

UDC 669.046.554-982 : 669.046.564-982 : 546.21 : 532.525 : 669.14.018.8

論 文

## 真空精錬における吹精酸素ガスの噴流特性\*

小谷良男\*\*・池田隆果\*\*\*・石原和雄\*\*\*\*

## The Characteristics of the Oxygen Jet in the Vacuum Refining Process

Yoshio KOTANI, Takami IKEDA, and Kazuo ISHIHARA

## Synopsis:

In order to find suitable lance to blow oxygen stably at the vacuum refining of stainless steels, the total pressure of oxygen jet ejected into vacuum from various kinds of nozzles were investigated and the following results were obtained:

(1) The total pressure of jet from the pipe, which is used as oxygen lance ordinarily, is comparatively low, and this tendency becomes remarkable especially at low vessel pressure.

(2) By using the Laval nozzle which is designed by Mach number corresponding correctly to the vessel pressure, it becomes possible to increase remarkably the total pressure of jet.

(3) It is possible to keep the total pressure of jet high by using such a Laval nozzle that becomes insufficiently divergent when the vessel pressure decreases during the refining.

By applying the Laval nozzle designed on the bases of these results to the 50 t ladle furnace, it became possible to blow oxygen from the lance height more than twice of that from the pipe. Accordingly, as the erosion of oxygen lance can be prevented, the refining process becomes stable remarkably.

## 1. 結 言

ステンレス鋼の新しい製鋼法の一つである Witten 法では、減圧下で取鍋内の溶鋼を攪拌しつつその表面に酸素ガスを吹きつけ、CO ガス分圧を低下させることによつてクロムの酸化を防止して脱炭を促進している。

Witten 法では酸素ランスとして従来からパイプが用いられているが、酸素効率を高めるためにはランス先端と湯面との距離を小さくする必要がある。このため吹錬中にランス先端が溶鋼に浸漬したり、あるいはスプラッシュに洗われてランスが溶損することは避けられない。

吹錬中にランス先端が溶損してランス-湯面間距離が増加すると、排ガス中の CO<sub>2</sub> あるいは O<sub>2</sub> 濃度が増加するなどの現象が現われるため、これらにもとづいて経験的にランスの下降を行なっているが、この方法では精錬の安定化に不可欠のランス-湯面間距離の精度のよい調整は望めない。そこでランスの溶損防止を目的としてランス-湯面間距離を大きくできるランス・ノズルを

見出すため、真空下での吹精酸素の噴流特性を調査した。

従来真空下での酸素ジェットに関する研究は少なく<sup>1)2)</sup>、上記の目的に適したランス・ノズル形状を見出すために必要な知識に欠けている。しかし著者らは酸素ランスに縮小-拡大部を有するラバル型のノズルを取り付けることによつて酸素ジェットの全圧を強め、したがつてランス-湯面間距離を増大できるであろうと考えた。これは吹錬中の真空槽圧力が数 10 Torr から数 Torr と低い場合、大きなマッハ数をもつた超音速酸素ジェットが得られると予測できるためである。しかし一方では一吹錬中にこのように大巾に変動する真空槽圧力のどの値に合わせてラバル・ノズルを設計するのが最も望ましいかを明らかにする必要がある。

本報では真空下での酸素ジェットの特性を明らかにするために行なつた模型実験の結果とそれにもとづいて設計したラバル・ノズルを用いて実炉で吹錬を行なつた結果について報告する。

\* 昭和49年11月本会講演大会にて発表 昭和51年3月18日受付 (Received March 18, 1976)

\*\* 住友金属工業(株)鋼管製造所 (現日本ステンレス直江津製造所) (Steel Tube Works, Sumitomo Metal Industries, Ltd., Higashi Mukojima, Nishino-cho 1, Amagasaki 660)

\*\*\* 住友金属工業(株)中央技術研究所 (Central Research Laboratories, Sumitomo Metal Industries, Ltd.)

\*\*\*\* 住友金属工業(株)鋼管製造所 (Steel Tube Works, Sumitomo Metal Industries, Ltd.)

2. ノズル設計の基礎理論

ラバル・ノズルのごとき縮小-拡大管の内部のガスの流れについては流体力学のテキスト<sup>3)</sup>に詳しいが、ここでは実験に用いるノズルを設計するために必要な最小限の基礎理論を要約する。

理想的に設計された Fig. 1のごときラバル・ノズルでは、酸素ガスはスロート部で断熱膨張し、圧力はランズ元圧の 0.528 に減少し、流速は音速 (マッハ数 1) となる。酸素ガスは拡大部でさらに圧力を減少しながら流速を増し、ノズル出口ではちょうど雰囲気と同じ圧力にまで膨張してマッハ数が 1 より大きな超音速流となる。

酸素流量はランズ元圧とスロート径のみによつて決定され、(1)式で表わされる。

$$Q = 0.80 D_1^2 P_0 \dots\dots\dots (1)$$

ここで  $Q$  : 酸素流量 [Nm<sup>3</sup>/min]

$D_1$  : ノズル・スロート径 [m]

