

.....  
 論 文  
 .....

UDC 669. 184. 244. 66 : 669. 184. 262: 669. 185. 224. 28

## LD 転炉のキャビティ深さとスロッピングに関する研究\*

石川 英毅\*\*・溝口 庄三\*\*\*・瀬川 清\*\*\*\*

## A Model Study on Jet Penetration and Slopping in the LD Converter

Hidetake ISHIKAWA, Shōzō MIZOGUCHI, and Kiyoshi SEGAWA

## Synopsis:

A simulation study was made of the jet penetration and the splashing of molten materials due to oxygen jet (slopping or spitting) in the LD converter.

By investigating the relations among the blowing conditions, the penetration depth and the splashing height, empirical formulas for these relations that are applicable to large scale apparatus were derived.

From the results of this study, an equation for estimating the penetration depth in the actual LD furnace and some knowledges useful for realizing the physical characteristics of slopping and spitting were obtained.

(Received Feb. 25, 1971)

## 1. 緒 言

LD転炉の酸素ジェットの高さへの侵入深さ（以下キャビティ深さと呼ぶ）は、炉内の反応状況を表示する指標として、あるいは送酸条件を決定する指標として実用上重要な量である。また酸素ジェットによる炉内内容物の噴出現象としては、スピitting (Spitting)とスロッピング (Slopping) があげられ、これらは製鋼歩留りや作業能率の低下をもたらす原因となる。したがって、キャビティ深さやスロッピング高さなどを、可変な操業因子（酸素流量、ランス高さ、ノズル径など）のみから推定できる関係を知ることは、LD転炉の設計や操業改善のための基本的な問題になると考えられる。

しかしながら、実炉でのキャビティ深さやジェットによる溶融物のはね上りの高さについては、その測定が困難なことから、ほとんど報告がない。わずかにFlinnら<sup>1)</sup>によつて、キャビティ深さの実測が試みられている程度である。最近、鞭ら<sup>2)</sup>によつて運動量、熱および物質の各保存の方程式を組み合わせ、実炉でのキャビティ形状を理論的に解析する研究が報告されている。これは今後の研究の方向を示すものと考えられるが、現状では炉内の各種状態についての情報が少なく、理論解析の結果を実証するにいたっていない。このため多くの研究は、常温での物理現象のみに着目して理論的、実験的に追求し、さらに実炉への拡張をはかる努力がはらわれてきた。

キャビティ深さについては、ジェットの動圧と液の静圧がつり合つてキャビティが形成されるとの前提から、自由空間でのジェットの中央軸上の流速、圧力を測定する研究が多数報告されている<sup>3)~5)</sup>。さらに平板<sup>6)</sup>や放物面<sup>7)</sup>にジェットが衝突する場合の流速を測定した報告もあるが、これらを自由表面をもつ液体のキャビティに適用できるかどうかは明らかでない。一方、水-ガス系のモデル実験で、直接に操作因子とキャビティ深さの関係を明らかにしようとする研究もいくつか報告されている<sup>8)~9)</sup>。COLLINS<sup>8)</sup>、島田ら<sup>9)</sup>はそれぞれ無次元整理によつて実験データをまとめている。これらはともにノズル出口の運動量がキャビティ深さの三乗に比例するという形の無次元項をとつており、この整理の方法が適切か否かはさらに検討を要すると考えられる。

つぎに、ジェットによるはね上り高さについての研究は、キャビティの問題にくらべて数が少なく、理論的な研究はほとんどなされていない。炉高の設計や三孔ノズル設計の指標を得るために、モデル実験で検討した例は2、3報告されているが<sup>10)</sup>、これらは測定範囲が限られており、かつまた操作因子との関係が十分に把握されていないように思われる。噴出現象のうちでも、スロッピングはおもに化学反応（脱炭反応）に起因するという

\* 昭和46年2月25日受付

\*\* 新日本製鉄(株)基礎研究所

\*\*\* 新日本製鉄(株)本社

\*\*\*\* 新日本製鉄(株)基礎研究所工博

説がある。しかし、われわれのモデル実験の結果では、ランス高さをかえると、細かい液滴が間断なく飛散する範囲と大きな液塊が間断つ的にはね上る範囲に区別されることが見いだされた。この事実から、スピittingはもちろんスロッピングに関しても、かなり物理的な要因が支配していることがうかがわれる。したがって、この面からのアプローチを十分しておくことは、化学的な因子を評価する上にも重要であると考えられる。

以上のべたごとく、従来の諸報告での取扱いは必ずしも十分でなく、なお研究すべき点が残されているものと考えられる。とくに、スロッピング、スピittingに関してはほとんど未解明な研究分野ということが出来る。そこで水-ガス系のモデル実験をおこない、操作因子とキャビティ深さおよびジェットによる液滴飛沫や液塊のはね上り高さとの関係を直接求めることを試みた。本研究では、これらの現象を装置規模によらず一般性のあるパラメータで、単純な実験式として表示することに重点をおいた。このために、次元解析をもとにして適切な無次元項を選択し、できるだけ広範囲の実験データを矛盾なく整理するように努めた。さらに、得られた結果の実炉への適用性について考察し、キャビティ深さの式は実炉のデータについても検討した。

## 2. 実験

水-窒素ガス系のモデル実験で、ランス・ジェットによる浴の凹み深さ（キャビティ深さ）と液滴のはね上り高さを測定した。

### 2.1 実験装置

実験装置の概要を Fig. 1 に示す。装置各部は次のとおりである。

(1) 水槽：内径 300 mm φ の目盛付透明アクリル円筒容器

(2) ランス：外径 10~15 mm φ の鉄製ランス

(3) ランス・ノズル：単孔，三孔のストレート・ノズルで

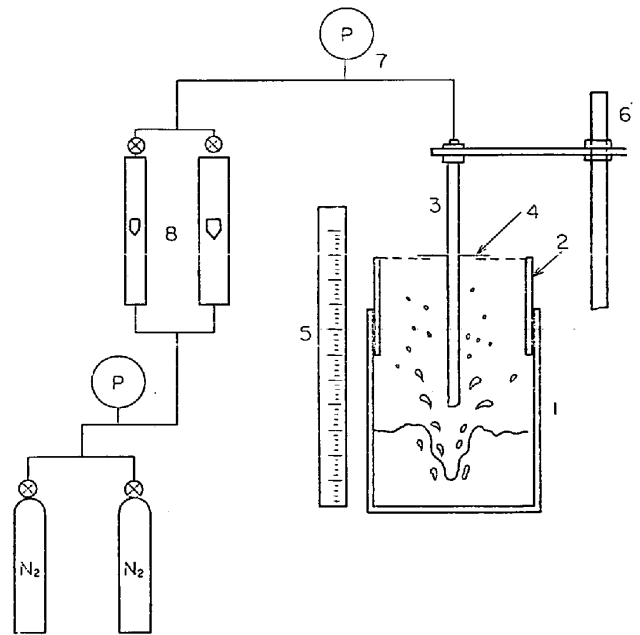
単孔：ノズル径 0.7, 1.0, 1.4, 2.0 mm φ, スロート長さ 1~2 mm

