

(125) 戸畑第2転炉の計算制御について

八幡製鉄, 戸畑製造所

○島田 道彦・大石 将司

中山 雄司・内藤 功一郎

Computer Control of LD Converter at Tobata Steel Plant.

Michihiko SHIMADA, Masashi OISHI  
Yūzi NAKAYAMA and Kōichirō NAITO.

1. 緒 言

八幡製鉄では転炉に計算制御を導入するにあたり, 出鋼量が多く, 終点制御が品質, 生産能率および後工程におよぼす影響の大きい, かつ, 非燃焼式排ガス回収方式(OG法)の特徴をいかすことができるという理由で戸畑第2転炉工場を対象工場にとりあげた。昭和39年8月に制御用計算機を購入し, 以来, 調整と試験操業を繰り返し, 操業者と整備員の教育を行なってきたが, 40年7月より全面的にオンライン操業を実施し, 順調に進んでいる。さらにOG法においては排ガス流量と成分が計測できるので, これを利用した制御方式を開発し, オンライン化している。

2. 計算制御システム

戸畑第2転炉工場で生産される鋼種は, 終点[C]が0.03%から0.30%の範囲内のもので, catch carbon法による操業を行なっている。製出鋼予定量に対して溶

銑量を, 鋼滓塩基度に対しては生石灰量を, 反応過程に対しては酸素ランスと浴面の間隔を操作するとともに, 終点時の溶鋼成分, 特に[C]と溶鋼温度を目標範囲に入るように, ミルスケール量と酸素量を操作している。計算制御の対象として, これらの吹錬過程のほかに調整過程も含めている。

現在の操業, および設備上の制約を考慮し, つぎのような方針にしたがって制御システムの設計を行なった。(1) 転炉作業の性質から一挙に完全自動の閉ループシステムとすることは困難であるので, オペレーションガイド方式とする。(2) 計算に必要なデータには手動設定によるものが多いので, 誤操作に対する対策をとり入れる。(3) オンライン操業中に数式モデルの改善をはかるため, 解析に必要なデータのロギングと計算を含める。(4) 操業管理用のデータロギングを組みこむ。(5) 機器の操作と保守を容易にする。

Fig. 1に計算制御システムの概略を示す。計算機には富士通信機製の制御用計算機FIDAP 400Bを用い, 1, 2号炉を制御するが, 1/2基操業および2/2基操業に対応できるシステムにしている。

3. 計算機入力について

計算制御実施上入力データの精度は計算結果の精度を左右し, 制御結果に大きく影響する。問題となる入力についてつぎのような検討を行ない, 処理をした。

3-1 溶銑[C]

