

## (126) 転炉における超音速噴流の特性について

八幡製鉄, 技術研究所

島田 道彦・石橋 政衛

有吉 敏彦・○森瀬兵治

## On the Characteristics of Supersonic Jet in LD Converter.

Michihiko Shimada, Masae ISHIBASHI,  
Toshihiko ARIYOSHI and Heiji MORISE.

## 1. 緒 言

純酸素転炉における製鋼反応が, 主として気液相界面で行なわれるため, 酸素ジェットと液面の衝突状況を明らかにすることは, 吹錬条件の決定に際し, 望まれるところである. これについて実際にたしかめることは困難で, 模型実験的な考察にまたねばならず, 初期において低圧のジェットと液との衝突について研究された<sup>1)~3)</sup>. その後, 転炉の大型化とともに吹錬圧力は高くなり, 酸素ジェットの流体力学的特性が問題となつた. ランスノズルより噴出する超音速噴流には, ノズル先端よりある長さの超音速領域(コア)が存在し, その下流に亜音速の自由噴流を伴う. 周囲よりの気体のまきこみは, コア部では少ないが, 自由噴流になると多くなり, 広がりを持つて流れる. HOLDEN<sup>4)</sup>らは ANDERSON<sup>5)</sup>らの超音速噴流に関する研究結果を引用し, コアの長さがマッハ数に依存すること, 転炉の場合, このコアの長さは浴面までの距離のかなりの部分をしめることを指摘したが, 液中への酸素ジェットの侵入深さや, 衝突面付近の酸素濃度を考える際に, 超音速噴流の特性が重要な意味をもつてくる.

ANDERSON らの実験はノズルの開き角の大きな場合であるので, われわれは転炉用のラパール型ノズルについて, 圧力測定とシュリーレン写真の観察により, また, 水を用いた吹きこみの模型実験により, 超音速噴流の特性と衝突状況を調べた.

## 2. 実験方法

超音速噴流の実験では使用(吹錬)圧力に適したノズルを使用する必要があるが, 実用的には同一ノズルで使用

圧力を変える場合が起る. Table 1 に示すように, ラパール型ノズルのスロート口径  $d_t$ , 設計使用圧力  $P_d$ , ノズル開き角(半角)  $\theta$  を変えた単孔ノズルと, 3孔ノズルの計 14 個を用い, 使用圧力を変えて実験した. 気体として空気を用い, 高圧発生装置に容量  $3\text{m}^3$  の高圧貯気槽を用い, 圧力は手動で調節してノズルより垂直に噴出させた.

流速はピトー管をノズル軸に沿つて移動させて測定した. ピトー管は超音速噴流測定用として, 内径  $0.2\text{mm}$  の注射針の素材で作し, 全圧を  $10$  および  $5\text{kg/cm}^2$  のブルドン管圧力計か水銀マンオメータで, 静圧を水銀マンオメータで測定した. 流速の算出にあたり, コア中でピトー管先端付近に衝撃波が発生するので, 次式を用いて衝撃波上流側のマッハ数  $M$  を計算した.

$$P_T/P_S = [(\gamma+1/2) \cdot M^2]^{1/\gamma-1} / [(2\gamma/\gamma+1) \cdot M^2 - (\gamma-1/\gamma+1)]^{1/\gamma-1}$$

ここで  $P_T$ : 全圧,  $P_S$ : 静圧,  $\gamma = C_P/C_V = 1.40$  (空気).

超音速噴流のコアの状況を観察するため, レンズ系によるシュリーレン測定装置を用いた. レンズの視野の関係で, コアをノズル出口付近, 中央, および先端にわけて撮影した.

噴流の液中への侵入深さの測定は, 直径  $1\text{m}$ , 高さ  $2\text{m}$  の水槽で, 水深  $1\text{m}$  として実験し, 観察した.

