらジェット浸透深さはどうなるか。

おのおの場合の結果を Fig. 5 の点線および実線で示した。同図より、ノズル径・流量・ランス高さとの関係が読みとれる。

5. 結 言

酸素ガスの挙動を理論的に解明した結果

(i) 酸素流量・ノズル断面積・圧力の間に次式の関係がある。

$$G = 0.60 F_t P_1$$

(ii) ノズル出口断面積に関して、Table 1 の数値を得た。

酸素ジェットの噴射圧力を測定した結果

(iii) ジェット中心の圧力に関して次式を得た。

$$P_{jet} = 13(l/d)^{-2.9} \cdot P^{3.4}$$

(iv) 上式かな鋼浴へのジェット浸透深さを推定し、Fig. 5 を得た。

文 献

- 1) 林・小野・桑原: 鉄と鋼, 51 (1965) p. 717
- 2) 林・小野・桑原: 鉄と鋼, 51 (1965) p. 1911
- 3) 川上・藤井: 鉄と鋼, 51 (1965) p. 706

(80) 多孔ノズルの吹錬反応機構について

(純酸素上吹き転炉における吹錬反応機構の解析-V)

日本鋼管, 技術研究所

川上公成・○藤井 隆・今井寮一郎

On the Kinetics of the Blowing Reaction with Multi Nozzle in Basic Oxygen Converter.

(On the Kinetics of the blowing reaction in basic oxygen converter-V)

Kiminari KAWAKAMI, Takashi FUJII and Ryōichirō IMAI.

1. 緒 言

LD転炉の大型化に伴ない最近多くのLD転炉工場では3孔ノズルを主体とした多孔ノズルが採用され、成果も多く報告されている<sup>1)2)3)</sup>。多孔ノズルは作業能率上の利点を有する反面、ノズル形状が複雑なため冷却水の循環が悪くノズルの変形および溶損が著しい。このためランス高さを低く下げられず一般にソフトブローとなり、特に低炭素領域では鋼中酸素およびスラグ中酸化鉄が高く材質上および炉体持続回数<sup>4)</sup>の低下が問題となる。今回LD転炉の基礎吹錬試験の一環として多孔ノズルと単孔ノズルの脱炭反応および材質特性について調査したので報告する。多孔ノズルには特殊な冷却機構のノズルを設計使用し、ランス高さを極端に下げ、鋼浴におけるジェット・スピード( $U_{max}$ )および酸素濃度( $U_{max}/U_0$ )を大とした。

2. 実験計画

試験は前報<sup>4)</sup>に引き続き 12 t/charge の試験転炉で行ない32チャージの実験計画で実施した。Table 1 に要因と水準を示す。製鋼条件として終点炭素量は 0.03~0.05%。終点温度はスケール、鉄鉱石の調整により1660~1700°C 一定とした。要因と水準の算出には前報<sup>4)</sup>と同じく次の(1)~(3)式を使用した。

$$\text{酸素供給量} = \left\{ \begin{array}{l} \theta_T \cdot S^* \cdot P_0 / \text{全装入量(t)} \text{ (単孔ノズル)} \\ 3 \cdot \alpha \cdot \theta_T S^* P_0 / \text{(全装入量)} \text{ (多孔ノズル)} \end{array} \right. \text{ (Nm}^3/\text{min} \cdot \text{t)} \quad (1)$$

$\theta_T$ : 定数( $1.04 \text{ Nm}^3/\text{kg} \cdot \text{min}$ ,  $300^\circ \text{K}$ ),  $S^*$ : スロート断面積( $\text{cm}^2$ ),  $P_0$ : 貯気相圧力=吹錬圧力( $\text{kg}/\text{cm}^2$ ),  $\alpha$ : 断面積比。

$$\text{ジェット・スピード} = \text{動圧} (\text{kg}/\text{cm}^2) = (r/2g) \cdot (U_{max})^2 \quad (2)$$

$r$ : 酸素密度( $\text{kg}/\text{m}^3$ ),  $g$ : 重力加速度( $\text{m}/\text{sec}^2$ ),  $U_{max}$ : 鋼浴面上におけるジェット速度( $\text{m}/\text{sec}$ )

$$U_{max}/U_0 = (D_0/X) \cdot (1/2C) \quad (3)$$

$U_0$ : 酸素ジェット初速( $\text{m}/\text{sec}$ ),  $D_0$ : ノズル出口径( $\text{mm}$ ),  $X$ : ランス高さ( $\text{mm}$ ).  $C$ : 積分定数= $0.202/P_0$ .

3. 操業結果および考察

使用したノズルの詳細な仕様および吹錬圧力, ランス

\* M(10°) M(7°) M(4°): multiple nozzle (angle of jet axis = 10°, 7°, 4°) S: single nozzle.

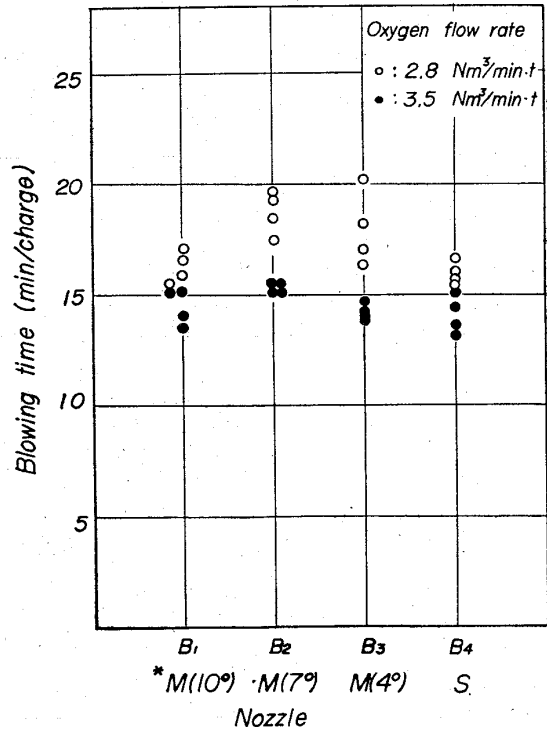


Fig. 1. Effect of nozzles and oxygen flow rate on blowing time.

Table 1. Factors and levels.

Factor	Level	1	2	3	4
A. Charging tonnage	(t/ch)	9.0	13.0	—	—
B. Nozzle*		M(10°)	M(7°)	M(4°)	S
C. Oxygen mass flow rate (Nm³/min·t)		2.80	3.50	—	—
D. Jet speed	(kg/cm²)	0.70	1.20	—	—
E. Pig ratio	(%)	80	90	—	—
F. Basicity	(CaO/SiO₂)	3.5	4.3	—	—
G. Fluor spar	(kg/ch)	40~60	90~130	—	—

\* M(10°), M(7°), M(4°): Multiple nozzle. (angle of jet axis=10°, 7°, 4°) S: Single nozzle.