三孔：ノズル径 0.4, 0.6, 0.8 (0.9) mm φ. 孔相互の放射角 0°, 5°, 10°, スロート長さ 3~5 mm

(一部径 0.5 mm φ, 放射角 0° の二孔ノズル)

(4) 窒素ガス：市販窒素ガス・ボンベ

(5) ガス流量計：耐圧ロータ・メータで、あらかじめ乾式ガスメータとブルドン管圧力計で補正した。精度はおおよそ 0.3 l/min (相対誤差 1~3%) である。



- |                       |                   |
|-----------------------|-------------------|
| 1. Transparent vessel | 5. Scale          |
| 2. Inner cylinder     | 6. Lance holder   |
| 3. Lance              | 7. Pressure gauge |
| 4. Filter paper       | 8. Flowmeter      |

Fig. 1. Schematic drawing of experimental apparatus.

(6) ガス圧力計：径 150 mm のブルドン管で精度は  $\pm 0.2 \text{ kg/cm}^2$  程度。

(7) ランス昇降装置：歯車機構で  $\pm 1 \text{ mm}$  の精度でノズル-液面間隔を設定できる。

### 2.2 実験条件

実験の変数および実験条件の範囲は下記のとおりである。

(1) ランス・ノズル径，孔数，放射角：キャビティ深さ，スロッピング域のはね上り高さはすべてのノズルについて実験した。またスピitting域のはね上り高さはおもに単孔ノズル 0.7 mm φ, 二孔 0.5 mm φ ( $\theta = 0^\circ$ ) 三孔 0.4 mm φ ( $\theta = 0^\circ$ ) について実験した。

(2) ノズル背圧：ガス系の耐圧に限界があり， $2.0 \sim 6.0 \text{ kg/cm}^2 \text{ abs.}$  の範囲で実験した。

(3) ランス高さ：後に示すように，スロッピング域のはね上り高さの検討のため，ランスが浴中に浸漬する場合も含めて  $-40 \text{ mm} \sim 100 \text{ mm}$  の範囲で実験した。

浴深はキャビティ先端が炉底に到達しないように，(キャビティ深さ)/(浴深)の比が  $0.2 \sim 0.8$  の範囲で適当に定めた。予備実験の結果から，浴深がキャビティ深さやはね上り高さにほとんど影響しないことが確かめられた。また浴直径の影響についても予備実験をおこなった結果，径 100 mm φ のときは炉壁の影響があると考えられるが，200 mm φ, 300 mm φ では測定値にあまり差

がみられない。したがって、本実験では浴直径は 300 mm  $\phi$  一定とした。

2.3 実験方法

透明円筒内の水面に、垂直上方から窒素ガス・ジェットを吹きつけて、キャビティ深さと液滴のはね上り高さを測定する。

(1) キャビティ深さの測定：容器側壁の目盛で静止浴面とキャビティ先端の間隔を目測する。キャビティ先端はランスが浴面に近づくにしたがつて、かなり上下にふれるようになる。その平均的な位置を目測で判定した。測定値の精度は多くの場合  $\pm 3$  mm (相対誤差 2~5%) 以下と考えられる。

(2) 液滴のはね上り高さの測定：

(a) スロッピングの領域：大きな液塊のはね上りは一定時間間隔 (1 min 程度) での最大のはね上り高さを目測により定めた。まれに極端に高いはね上りがあるが除外している。この測定値の再現性は比較的良好で、最大 10% 程度の誤差である。

(b) スピットングの領域：細かい液滴についてはこれを容器上部においたろ紙に吸収させ重量増加を秤量した。一定の吸水速度をあたえるろ紙の位置をもつて、はね上り高さの代表値とした。ろ紙の大きさは実炉の (炉口径)/(ノズル径) の比との相似より、直径 10 cm とした。

3. 実験結果

3.1 キャビティ深さ

3.1.1 実験結果

キャビティ深さ  $L$  とランス高さ  $h$  の関係を Fig. 2 に示す。単孔、三孔ノズルともに  $h$  が 0~70 mm の範囲でおおよそ半対数で直線近似可能である。さらに  $h=0$  のときのキャビティ深さ  $L_{h0}$  を基準にとつて、 $L/L_{h0}$  と  $h/L_{h0}$  の関係を調べると、Fig. 3 に示すようにすべてのデータがまとめられる。これより  $L/L_{h0}$  と  $h/L_{h0}$  はノズル径、放射角、ノズル背圧によらず、ほぼ一定の関係にあることがわかる。

3.1.2 解析

上記の実験結果をもとにして、キャビティ深さ  $L$  と吹錬条件の関係を、次元解析を適用して実験式に整理する。

(1)  $L$  に関連する要因として、次のものがあげられる。

$$L = f(F, d, h, \rho_G, \rho_L, g) \dots \dots \dots (1)$$

$L$  : キャビティ深さ

$F$  : ノズル・ガス流量

$d$  : ノズル径

$h$  : ランス高さ (ノズル先端から静止浴面までの距離)