$P_0$  : ランズ元圧 [kg/m<sup>2</sup>]

ノズル出口で達成されるマッハ数はランズ元圧と出口の圧力のみによつて決まり、(2)式が成り立つ。

$$P_2/P_0 = 1 / \left( 1 + \frac{k-1}{2} M_2^2 \right)^{k/(k-1)} \dots\dots\dots (2)$$

ここで、 $P_2$  : ノズル出口圧力 [kg/m<sup>2</sup>]

$M_2$  : ノズル出口マッハ数 [-]

$k$  : 比熱の比 [-], 2 原子分子ガスでは 1.4

(2)式の関係を図. 2 に示す。

ノズルの拡大の程度は、この出口マッハ数のみによつて決まり、(3)式の関係を満たさなければならない。

$$(D_1/D_2)^2 = (M_2/M_1) \left\{ \frac{1 + (k-1)M_1^2/2}{1 + (k-1)M_2^2/2} \right\}^{(k+1)/2(k-1)} \dots\dots\dots (3)$$

ここで、 $D_2$  : ノズル出口径

$M_1$  : ノズル・スロート部マッハ数 [-],  $M_1 = 1$

(3)式の関係を図. 3 に示す。

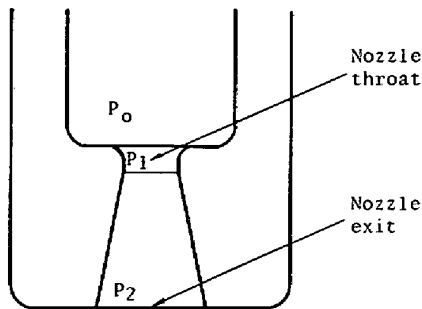


Fig. 1. Schematic figure of Laval nozzle.

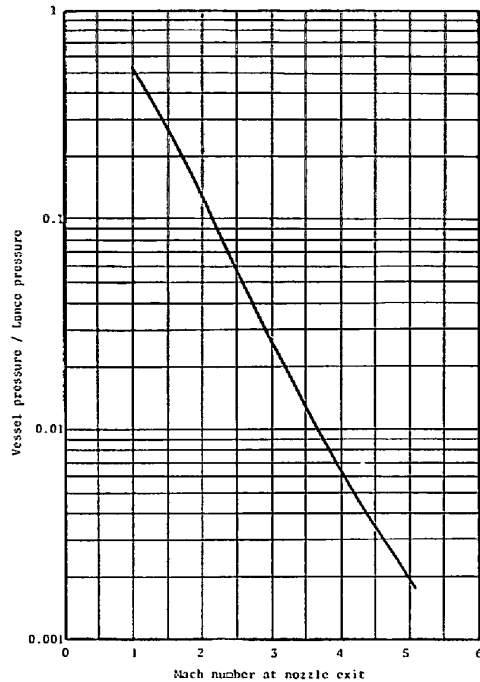


Fig. 2. Relation between  $\bar{p}$  pressure and Mach number of jet at nozzle exit.

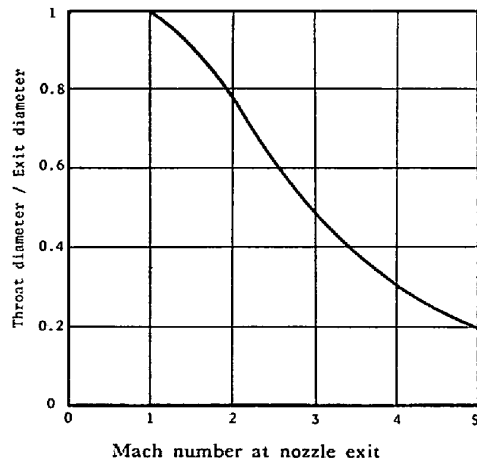


Fig. 3. Relation between Mach number of jet at nozzle exit and shape of nozzle.

これら 3つの式から酸素流量およびノズル・スロート径 (またはランズ元圧) の 2つをきめれば、その時の雰囲気圧にちようど合致した形状のラバル・ノズルを一義的に決定することが可能となる。

LD 転炉では周知のごとくラバル・ノズルが用いられている<sup>4)5)</sup>が、これに比較して真空精錬では次の点で著しく条件を異にしている。

(1) LD 転炉では 10 数気圧のランズ元圧から 1 気圧の炉内へ酸素を吹き込むため、ノズル出口のマッハ数は Fig. 2 からわかるようにせいぜい 2.4 程度までであるが、真空精錬ではノズル出口のマッハ数が 4 ないし 5 以上になり得る圧力条件が容易に得られる。

(2) LD転炉では炉内圧が常に1気圧と一定であるため、吹錬中に酸素流量を変更しない限りラバル・ノズルは理想的な状態で作動している。これに対して真空精錬では吹錬中に真空槽圧力が数10Torrから数Torrへとしだいに減少するため、吹錬中の酸素流量を一定に保つかぎり一つの形状のラバル・ノズルで常に理想的な状態を得ることは不可能である。