## 3. 実験結果と考察

## 3.1 超音速噴流の流速分布

ピトー管により求めた流速分布の 1 例を Fig. 1 に示す. 測定はノズル先端から  $680\text{mm}$  の範囲で行なつた. またノズルから  $240, 270, 300$  および  $680\text{mm}$  の位置に衝突平面を置き, 噴流の衝突状況も併せて調べた. ノズル近くはジェットコアの影響を受け, 測定値が変動した. 衝突面を  $680\text{mm}$  に離れた場合は自由噴流とみなして良く, 流速は逐次減衰しているが, 超音速のまま面に衝突した場合は, 衝突面直前で急激に減衰している. これは超音速流の衝突により, 衝突面直前に衝撃波が発生したと考えられる. この衝突状況をシュリーレン写真により調べたが, Photo. 1 に示すように何れの場合も平面の直前に直立衝撃波の発生が認められた.

超音速噴流の特徴であるコアは, 空気の粘性の影響を

Table 1. Design characteristics of the tested nozzles.

Nozzle No.	Nozzle type	Throat diameter ( $d_t$ )	Exit diameter ( $d_o$ )	At/Ao	Pd kg/cm <sup>2</sup> (G)	Expansion zone length	Parallel zone length	Expansion half angle ( $\theta$ )	Angle of nozzle axis ( $\theta_1$ )
1	1 hole	9.92	14.03	0.50	9.75	21.10		5.30°	
2	1 "	9.95	13.18	0.57	7.33	18.50		5.00°	
3	1 "	9.95	12.52	0.63	5.85	16.60		4.27°	
4	1 "	9.95	11.35	0.77	3.65	11.10		3.62°	
5	1 "	9.95	13.20	0.57	7.47	27.30		3.42°	
6	1 "	9.95	13.14	0.57	7.27	15.25		6.00°	
7	1 "	8.20	10.75	0.58	7.20	12.80		5.68°	
8	1 "	6.00	8.00	0.56	7.54	9.40		6.07°	
9	1 "	10.10	13.20	0.59	6.87	15.40	7.0	3.90°	
10	1 "	10.00	13.35	0.56	7.52	11.80		8.08°	
11	3 "	5.60	7.68	0.53	8.43	10.77		5.50°	10°
12	1 "	10.00	13.45	0.55	7.88	9.38		10.43°	
13	1 "	12.40	17.35	0.50	9.20	26.60		5.83°	
14	3 "	7.30	9.53	0.59	6.93	16.10		3.98°	15°

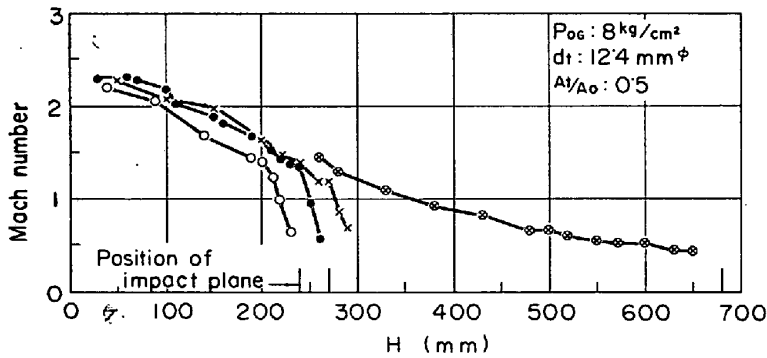


Fig. 1. Mach number on jet axis in relation to distance from the nozzle.

受けて次第に先細りとなつて減衰し、亜音速流となることは、噴流の横断面方向の流速分布測定、およびシュリーレン写真の結果から認められた。このコアの長さをピトー管の測定結果のマッハとなる距離から求めたが、写真の結果ともほぼ一致した。ノズルスロート径  $d_t$  に対するコアの長さ  $H_c$  と使用圧力  $P_{0G}$  (ゲージ圧  $\text{kg/cm}^2$ ) の関係を示したのが Fig. 2 である。使用圧力をノズルの設計圧力の  $\pm 10\%$  以内とした場合 (●印) は、 $\pm 20\%$  程度に大きく変えた場合 (×印) より明らかにコアの長さが長い。両者の回帰を求めると、次式が得られた。

設計圧力  $\pm 10\%$  以下で噴出させた場合  
 $H_c/d_t = -1.86 + 4.12P_{0G}$  ..... (1)  
 設計圧力  $\pm 10\%$  以上  $20\%$  以下で噴出させた場合  
 $H_c/d_t = -1.25 + 3.52P_{0G}$  ..... (2)