$\rho_G, \rho_L$  : ガスおよび液の比重

$g$  : 重力加速度

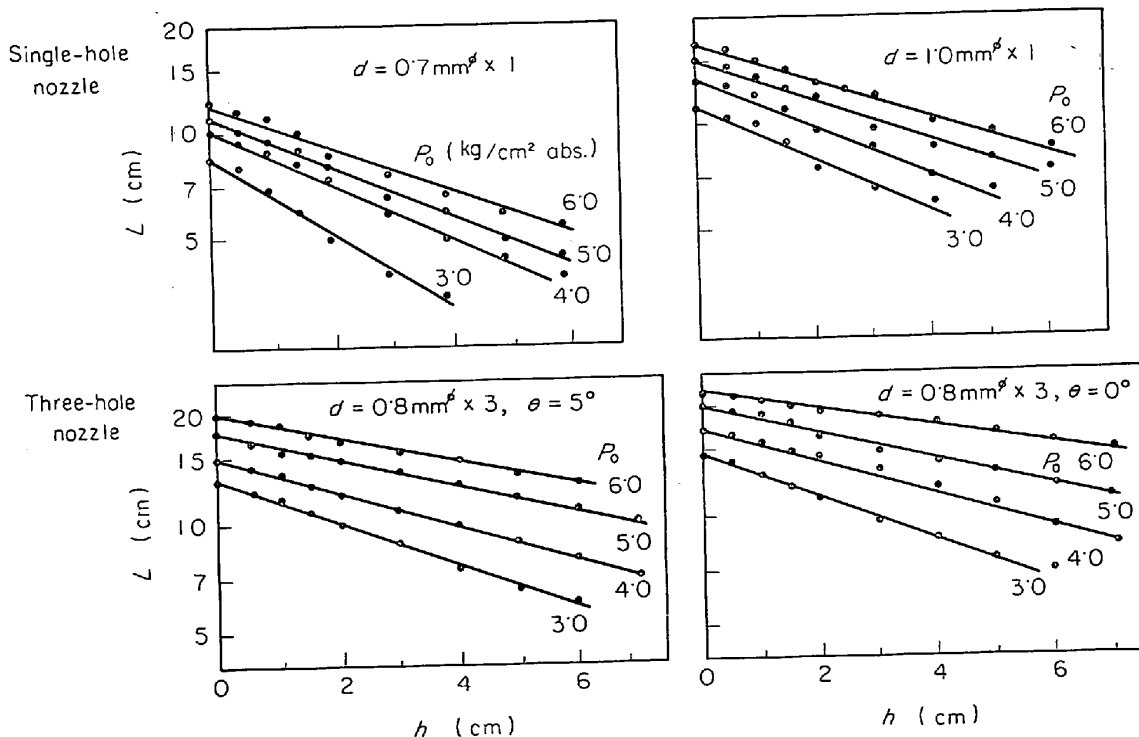


Fig. 2. Semi-log plot of  $L$  vs.  $h$ .

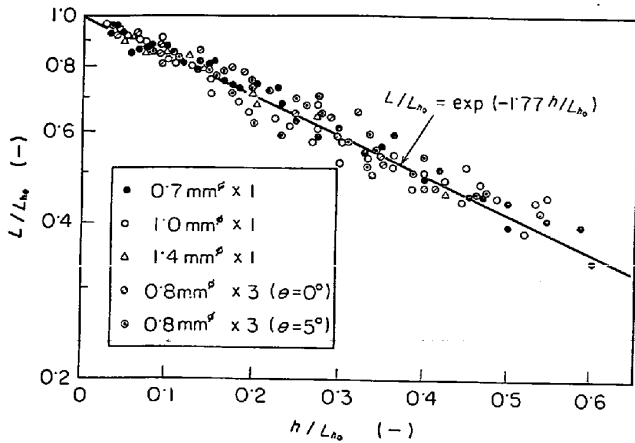


Fig. 3. Relation between  $L/L_{h_0}$  and  $h/L_{h_0}$ .

液の表面張力や摩擦力に関する液、ガスの粘度などの影響は小さいと仮定して省略する。また、ノズル孔数  $n$  および放射角  $\theta$  の影響は別に検討する。ノズル背圧  $P_0$ ,  $F$ ,  $d$  (および  $n$ ) の間には理論的關係があるものとして、 $P_0$  は独立変数にとらない。

前項で示した Fig. 3 の結果から、(1)式は  $L_{h_0}$  ( $h = 0$  での  $L$ ) を中間パラメータにとつて、次式のような分離形に書けるものと考えられる。

$$L = \phi(L_{h_0}, h, \rho_G, \rho_L)$$

$$L_{h_0} = \psi(F, d, \rho_G, \rho_L, g)$$

これらを無次元整理すれば、それぞれ次式のように書きあらためられる。

$$L/L_{h_0} = \phi'(h/L_{h_0}, \rho_G/\rho_L) \dots \dots \dots (2-a)$$

$$L_{h_0}/d = \psi'\left(\frac{F/d^2}{\sqrt{gd}}, \rho_G/\rho_L\right) \dots \dots \dots (2-b)$$

(2-b) 式の  $F_r = F/(d^2 \cdot \sqrt{gd})$  はフルード数に相当している。

(2) 本実験では  $\rho_G/\rho_L$  は一定であり、Fig. 3 より函数  $\phi'$  は次式であたえられることがわかる。

$$L/L_{h_0} = \exp(-\beta \cdot h/L_{h_0}) \quad (\beta: \text{定数})$$

つぎに (2-b) 式については、単孔ノズルの場合、Fig. 4 に示すように  $L_{h_0}/d$  と  $F_r$  の間におおよそ次式の関係がある。

$$L_{h_0}/d = K \cdot F_r^{2/3} = K \cdot \{F/(d^2 \cdot \sqrt{gd})\}^{2/3}$$

ここで、 $K$  は  $\rho_G/\rho_L$  のみで定まる定数で、水-窒素ガス系の本実験では  $K = 0.426$  であつた。

上式を簡略化して

$$L_{h_0} = \alpha \cdot (F/d)^{2/3} \dots \dots \dots (3)$$

$\alpha$ : 定数 ( $K \cdot g^{-1/3}$ )

(3) 三孔ノズルの場合には、ノズル径として断面積換算径  $d' = \sqrt{3} \cdot d$  をもちいて、 $L_{h_0}$  と  $(F/d')^{2/3}$  をプロットすると Fig. 5 のようになり、比例関係が成り立

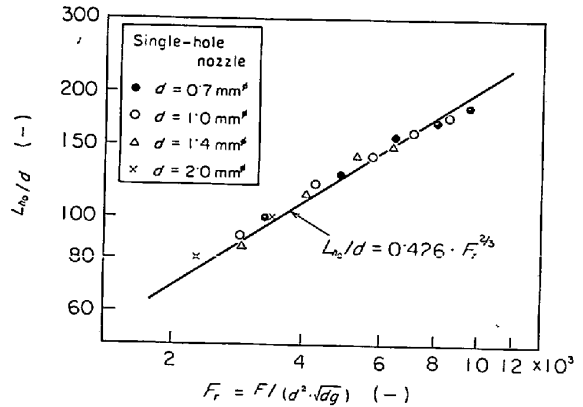


Fig. 4. Relation between  $L_{h_0}/d$  and  $F_r$ .