このような真空精錬の条件下で、ノズル出口からできるだけ速方まで到達できるエネルギーを持った酸素ジェットを得るためにはどのようなランス・ノズルが適しているかを明らかにするために、模型によつて真空下のジェットの特性を調査した。

### 3. 模型による検討

#### 3.1 実験方法

鋼管製造所の50t Witten炉の操作条件を想定し、模型を用いて真空下でジェットの特性の調査を行なった。

50t炉の諸元および操作法の詳細はすでに報告している<sup>6)</sup>が、酸素吹錬時の操作条件は次のとおりである。

- (1) 溶鋼処理量 約40t
- (2) 鋼浴形状 直径約2.2m×深さ約1.7m
- (3) 酸素ランス 内径36mm鋼管
- (4) ランス-湯面距離 吹錬開始時400~600mm設定
- (5) 酸素流量 1000Nm<sup>3</sup>/hr, 吹錬後期減少
- (6) 真空槽圧力 吹錬初期100~50Torr, 末期数Torr

実験装置をFig. 4に示す。模型ノズルから出た空気(酸素と同じ2原子分子のガス)のジェットの全圧を10mm間隔に配置した内径1mmのピトー管によつて測定した。ノズル出口からの距離はランスの昇降によつて

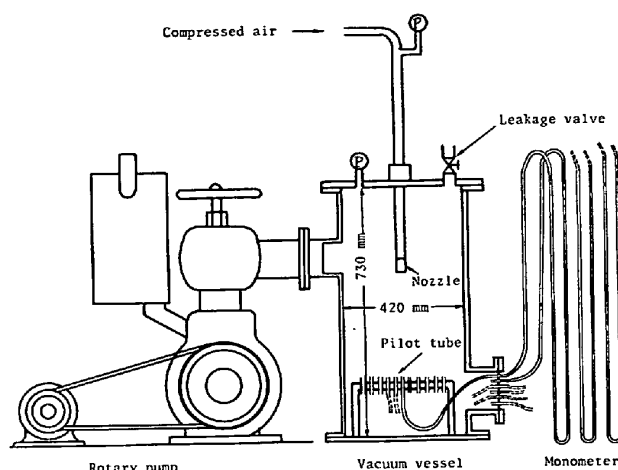


Fig. 4. Experimental apparatus for measuring total pressure of jet.

調整した。真空槽圧力は3000l/minの排気能力の油廻転ポンプで排気しながら、必要な場合にはリーク弁から空気を導入することによつて調整した。

ノズル径およびランス-湯面間距離など一次元の模型比を50t実炉の1/10とし、したがつてノズル断面積ガス流量は1/100とした。この相似条件で各部の圧力は実炉と模型で同じ値となる。

実験に供したノズルの寸法をTable 1に示す。実炉(36mm径パイプ)の模型として4mm径のパイプを用い、小径のパイプ、スレート・ノズル(マッハ数1)および最高4までのマッハ数に設計されたラバル・ノズルと比較した。なおパイプの場合には長さを1mとしている。

空気流量は実炉の1/100の10Nm<sup>3</sup>/hrとし、真空槽圧力は50および100Torrとした。この実験条件ではラ

Table 1. Dimensions of tested nozzles.

Throat diameter (mm)	4					3					2			
	Pipe	Straight	Laval			Pipe	Straight	Laval			Straight	Laval		
Designed Mach No.	—	1	2	3	4	—	1	2	3	4	1	2	3	4
Throat length (mm)	—	2	2	2	2	—	2	2	2	2	2	2	2	2
Divergent length (mm)	—	—	5.7	24.0	51.4	—	—	5.2	18.3	38.9	—	3.4	12.0	25.7
Divergent angle (°)	—	—	5	5	5	—	—	5	5	5	—	5	5	5
Exit diameter (mm)	—	—	5.0	8.2	13.0	—	—	3.9	6.2	9.8	—	2.6	4.1	6.5

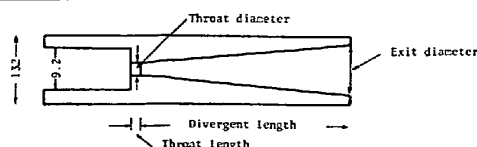
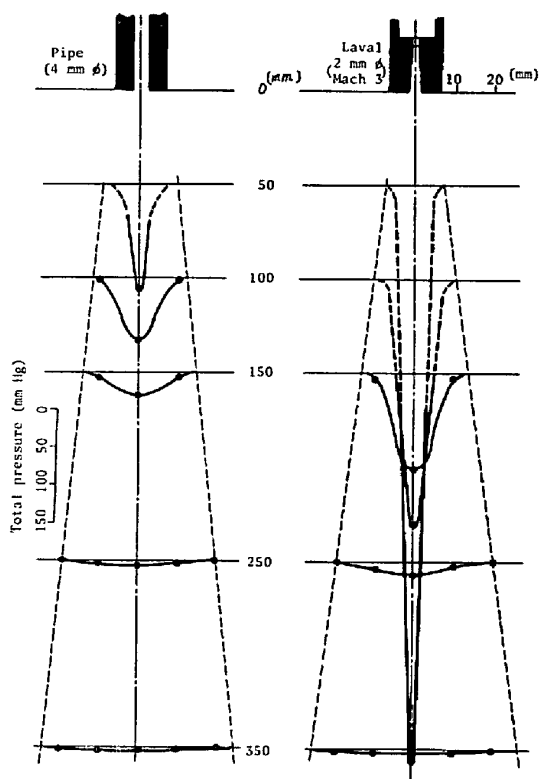


Table 2. Mach number of jet determined by pressure relationship.