これは設計圧力から大きく離れた使用圧力では、膨張

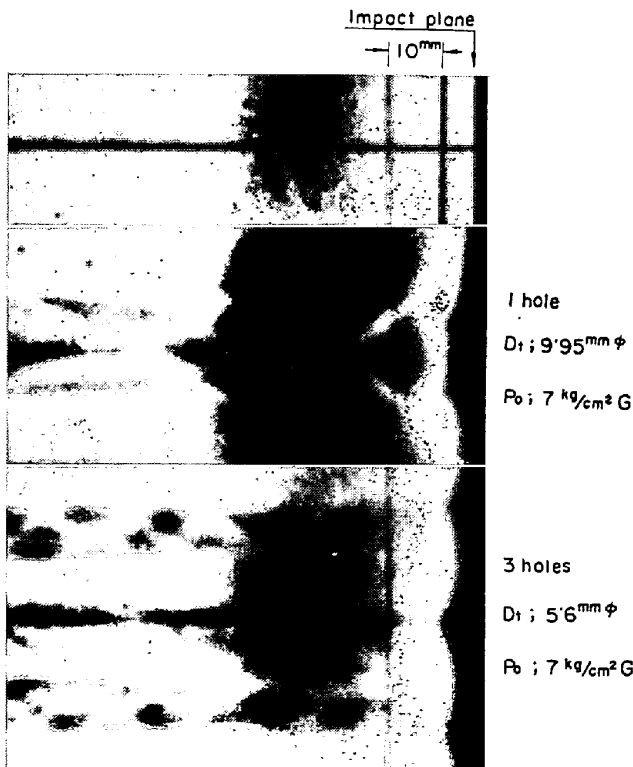
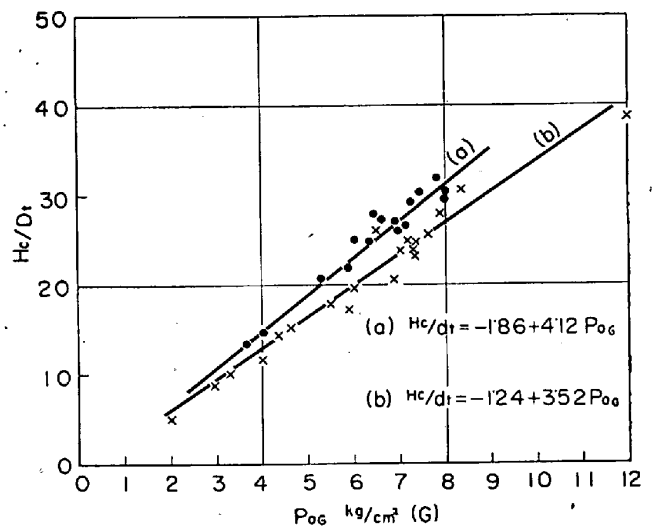


Photo. 1. Schlieren photographs of supersonic jet impinging on the plane.

か圧縮によりコア内部に衝撃波を生じるため、コアの減衰を強めていると思われる。実験に使用したノズルの開き角程度では、その影響は認められない。これらの関係は空気ジェットによる実験結果であるが、酸素ジェットの場合にも適用できるであろう。コアの長さは酸素ジェットの濃度を考える上で重要な意味をもつが、吹錬圧力に適したノズルを使用することが必要である。

3.2 超音速噴流の液中への侵入深さ

液体に水を用い、ランスと液面の間隔  $h$  を  $10 \sim 50d_t$  の範囲で変えて液中への侵入深さを測定した。これはコア部分が十分に液中に入る場合と、コアとしては入らず亜音速流で入る場合の相異を確かめる目的で行なつた。Fig. 3 は結果の 1 例であるが、吹錬圧力により侵入深さ  $L$  が変わるとともに、 $h$  による変化に 2 つの傾向が認められる。また、その変化点が圧力により異なっている。このことから、超音速のコアが十分に液中に入る場合と入らぬ場合に差のある



※  $H_c$ : length of Supersonic core.  
 a)  $0 < |P_0 - P_d| < 0.1P_d$       $P_d$ : design pressure  
 b)  $0.1P_d < |P_0 - P_d| < 0.2P_d$       $P_{0G}$ : test pressure

Fig. 2. Relation between  $P_{0G}$  and  $H_c/d_t$ .