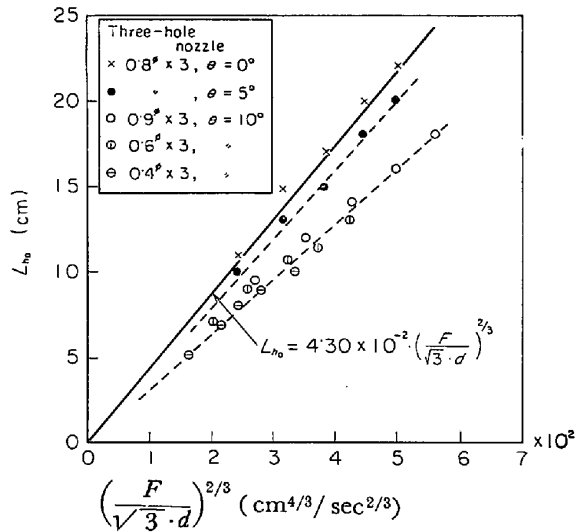


Fig. 5. Effect of nozzle angle  $\theta$  on  $L_{h_0}$ .

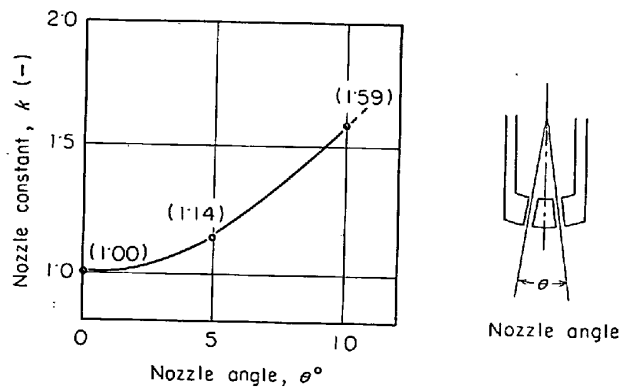


Fig. 6. Relation between nozzle angle  $\theta$  and nozzle constant  $k$ .

つことがわかる。しかし、その比例係数はノズル相互の放射角  $\theta$  によつてかわる。 $\theta = 0^\circ$  では単孔ノズルの係数とほぼ一致するが、 $\theta$  が大きくなるほど比例係数が小さくなつてゐる。そこで取り扱いを簡便にするため、 $\theta$  によつてノズル径が変わるというように考えて、単孔換算ノズル径  $d^*$  を次式で定義する。

$$d^* = k \cdot d' = \sqrt{3} \cdot k \cdot d \dots \dots \dots (4)$$

$d^*$  を(3)式の  $d$  に代入したときに、係数  $\alpha$  が単孔ノズルと一致するように  $k$  を定めると Fig. 6 に示す値となる。

以上の検討からキャビティ深さの実験式は

$$L = L_{h0} \cdot \exp(-\beta \cdot h/L_{h0}) \dots\dots\dots (5)$$

単孔ノズルでは  $d^* = d$  であり、三孔ノズルの  $d^*$  は(4)式と Fig. 6 よりあたえられる。また定数  $\alpha$  の値は  $\alpha = K \cdot g^{-1/3} = 4.30 \times 10^{-2} (\text{cm}^{-1/3} \cdot \text{sec}^{2/3})$ ,  $\beta$  の値は Fig. 3 に示したように  $\beta = 1.77(-)$  である。この  $\alpha$  は  $L, d, h$  の単位を cm,  $F$  の単位を  $\text{cm}^3/\text{sec}$  とした場合の値で、 $F$  の単位を  $\text{m}^3/\text{hr}$  とすれば  $\alpha = 1.83$  となる。

3.2 液滴のはね上り高さ

3.2.1 液滴のはね上りの挙動

円筒容器中央部のいろいろな高さにおいたろ紙に液滴飛沫を吸収させて、単位時間当たりの吸収量とランス高さとの関係を調べると Fig. 7 のような結果となる。一般に、ランス高さが小さいほどジェットが浴にあたえる運動量が増し、飛沫量が増加するものと考えられる。しかし、Fig. 7 にみられるように、あるランス高さ以上では逆に飛沫量が急減している。液滴のはね上りの状況を観察すると

- (1) ランスが浴面から遠い時は凹みの形が比較的明りょうで、凹みの端または内部から細かい水滴が無数に飛散する。
- (2) ランスが浴面に近いときは凹みの形状が不明確で揺動し、細かい飛沫は少なくなつて、大きな液塊がはね上りようになる。

あるランス高さ以下で、はね上り高さが減少する理由

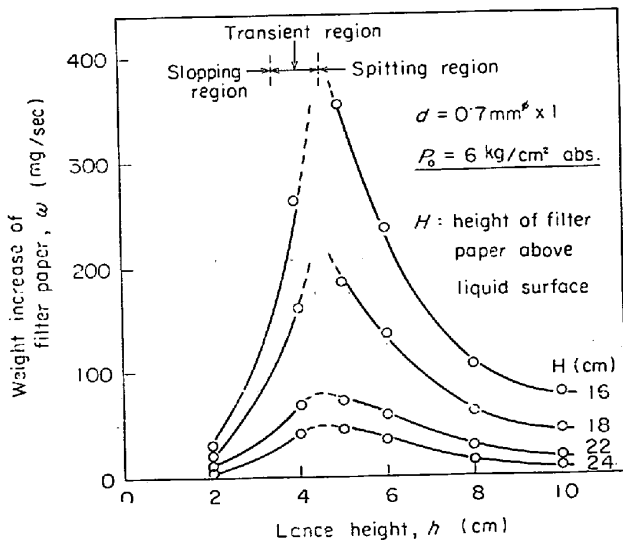


Fig. 7. Effect of lance height on amount of splash.

は、上記の(2)の領域に入るためである。本研究では、(1)の領域(以下スピitting域と呼ぶ)はろ紙重量法により、(2)の領域(スロッピング域と呼ぶ)では目測によつて、はね上り高さを測定し、おのおのの領域について吹錬条件との関係を実験式に整理した。

この両領域の間には若干の遷移域が存在し、その境界のランス高さ  $h_c$  は厳密には定めがたい。半定量的に目視判定した結果、ノズル径  $d$ , ノズル背圧  $P_0$  が大なるほど  $h_c$  が大きくなるのが認められた。単孔ノズルでは、 $h_c/d$  の値は  $P_0 = 3 \text{ kg/cm}^2 \cdot \text{abs.}$  で 20~30,  $P_0 = 6 \text{ kg/cm}^2 \cdot \text{abs.}$  で 40~50 程度である。また三孔ノズルでの  $h_c/d$  は単孔ノズルよりやや大きい、その差は比較的小さい。以下の検討では  $h/d < 20 \sim 30$  をスロッピング域、 $h/d > 40 \sim 50$  をスピitting域とした。

3.2.2 スロッピング域のはね上り高さ

この領域では一定時間内の液塊のはね上り高さの最大レベルを目測で定め、これと静止浴面との距離をはね上り高さ  $H$  とした。実験データを検討した結果、 $H$  がキャビティ深さ  $L$  とよい対応関係にあることが認められたので、以下に示すように  $L$  をパラメータとして  $H$  の実験式を導出した。