Flow rate of air (Nm <sup>3</sup> /hr)	Throat diameter (mm)	Lance pressure (kg/cm <sup>2</sup> , Abs)	Vessel pressure (Torr)	Vessel pressure / Lance pressure		Mach No. of jet
10	2	5.2	50		0.013	3.5
			100		0.025	3.0
	3	2.3	50		0.029	3.0
			100		0.057	2.5
	4	1.3	50		0.051	2.6
			100		0.102	2.2

Fig. 5. Total pressure of jet at 50 torr and 10Nm<sup>3</sup>/hr.

ンス元圧と真空槽圧力から(2)式によつて決まる到達可能なノズル出口マッハ数は Table 2 のようになる。すなわち Table 1 のようなマッハ数に設計された各種のノズルが、Table 2 に示す圧力条件に合致する場合は少なく、多くの場合にノズルが拡大不足あるいは拡大過剰となる。

このような実験条件の組み合わせによつて、真空下で、かつ真空度が変化した場合にも、大きな圧力のジェットを噴射できるランス・ノズルを見い出すことが可能となると考えた。

### 3.2 実験結果および考察

パイプおよびラバル・ノズルからのジェットの全圧分布の一例を Fig. 5 に示す。いずれの場合にも片側 5° 前後の拡がり角度をもつたジェットである。またパイプ・ランスにくらべてラバル・ノズルからのジェットの全圧は著しく大きい。すなわちランス出口から 50~350 mm の測定範囲にわたつてラバル・ノズルからのジェットの中心軸上の全圧はパイプ・ランスのそれの 3~5 倍と大きい。

各種ノズルからのジェットの中心軸上での全圧の変化を、ノズル・スロート径ごとに Fig. 6~Fig. 8 に示す。これらの図中で例えば M2 と添記したのは、ノズル形状がマッハ数 2 に合致するように設計されたノズルで

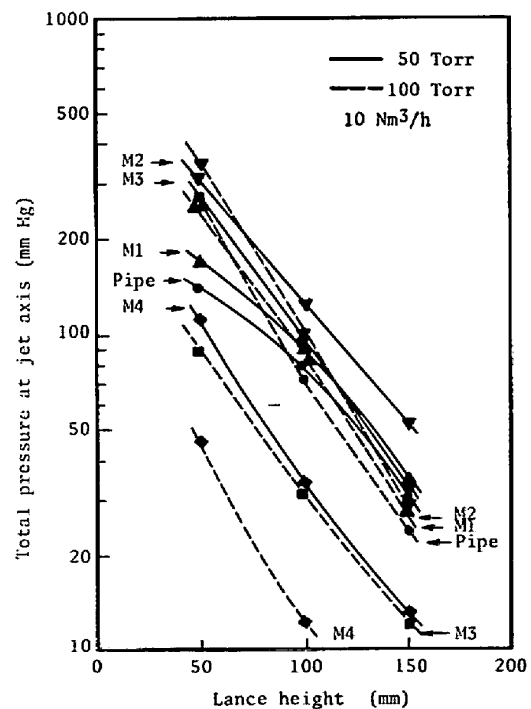


Fig. 6. Total pressure of jet from 4 mm dia. nozzle.

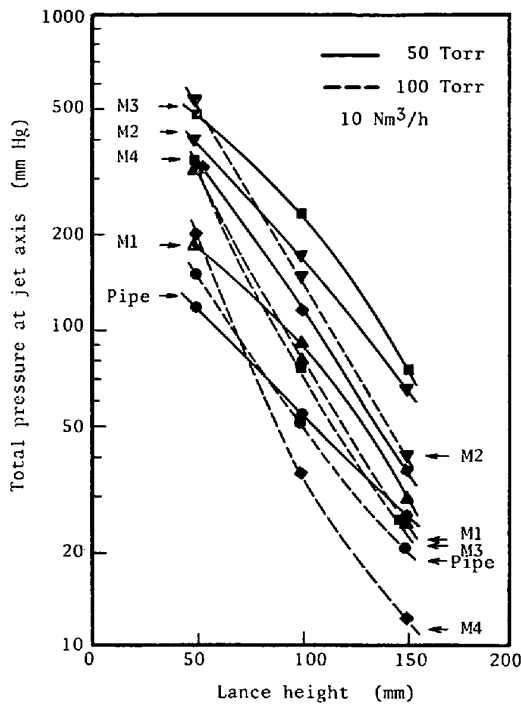


Fig. 7. Total pressure of jet from 3mm dia. nozzle.