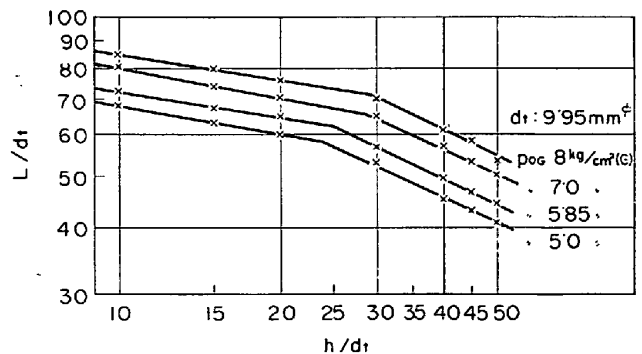


Fig. 3. Relation between lance height, air pressure above nozzle  $P_{0G}$ , and penetration depth of jet  $L$ .

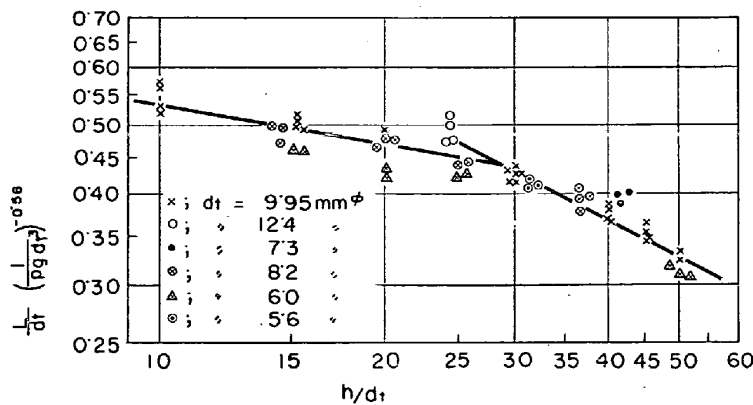


Fig. 4. Relation between  $h/d_t$  and  $L/d_t(I/\rho g d_t^3)^{-0.56}$ .

ことがわかる。

噴流の液面に働く力  $I$  と液面の釣合を考慮して次元解析を行なった。すなわち、侵入深さ  $L$  に関係する要因として  $L = f(I, d_t, h, \rho_e, g)$  があげられる。 $\rho_e$  は液の密度  $g$  は重力加速である。 $I$  は次式で表わされる。

$$I = G U_e \dots \dots \dots (3)$$

ここで  $G$  は気体の質量流量、 $U_e$  はノズル出口の流速である。超音速流では、 $G$  と  $U_e$  が理論的に与えられるから  $I$  が導かれる。

$$G = A_t \gamma^{1/2} (2/\gamma + 1) r^{+1/2(r-1)} P_0 / \sqrt{RT_0}$$

$$U_e = \sqrt{(2\gamma/\gamma - 1) RT_0 [1 - (P_e/P_0)^{r-1/r}]}$$

$$\therefore I = A_t \gamma (\gamma + 1/\gamma - 1)^{1/2} (2/\gamma + 1) r/r^{-1} P_0 \sqrt{1 - (P_e/P_0)^{r-1/r}} \dots \dots \dots (4)$$