(1) ランスが浴中に浸漬している場合は、浸漬深さ 0~40 mm の範囲で、はね上り高さ  $H$  はほとんどランス高さ  $h$  によつてかわらず、ほぼ  $h = 0$  での値に等しい。また  $h = 0$  のときはね上り高さ  $H_0$  とキャビティ深さ  $L_{h0}$  の関係は Fig. 8 に示すように、単孔、三孔ノズルとも一本の直線で整理される。これより  $h \leq 0$  でののはね上り高さは  $L_{h0}$  のみで次式のように表わされることになる。

$$H(h < 0) = H_0 = a \cdot L_{h0} \dots\dots\dots (6)$$

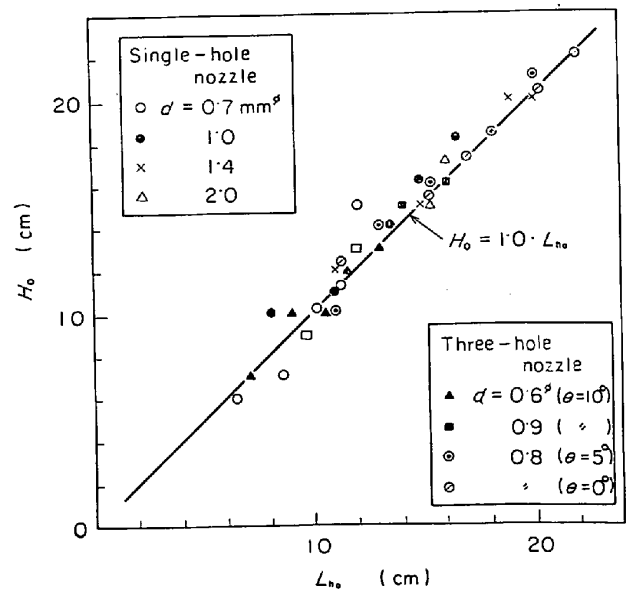


Fig. 8. Relation between  $H_0$  and  $L_{h0}$  (at  $h=0$ ).

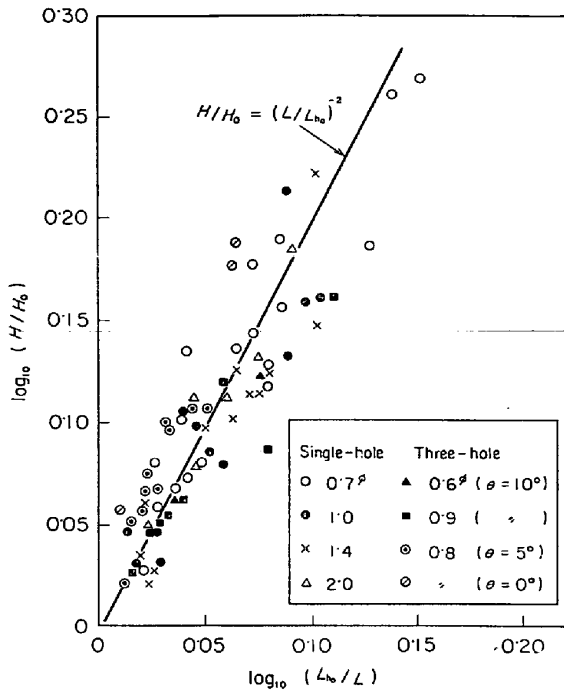


Fig. 9. Relation between  $H/H_0$  and  $L/L_{h_0}$  (in the slopping region).

係数  $a$  の値は本実験では 1.0 であった。

(2) ランスが浴面から離れるにしたがい、急激にはね上り高さが増大する。この理由は、ランスが高い方ははね上る液塊が小さく、大きな初速で投出されるようになるためでないかと推測される。ランスが浴面より上にある場合ははね上り高さとキャビティ深さとの関係は、それぞれ  $h = 0$  での値と対比させて、 $H/H_0$ ,  $L/L_{h_0}$  という項をとると、ノズル径、背圧によらずほぼ一定の関係にあることが見出された。Fig. 9 に示すように  $H/H_0$  と  $L/L_{h_0}$  の関係は次式で近似される。

$$H/H_0 = (L/L_{h_0})^{-2} \quad (h \geq 0) \quad \dots\dots (7)$$

(7) 式に (6) 式と先のキャビティ深さの (5) 式を代入して、 $H$  を吹錬条件より表示する次の関係式が得られる。

$$H = a \cdot \alpha \cdot (F/d^*)^{2/3} \cdot \exp[2\beta h/\alpha (F/d^*)^{2/3}] \dots (8)$$

- $H$  : 液塊のはね上り高さ (cm)
- $F$  : ノズル・ガス流量 (cm<sup>3</sup>/sec)
- $h$  : ランス高さ (cm)
- $d^*$  : 単孔換算ノズル径 (cm)

水-窒素ガス系での係数の値はすでに示したとおり  $a = 1.0$ ,  $\alpha = 4.30 \times 10^{-2}$ ,  $\beta = 1.77$  である。上式はある範囲までは、ランスが浴中に浸漬する場合にも  $h = 0$  として適用することができる。

3.2.3 スピットング域のはね上り高さ

この領域では液滴飛沫のはね上り高さに広い分布があるので、飛沫をろ紙に吸収させ重量変化を調べた。ろ紙

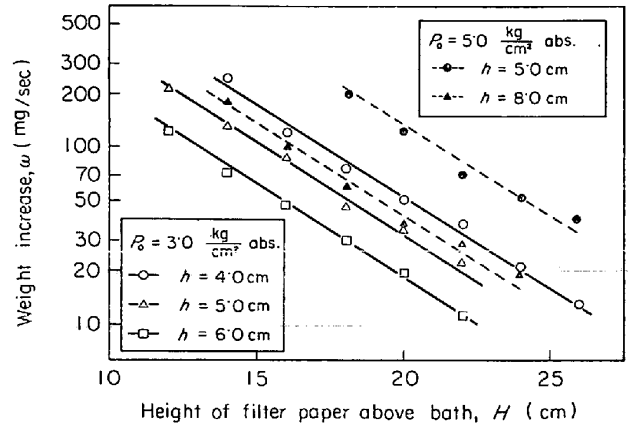


Fig. 10. Change in amount of splash due to filter paper position.