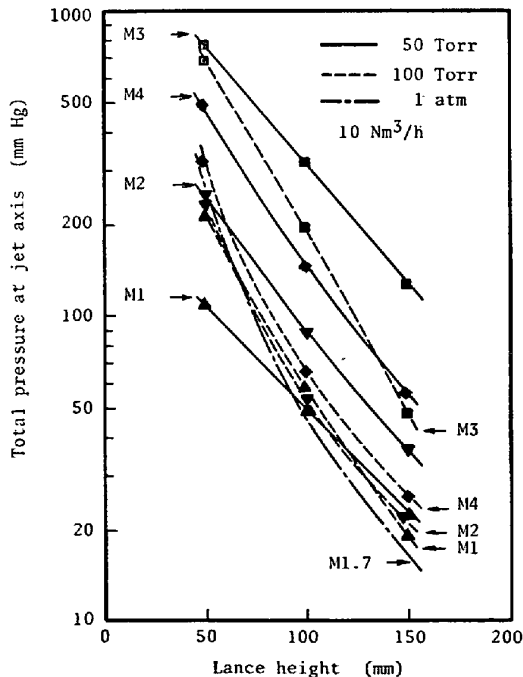


Fig. 8. Total pressure of jet from 2mm dia. nozzle.

あることを表示している。これらの図から、ジェットを中心全圧は、ノズルを出たあと、ほぼ指数関数的に減衰することがわかる。またノズルの設計マッハ数に関しては、いずれのノズル・スロート径の場合にも、設計マッハ数の増加につれてジェットの全圧が最初は増大する

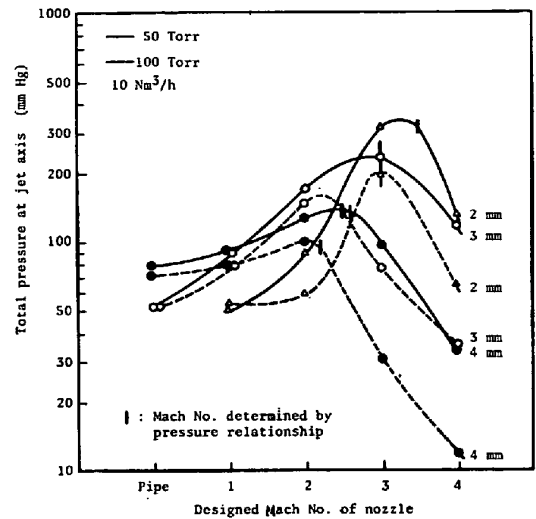


Fig. 9. Total pressure of jet at 100 mm lance height.

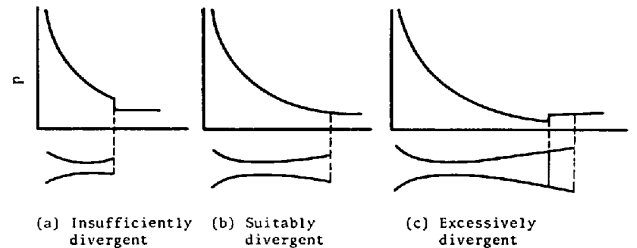


Fig. 10. Schematic drawing of pressure distribution in Laval nozzle.

が、あるマッハ数に達したあとは逆にジェットの全圧が減少する傾向が明瞭に認められる。

ランス高さの一例として 100 mm 高さの場合のジェットの中心全圧をノズルの設計マッハ数との関連で見たものを Fig. 9 に示す。いずれのスロート径、真空槽圧の場合にもジェットの全圧が最大になるマッハ数が存在する。この図の曲線上に記入した縦線のマークはランス元圧と真空槽圧の圧力条件によつてジェットが到達できるマッハ数の相当位置を表示しているが、ジェットの全圧が最大になる位置とよく一致している。この結果から圧力条件によつて決まるマッハ数にちょうど合致するように設計されたノズルでジェットの全圧が最大になることがわかる。

圧力条件と合致しない形状のノズルではジェットの全圧は小さくなるが、特に拡大が過剰な（設計マッハ数が大きすぎる）ノズルでこの傾向が著しい。これらの原因は文献<sup>3)7)</sup>から次のように考えられる。

(1) 拡大が不十分なノズルでは、ノズルの出口でも気体はまだ充分膨張していない(Fig. 10(a))。このためノズルを出た直後に方向性の悪い膨張を生じ、ジェット

の軸方向の全圧が小さくなる。

(2) 拡大が過剰なノズルでは、気体はノズルの拡大部で真空槽圧よりも低い圧力まで過大な膨張を生じ、あるところで衝撃波の発生を伴って急激に圧力を回復し、同時に流速を減ずる (Fig. 10(c))。このためジェット的全圧が著しく減少する。

以上の模型実験によつて酸素ランスのラバル・ノズルは真空槽圧力にちょうど合致したマッハ数に設計するのがよく、また合致しない場合には大き目のマッハ数 (拡大過剰) よりも小さ目のマッハ数 (拡大不足) の側で設計するのが望ましいことが判明した。