ここで  $A_t$  はノズルスロート断面積、 $P_0$  はノズル前圧力 abs.,  $T_0$  はノズル前の温度、 $P_e$  はノズル出口圧の力 abs. である。侵入深さ  $L$  に関する無次元式は

$$(L/d_t) \propto (I/\rho_e g d_t^3)^\alpha (h/d_t)^\beta$$

で与えられるから、各ノズルについての実験結果を整理し次の関係式が得られた。

ランス液面間隔が短く、超音速で液中に強く突入した場合

$$L/d_t = 0.81 (I/\rho_e g d_t^3)^{0.56} (h/d_t)^{-0.18} \dots \dots \dots (5)$$

亜音速、あるいは超音速で弱く突入した場合

$$K/d_t = 2.7 (I/\rho_e g d_t^3)^{0.56} (h/d_t)^{-0.54} \dots \dots \dots (6)$$

これらの関係を図示したのが Fig. 4 である。(6)式のような場合は、液面との衝突による衝撃波はないが、(5)式のような強く突入した場合は、コアが液面にまで達し衝撃波が発生すると考えられる。先に記した平面板との衝突とは条件が異なるが、液中においても先端付近で直立衝撃波が生じ、運動エネルギーを熱として失うため、侵入深さが浅くなると思われる。Fig. 4 で  $h/d_t$  が 20~30 でばらつくのも、この実験におけるコア長さから考えて当然であろう。なお、使用圧力とノズル設計圧力の相異による影響は認められなかつた。(6)式は低圧の亜音速流の場合にも適用できることがわかつた。

#### 4. 結 言

転炉吹錬における超音速噴流の特性と、液面との衝突状況を模型実験により調べた結果、超音速領域の長さや吹錬圧力との関係が求まり、ノズル設計圧力と使用圧力の相異による影響が認められた。また、超音速領域が液

中に突入する場合、衝撃波が発生し、侵入深さに影響することがわかつた。

#### 文 献

- 1) R. HAMMER, Th. KOOTZ and J. SITTARD: Stahl u. Eisen, 77 (1957) 19, p. 1303
- 2) 瀬川, 前原, 島田, 石橋: 鉄と鋼: 44 (1958) 9, p. 1056
- 3) 田尻, 吉田, 島田, 石橋: 鉄と鋼, 47 (1961) 3, p. 352
- 4) C. HOLDEN and A. HOGG: J. Iron & Steel Inst. (U. K.), 196 (1960) 11, p. 318
- 5) A. ANDERSON and F. JOHNS: Jet Propulsion, 25 (1955) 1, p. 13

### (128) LD 転炉におけるタールドロマイトレンガ中の炭素質の挙動

八幡製鉄, 技術研究所

工博 大庭 宏・杉田 清・野村高照

The Behaviour of Carbonaceous Materials in Tar-Bonded Dolomite Brick for LD Converter.

Dr. Hiroshi OHBA, Kiyoshi SUGITA and Takateru NOMURA.

#### 1. 緒 言

タールドロマイトレンガにタールを使用する目的は、元素焼成ドロマイトクリンカーの消化防止と、ドロマイトの粒子を結合することであつたが、使用を重ねるうちに、タールはレンガの耐スポール性や耐食性の向上にも大きく貢献していることがわかつてきた。

レンガ中の炭素の効果について、最初に着目したのは、GREGORIE と DECKER<sup>1)</sup> ならびに METZ<sup>2)</sup> で、底吹転炉用のタールドロマイトについてその炭素含有量と耐食性の関係を調べ、炭素含有量が大なるほど耐食性が高いこと、それは炭素によつて炉内からの諸成分の侵入が阻止されるためであることなどを指摘している。

LD 転炉タールドロマイトレンガについては、当所における損耗機構の調査研究<sup>3)</sup>の結果、レンガ中の炭素と耐食性との関係が明確にされ、タールドロマイトレンガの損耗速度が脱炭層の生成速度で律速されることが推定された。またタールを含浸させた焼成マグネシアレンガについての最近の研究結果<sup>4)</sup>も、タール起源炭素の耐食性増強効果を認めている。

一方、タールドロマイトレンガ中の炭素の効果が、どのような機構で発揮されるかの詳細については、まだ必ずしも明確でない。それは使用時のレンガ内炭素の形態が必ずしも明確でないからである。

タールドロマイトレンガのみを対象としてのタールの黒鉛化について、その本質に触れた研究は少なく、わずかに WUBBENHORST<sup>5)</sup> が 1200°C 以上の温度で黒鉛化する旨の報告を公表している程度である。しかし、ドロマイトレンガとは無関係にタール、あるいはピッチの黒鉛化について研究した報告はきわめて多く、たとえば、