の静止浴面からの高さ  $H$  と吸水速度 (単位時間の重量増加)  $w$  の間には、Fig. 10 に示すように次式の対数関係がある。

$$w \propto \exp(-m \cdot H) \quad \dots\dots (9)$$

係数  $m$  の値は Fig. 10 にみられるように、ランス高さやノズル背圧によらずほぼ一定である。

ここで、液滴のはね上り高さ  $\bar{H}$  はある基準の吸水速度  $\bar{w}$  をあたえるろ紙の高さと定義する。(  $\bar{w}$  の影響については後述する。)  $\bar{H}$  についてはキャビティ深さ  $L$  との対応関係が明らかでないので、以下に示すように、次元解析を参考にして簡単な無次元項を選び、実験結果を整理した。

(1)  $\bar{H}$  に関係する主な要因として、ノズル・ガス流量  $F$ , ノズル径  $d$ , ランス高さ  $h$ , ガス、液の比重  $\rho_G$ ,  $\rho_L$  をとり上げると

$$\bar{H} = f(F, d, h, \rho_G, \rho_L, g)$$

これを無次元整理すると次式のように書きあらためられる。

$$\frac{\bar{H}}{d} = \zeta \left( \frac{F/d^2}{\sqrt{gh}}, \frac{h}{d}, \frac{\rho_G}{\rho_L} \right)$$

このほかにも、液またはガスの粘性の寄与が大きければ、レイノルズ数の項が必要であるが、現状ではその影響は不明である。

(2) 本実験では  $d$  をかえて  $\bar{H}$  を測定していないため関数  $\zeta$  の完全な形を定めることはできない。しかし実験データを検討した結果、凹みの底からのはね上り高さを  $H' = \bar{H} + L$  として、 $H'/d$  と一種のフルード数  $Fr' = F/(d^2 \cdot \sqrt{gh})$  との間に、 $F$ ,  $h$  によらず一定の関係があることが知れた。Fig. 11 に単孔ノズル ( $d = 0.7 \text{ mm } \phi$ ) での関係を示した。これより、はね上り高さの実験式として次式が得られる。

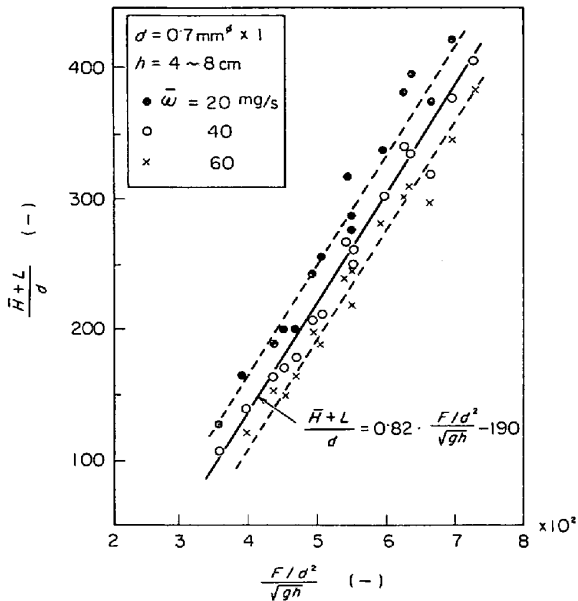


Fig. 11. Relation between  $\left(\frac{\bar{H} + L}{d}\right)$  and  $\frac{F/d^2}{\sqrt{gh}}$  (in the spitting region).

$$\frac{H'}{d} = \frac{\bar{H} + L}{d} = b \cdot \frac{F/d^2}{\sqrt{gh}} - c \quad \dots\dots\dots (10)$$

- $\bar{H}$  : 液滴飛沫のはね上り高さの代表値
- $d$  : ノズル径
- $h$  : ランス高さ
- $L$  : キャビティ深さ
- $F$  : ノズル・ガス流量
- $g$  : 重力加速度

係数  $b$ ,  $c$  の値は  $\bar{\omega} = 40 \text{ mg/sec}$  の場合に  $b = 0.82$  (-),  $c = 190$  (-) であった. 係数  $c$  の値は  $\bar{H}$  を定める基準の  $\bar{\omega}$  の値によつてかわるが,  $b$  の値は  $\bar{\omega}$  によらず一定である (Fig. 11). このことは, 先の (9) 式で係数  $m$  が吹錬条件によらず一定なことから理解される.

(3) 二孔, 三孔ノズルについては, 放射角  $\theta = 0^\circ$  の場合のみ実験した. (10) 式で  $d$  のかわりに断面積換算径  $d' = \sqrt{n} \cdot d$  をもちいると, 単孔, 二孔, 三孔ノズルともに一本の直線で整理されることを Fig. 12 に示した.

#### 4. 考 察

##### 4.1 キャビティ深さの式の検討

###### 4.1.1 他の研究結果との比較

キャビティ深さの実験式 (5) を比較的規模の大きいモデル実験のデータに適用してみる. 島田ら<sup>5)</sup> はスロート径  $6 \sim 12 \text{ mm } \phi$  のラバー・ノズルでキャビティ深さの測定をおこなっている. このデータについて検討した\*. 島田らのデータでは, ランス高さが 0 に近い領域

\* (本検討にあつては, 文献 5) の筆者より提供していただいた原データを使用した)

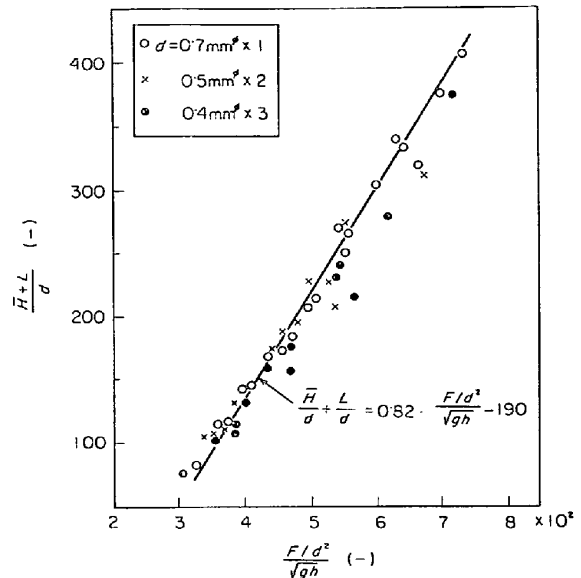


Fig. 12. Comparison of  $\bar{H}$  at single-hole and multi-hole nozzle.