以上の結果を考慮に入れて実験データを見なおすと、スロート径 2 mm, 設計マッハ数 3 のラバル・ノズルは真空精錬時の上限の圧力 (100 Torr) にちょうど合致する形状で、これ以下の吹錬時圧力では拡大不足となり、しかも 4 mm 径のパイプ・ランスの 3 倍のランス高さからでもほぼ同等のジェット圧力が確保できており (Fig. 6, Fig. 8 参照), 実炉に適用するのに適していると判断される。

真空下でこのような小径のスロートで大きなマッハ数をもつたラバル・ノズルを用いることによつて、ガスが圧力として蓄えていたエネルギーを有効に運動エネルギーに転換できる。Fig. 8 に大気中へ同じ量のガスをラバル・ノズル (ただしマッハ数は圧力条件に合致する 1.7 に設計) から噴出した時のジェットの圧力を併記しているが、これに比較して真空下では 5~10 倍のジェットの圧力が得られており、真空の効果の顕著なことを示している。

#### 4. 実炉へのラバル・ノズルの適用

##### 4.1 噴流特性の測定

内径 36 mm のパイプ・ランスとスロート径 20 mm, 設計マッハ数 3 のラバル・ノズルをもつたランスについて、実炉で酸素ジェットの全圧分布を測定した。

Fig. 11 に示すごとく先端に内径 2 mm のピトー管をとりつけた L 字型のパイプを予備ランス孔から降下し、下部に吊り下げた重錘を取鍋内に設置した架台上に座らせ重錘の上に置いた芯を軸として L 字管を回転できるようにした。この方法で酸素ランスの直下を含めてジェットの半径方向の全圧分布を測定した。

真空槽圧力はスチーム・エジェクターの作動段数によつて調整したが、吹錬前期に相当する条件として酸素流量 1000Nm<sup>3</sup>/hr, 真空槽圧力 45 Torr を, 吹錬後期に相当する条件として酸素流量 800Nm<sup>3</sup>/hr, 真空槽圧力 7.5 Torr を選んだ。

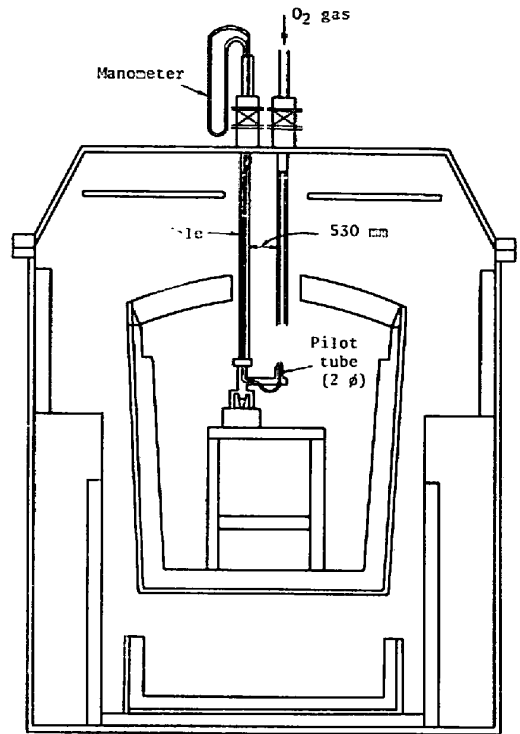


Fig. 11. Apparatus for measuring total pressure of oxygen jet.

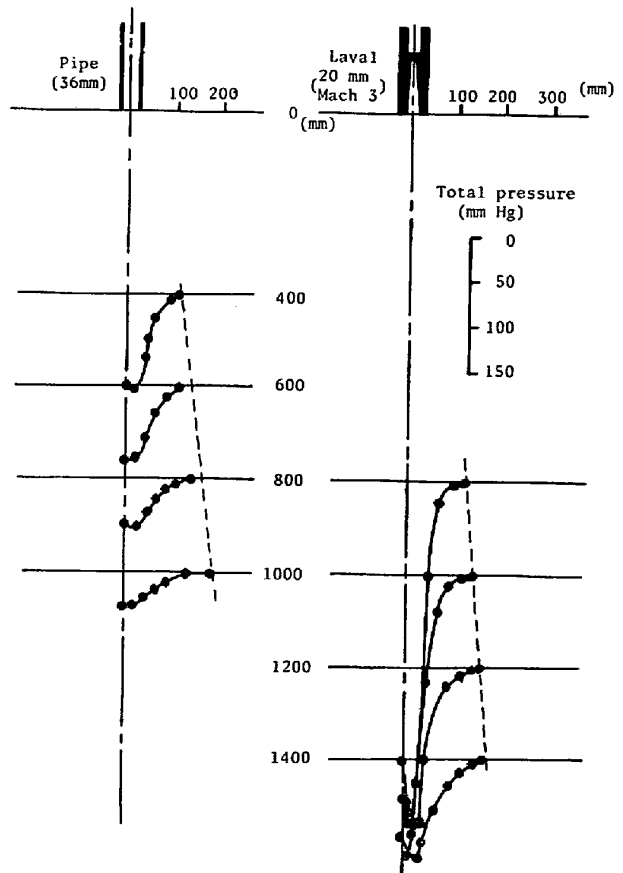


Fig. 12. Total pressure of oxygen jet at 45 torr and 1000Nm<sup>3</sup>/hr.