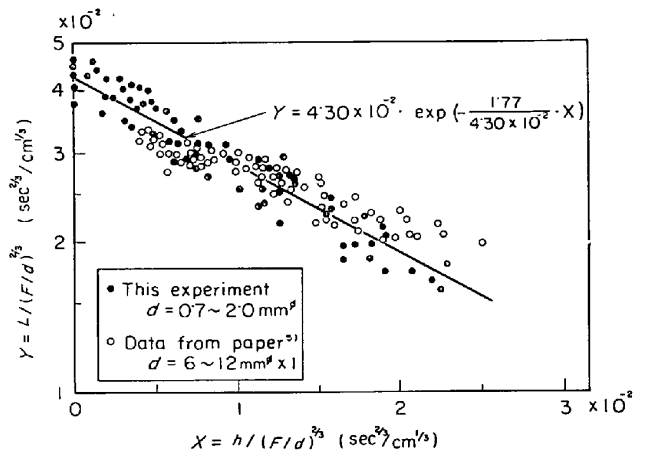


Fig. 13. Relation between  $X$  and  $Y$  in a large scale model experiment (data from paper<sup>5)</sup>).

の測定値がないので, (5) 式を次式のように変形して,  $X$  と  $Y$  を半対数プロットしたのが Fig. 13 である.

$$Y = \alpha \cdot \exp[-(\beta/\alpha) \cdot X] \quad \dots\dots\dots (11)$$

$$Y = L / (F/d)^{2/3}, \quad X = h / (F/d)^{2/3}$$

なお, 図中には本実験のデータも同時に示した. 島田らのデータ (図中の○印) では,  $X < 0.7 \times 10^{-2}$  で  $Y$  がやや小さく,  $X > 2.0 \times 10^{-2}$  で  $Y$  がやや大きくなる傾向が認められる. しかし,  $\alpha = 4.30 \times 10^{-2}$ ,  $\beta = 1.77$  とした本実験の実験式 (図中の直線) に誤差範囲で一致することがわかる. したがつて, (5) 式はノズル径が 10 倍近く大きい場合にも十分拡張できるものと考えられる.

###### 4.1.2 実炉への適用

つぎに, (5) 式を実炉のキャビティ深さの推定に適用することについて検討してみる. 実炉の酸素ジェットで

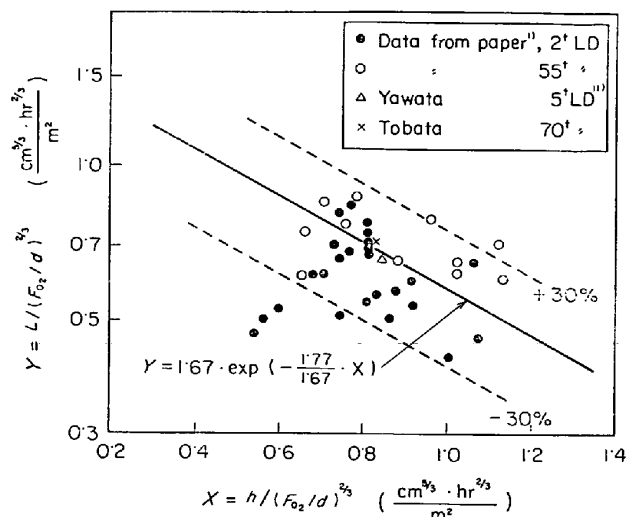


Fig. 14. Semi-log. plot of  $X$  vs.  $Y$  with the data of LD furnaces.

Table 1. Blowing conditions when the jet reaches the bottom of the bath.

|   | 5t LD <sup>11)</sup><br>(Yawata) | 70t LD<br>(Tobata)  |
|---|----------------------------------|---------------------|
| Nozzle throat dia.<br>$d$ (cm)                      | $2.2 \phi \times 1$              | $5.0 \phi \times 1$ |
| Nozzle pressure<br>$P_0$ (kg/cm <sup>2</sup> abs.)  | 6.0                              | 9.2                 |
| Oxygen flow rate<br>$F_{O_2}$ (Nm <sup>3</sup> /hr) | 1 380                            | 11 000              |
| Lance height<br>$h$ (cm)                            | 62                               | 140                 |
| Bath depth<br>$L_0$ (cm)                            | 48                               | 120                 |

は、ガス温度の変化や火点附近での  $O_2$  の吸収、CO 発生などがキャビティ深さに大きく影響すると考えられるが現状ではその影響を評価しえない。そこで、モデル実験の式の形は保存できるものとし、係数のみ変更するという考え方で実炉のデータについて検討した。

実炉のキャビティ深さの実測値としては、各一例であるが、当社の 5 t 試験転炉<sup>11)</sup>および 70 t 商用炉で、吹錬終了後の炉底煉瓦中央の輝きの状態からジェットが炉底到達を判定したデータがある。また FLINN ら<sup>12)</sup>が試験転炉および商用炉で、Bubbler probe test または Bottom marking test などの方法によりジェットの炉底到達を判定したデータを報告している。これらのデータについて前と同じく(11)式の  $X$  と  $Y$  の関係をプロットしたのが Fig. 14 である。図にみられるとおり、データのバラツキが大きく、係数  $\alpha$ 、 $\beta$  の値を個別に定めることができない。そこで、 $\beta$  はモデル実験での値 ( $\beta = 1.77$ ) をとり、 $\alpha$  のみ実炉のデータより定めることにした。上記の諸データの中でも、当社の試験炉、商用炉のデータはと

もに吹錬条件を順次かえて、ジェットが炉底に到達したと推定される限界条件を定めたもので、かなり信頼性が高いと考えられる。この限界の吹錬条件は Table 1 に示すとおりで、このデータより (キャビティ深さ) = (鋼浴深さ) として  $\alpha$  を求めると、平均値として  $\alpha = 1.67$  となる。Fig. 14 の実線は  $\alpha = 1.67$ 、 $\beta = 1.77$  としたときの関係で、FLINN らのデータも大部分がこの線の  $\pm 30\%$  の範囲に入っている。これより、各種の炉に適用できるキャビティ深さ  $L$  の計算式として次式が得られる。

$$L = L_{h0} \cdot \exp(-1.77 h / L_{h0}) \dots\dots\dots (12)$$

$$L_{h0} = 1.67 (F_{O_2} / d)^{2/3}$$

単位は  $L$ 、 $h$ 、 $d$  については cm、酸素流量  $F_{O_2}$  については Nm<sup>3</sup>/hr をとっている。ここでとりあげたデータはすべて単孔ノズルの場合であるが、ある程度は  $d = d^*$  とおいて三孔ノズルにも拡張できるであろう。

4.2 実炉の酸素ジェットによるはね上り

ジェットによる液滴のはね上りについては、本研究で得た関係のスケール・アップの可否や実炉への適用性について検討するためのデータがまつたくない。しかし、本研究の結果から、実炉の炉内溶融物のはね上りについても、定性的ではあるがいくつかの有用な知見が得られると考えられるので、以下に考察する。

(1) 実炉の吹錬初期のスπιττィングは、本実験のスπιττィング域の細かい飛沫のはね上りに対応すると考えられる。前章の(10)式で、はね上り高さ  $\bar{H}$  が  $L$  より十分大きいとすれば、 $\bar{H}/d$  を低減させるには、 $F_{O_2}/d^2$  すなわちノズル背圧  $P_0$  を小さくすることが最も効果的で、ついでランス高さ  $h$  を大きくすることが有効となる。またランスを極端に低くすればスロッピング域に入り、スπιττィングは減少する。しかし反面、溶鉄が塊状ではね上り、ランスへの地金附着という問題がでてくる可能性がある。いずれにしても、実炉でこの境界のランス高さがどのくらいであるかが重要な問題となる(後述)。

(2) 実炉のスロッピングには、スラグを主体とする融液が炉口全体から溢れ出してくる場合と、塊状の溶融物が間けつ的に飛び出してくる場合とが観測される。後者は本実験のスロッピング域のはね上りに対応すると考えられる。この現象がおきるのは、ランス-浴面間隔が小さい場合に限られる。しかし実炉のスラグ層高さの実測結果<sup>13)</sup>では、吹錬中期以降にいちじるしいスラグ面上昇があり、ノズルがスラグ泡沫層中に浸漬することさえある。したがって、ランス高さは鋼浴面からの高さではなく、ランス-スラグ面間隔をとる方が適切であると考えられる。



(8)式の関係から推論すると、ランスがスラグ層中に浸漬していない場合は、ランスを下げる事が融液塊の飛び出しの低減に最も有効である。また、ランスがスラグ沫層中に浸漬している場合は、ランス高さはあまり影響せず、キャビティ深さを小さくする操作、すなわちノズル背圧を減少させることが飛び出しを低減させることになる。それゆえ、これを区別した操作を行なうためには、スラグ層高さの推移に関する情報が必要になる。また、はね上り高さはスラグ層表面からの高さであるから、スラグ層が高いほど飛び出しが多くなることも予測される。

(3) 実炉でのスピitting域とスロッピング域の境界のランス高さ  $h_c$  は、当然モデル実験と異なると思われる。とくに溶鉄と水の比重差の影響が大きいと思われるので、筆者らは Sn-Pb 合金融液で予備実験を行ってみた。易融合金でもこの領域の区別が認められ、 $h_c/d$  の値は 15 内外で、水の場合の 1/2 程度であった。実炉の通常の吹錬条件では  $h/d$  の値は 30 以上であるから、上記のことからも、スラグの少ないときにはスピitting域にあると推定される。

以上の考察の結果は定性的には、従来実炉で観測されている事実と矛盾するものでない。今後定量的に検討するには、実炉のスラグ層高さの挙動と吹錬条件の関係を把握することが重要である。それとともに、スラゲメタル二液相を模擬することやフォーミング・スラグという特異な物質状態を検討するため、さらに適切なモデル実験の方法を考案し、研究していくことが必要と考えられる。

## 5. 結 言

LD転炉のキャビティ深さとジェットによる炉内溶融物のはね上り高さについて、水-窒素ガス系のモデル実験をおこない、以下の結果を得た。

(1) モデル実験でのキャビティ深さの式：

単孔および三孔ノズルでのキャビティ深さと吹錬条件の関係を示す実験式として次式を得た。

$$L = L_{h0} \cdot \exp(-\beta \cdot h/L_{h0})$$

$$L_{h0} = \alpha \cdot (F/d^*)^{2/3}$$

$L$  : キャビティ深さ

( $L_{h0}$  は  $h=0$  での  $L$ ) (cm)

$h$  : ランス高さ (cm)

$F$  : ノズル・ガス流量 (cm<sup>3</sup>/sec)

$d^*$  : 単孔換算ノズル径 (三孔では  $\sqrt{3} \cdot k \cdot d$ )

(cm)

係数  $\alpha$ ,  $\beta$  の値はそれぞれ  $4.30 \times 10^{-2}$ , 1.77 である。本式は他の研究者による装置規模の大きいモデル実験のデータにも適用できることが確かめられた。

(2) 実炉でのキャビティ深さの式：

実炉のキャビティ深さの実測値について検討した結果上式の係数  $\alpha=1.67$  (ただし酸素流量  $F_{O_2}$  の単位を Nm<sup>3</sup>/hr とする),  $\beta=1.77$  とおくことにより、各種の炉のキャビティ深さを推定できる式となることが判明した。

(3) モデル実験でののはね上り高さの式：

ジェットによる液滴のはね上りについては、あるランス高さを境界として、細かい液滴飛沫のはね上るスピittingに対応する領域と大きな液塊のはね上るスロッピングに対応する領域に区別されることが見い出された。スロッピング域のはね上り高さ  $H$  は、キャビティ深さと対応があり、次の実験式が得られた。

$$H = 1.0 \cdot L_{h0} \cdot \exp(3.54 \cdot h/L_{h0})$$

$$(0 \leq h/d < 20 \sim 30)$$

スピitting域でののはね上り高さ  $\bar{H}$  と吹錬条件の関係を示す実験式としては次式を得た。

$$\frac{\bar{H} + L}{d} = 0.82 \frac{F/d^2}{\sqrt{g h}} - C \quad (h/d > 40)$$

$C$  は  $\bar{H}$  を定める飛沫量の基準値のみによつてかわる定数である。

(4) 実炉の酸素ジェットによる融液のはね上りについても、本研究の結果から、定性的ではあるがいくつかの有用な知見が得られることを考察した。

## 文 献

- 1) R. A. FLINN, et al.: Trans. Met. Soc. AIME, 239(1967), p. 1776
- 2) 鞭, 伊東: 鉄と鋼, 55(1969), p. 1152, p. 1164
- 3) 田上, 赤松, ほか: 住友金属, 18(1966), p. 329
- 4) 林, 小野, ほか: 鉄と鋼, 51(1965), p. 1916
- 5) 島田, 石橋, ほか: 鉄と鋼, 52(1966), p. 1499, 製鉄研究, 266(1969), p. 8855
- 6) 大槻, 鞭: 鉄と鋼, 53(1967), p. 794
- 7) 瀬川, 前原, 島田, 石橋: 鉄と鋼, 44(1958), p. 1056
- 8) R. D. COLLINS and H. LUBANSKA: Brit. J. Appl. Phys., 5(1954), p. 22
- 9) E. T. TURKDOGAN: Chem. Eng. Sci., 21(1966), p. 1133
- 10) 下間, 佐野: 鉄と鋼, 51(1965), p. 752, p. 1909
- 11) 武田喜三: 純酸素転炉法の研究 (S. 36年)
- 12) 島田, 石橋, 立川: 鉄と鋼, 54(1968), S. 454