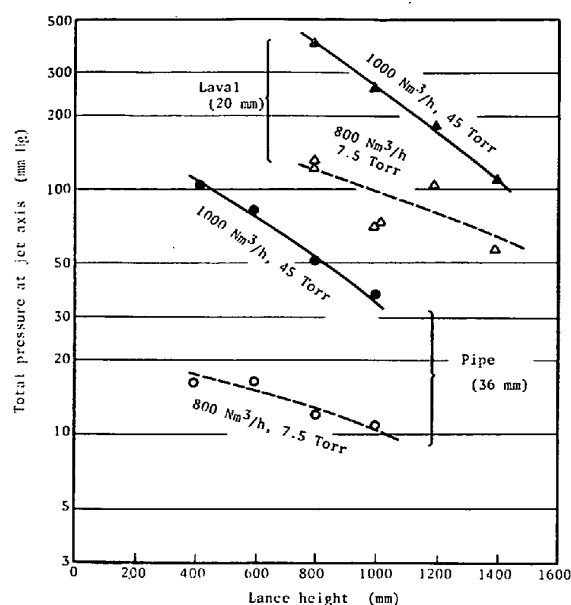


Fig. 13. Total pressure of oxygen jet.

真空槽圧 45 Torr の場合の酸素ジェット的全圧分布を Fig. 12 に示す。いずれのランスとも、ジェットの拡がり角度は約  $6^\circ$  と小さく、またノズル出口直後でジェットの膨張が生じているようである。ジェットの全圧は模型実験の 50 Torr の値とほぼ同じレベルで、ラバル・ノズルのジェットの圧力がパイプ・ランスのそれよりも著しく大きいことが確認できた。

酸素ジェットの中心軸上の全圧変化を Fig. 13 に示す。吹錬前期に相当する高圧力時だけでなく、吹錬後期に相当する低圧力時にもラバル・ノズルからのジェットの全圧は高い値を保っており、パイプ・ランスの通常のランス高さ 400~600 mm での酸素ジェットの全圧は、ラバル・ノズルでは 1400 mm のランス高さからでも充分確保することができる。

パイプ・ランスの低圧力時の酸素ジェットの圧力は水銀柱で 15 mm と著しく小さい。これを単純に溶鋼に換算すると凹み深さは約 30 mm であり、スラグ層としてもせいぜい 100 mm しか浸透できないような弱いジェットである。吹錬時のスラグ量の減少、アルゴン・バブリングによる溶鋼表面の露出などが従来から重要視されているのは、このような酸素ジェットの特性に起因しているものと考えられる。

#### 4.2 実吹錬への適用

酸素ジェットの特性が確認できたラバル・ノズルを用いて、実炉で実際に 18-8 ステンレス鋼の吹錬を行なった。吹錬条件と成分挙動をパイプ・ランスの場合と比較して Table 3 に示す。ランス-湯面間距離を初期に 600 mm に調整し、吹錬中に漸次ランスを下降したパイプ・ランスに対し、ラバル・ノズルでは吹錬中全期間を通じて取鍋蓋の位置に相当する 1400 mm の高さから吹錬を行なったが、同等の吹錬時間および酸素消費量で同等の

Table 3. Results of blowing 18-8 stainless steel by Laval nozzle and plain pipe.

Oxygen lance	Laval (Throat dia. 20 mm)	Pipe (Inner dia. 36 mm)	
Lance height (mm)	1400, fixed	600, initially Fed downwards gradually	
Oxygen flow rate (Nm <sup>3</sup> /hr)	1000 → 800	1000 → 800	
Blowing time (min)	28	27	
Oxygen consumption (Nm <sup>3</sup> )	430	420	
Vessel pressure (Torr)	100 → 4.8	100 → 4.8	
Argon flow rate (Nl/min)	~20	~30	
Chemical composition (%)	C	0.40 → 0.038	0.41 → 0.038
	Si	0.32 → 0.10	0.20 → 0.09
	Mn	1.30 → 0.85	1.11 → 0.71
	Cr	18.00 → 17.10	18.00 → 16.90
Bath temperature (°C)	1620 → 1750	1595 → 1725	
Oxygen efficiency (%)	For decarburization	33	33
	For deC+deSi	50	41

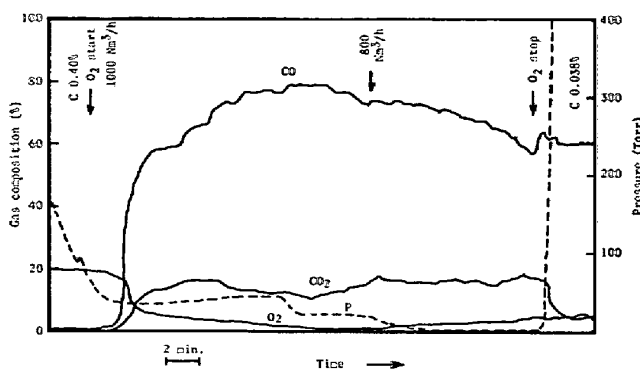


Fig. 14. Change of gas composition during the blowing with Laval nozzle lance.

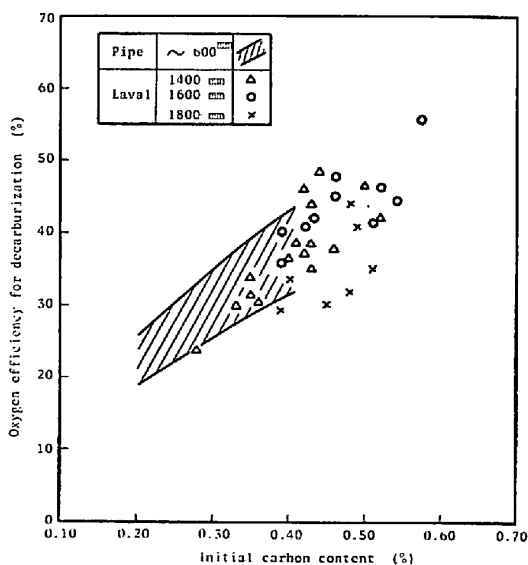


Fig. 15. Oxygen efficiency for decarburization blown with Laval nozzle lance.

脱炭が進行し、またメタリックな成分の挙動にも大差は認められない。

ラバル・ノズルを用いて吹錬した場合の吹錬中の排ガス成分の変化を真空度の変化と一緒に Fig. 14 に示す。吹錬期間中を通じて排ガスの大部分は CO ガスで占められており O<sub>2</sub>, CO<sub>2</sub> のような酸素ジェットの未反応に起因する成分は少ない。このことから大きなランス-湯面間距離でのラバル・ノズルからの酸素ジェットは溶鋼と良好に接触し、反応しているものと判断される。

酸素の反応効率として生成物を CO ガスとした脱炭酸素効率を用いて、ランス-湯面間距離が 1 400~1 800 mm の範囲の酸素効率を調査した。Fig. 15 は脱炭酸素効率に大きな影響をおよぼす吹錬前 C 含有量<sup>6)</sup>との関連でランス高さの影響を見たものである。この図から 1 600 mm の高さまでは酸素効率の低下はないことがわかる。

1 600 mm のランス高さは本設備では取鍋蓋のランス孔の中に相当する位置である。このためランス先端の熱負荷が著しく軽減され、ランスの周囲を耐火物でコーティングすることによつて 5 ヒート以上の連続使用が可能となつた。

以上のように 50 t 真空精錬炉にラバル型の酸素ランスを適用することによつて、ランスの溶損が防止されて吹錬条件が安定し、精錬作業の安定向上に貢献している。

## 5. 結 言

真空精錬法で安定な吹錬を行なえる酸素ランスをみいだすため、各種のノズルから真空中へ噴出する酸素ジェットの全圧を測定した結果、次の点が明らかとなつた。

- (1) 通常用いられているパイプ・ランスからのジェットの圧力は小さく、特に高真空時にこの傾向が著しい。
- (2) 真空槽圧力に合致したマッハ数に設計したラバル・ノズルを用いることにより、ジェットの圧力を著しく増大することができる。
- (3) 吹錬中の真空槽圧力の減少に対しては、ラバル・ノズルが拡大不足になる方向に設計する方が、ジェットの圧力を高目に維持できる。

以上の知見にもとづいて設計したラバル・ノズルを 50 t 実炉へ適用した結果、パイプ・ランスの 2 倍以上のランス-湯面間距離で吹錬を行なうことが可能となり、ランスの溶損が防止できるために吹錬が著しく安定した。

終りに本研究の発表を許可されました住友金属池島俊雄専務取締役に感謝の意を表します。また研究中終始激励をたまわつた田上豊助中央技術研究所次長をはじめ上司の方々および実験の遂行に協力された鋼管製造所ならびに中央技術研究所の関係者に感謝いたします。

## 文 献

- 1) 中西, 大井, 住田, 鈴木: 鉄と鋼, 59 (1973), p. 1523
- 2) J. BERVE: Proceeding of the Fourth International Conference on Vacuum Metallurgy, (1974), p. 98 [The Iron & Steel Institute of Japan]
- 3) 原田: 流体の力学, (1959), p. 247~292 [棋書店]
- 4) J. MAATSCH. Techn. Mitt. Krupp, 19 (1961), p. 17
- 5) 川上: 鉄と鋼, 51 (1965), p. 706, p. 708
- 6) 小谷, 池田, 石原, 阪根: 鉄と鋼, 61 (1975), p. 3149
- 7) A. CHATTERJEE: Iron and Steel, (1972) Dec., p. 627, (1973) Feb., p. 38