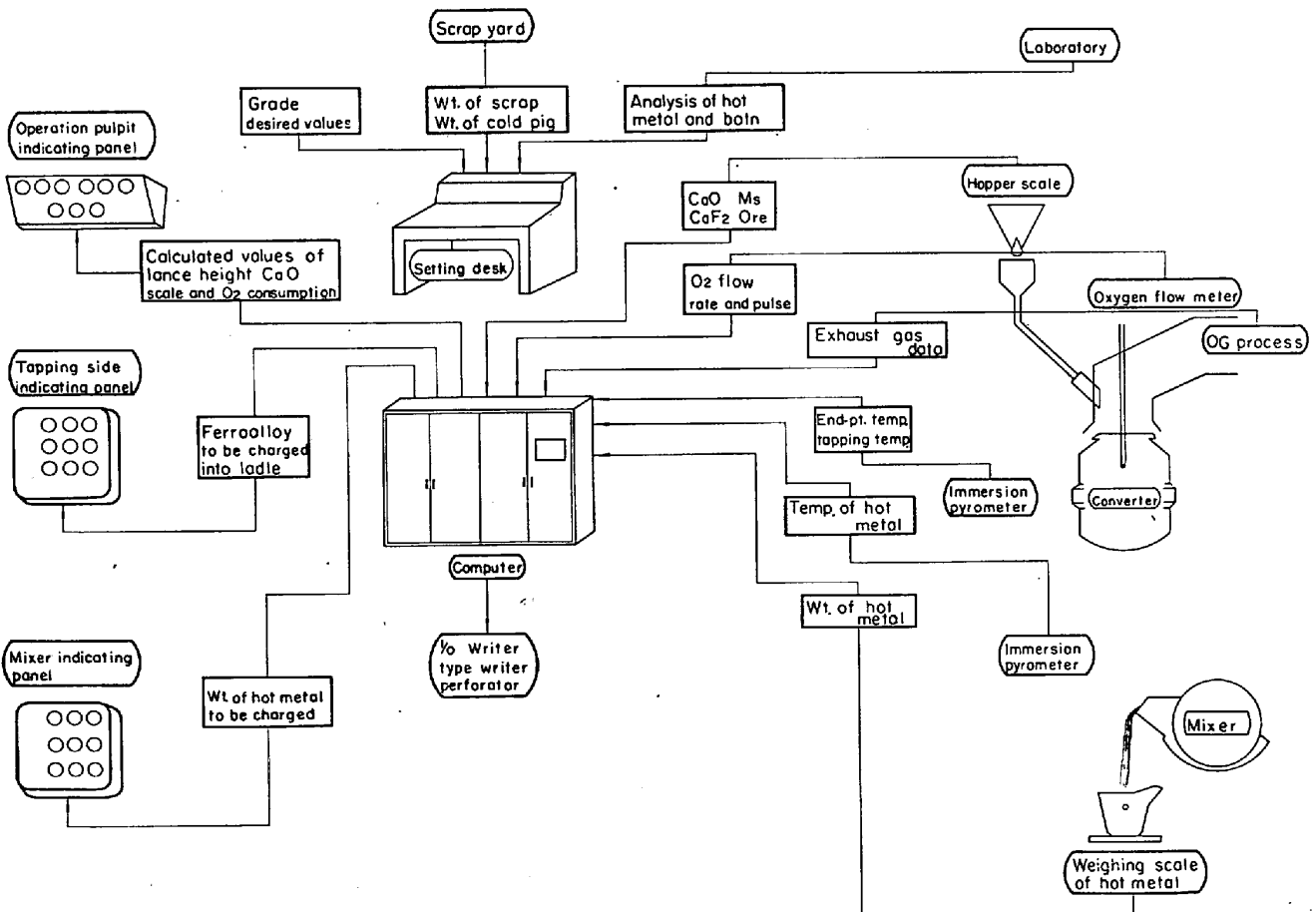


Fig. 1. Block diagram of computer control system.

溶銑成分，とくに [C] の分析誤差は終点 [C] の値以上になり，物質収支を考える上で困難を生じる．混銑炉より受銑する際に試料を採取し，カントバックにより毎回分析するが，前数ヒート分の分析値との平均をとることにより，分析誤差を少なくするようにした．しかし混銑炉切りかえ時に予測がはずれることがある．

3.2 溶鋼温度

大型炉における吹止測温時の鋼浴温度分布について調べた．倒した炉内の水平方向に 50cm，または垂直方向に 20cm はなれた 2 カ所を浸漬温度計で同時に測温した結果では，位置による差は有意でなく，再現精度は  $\sigma$  で約 4°C であつた．温度指示の読みとり誤差を避けるため，計算機には自動読みこみとしている．

3.3 終点溶鋼 [C]

同時に炉内より 3 個の試料をとり，分析値を調べた結果，95%信頼限界の巾は低炭で  $\pm 0.006\%$ ，中炭で  $\pm 0.01\%$  であつた．

3.4 酸素量

吹錬酸素量 7000 Nm<sup>3</sup> で 100 Nm<sup>3</sup> の誤差は，終点温度に対して約 12 deg の変化をもたらす．酸素流量の測定精度の向上がのぞまれる．

4. 数式モデル

転炉の反応プロセスを理論的にモデル化することは，いくつもの仮定を必要とし，容易ではない．他方，終点制御に関係する要因を選び，回帰により求める統計的方法は，要因の選択，要因間の交絡が問題で，各要因の係数が理論的あるいは経験的な値と異なるおそれがある．

[記号]  $W_{TP}$ : 全銑鉄量 t,  $W_{CP}$ : 型銑量 t,  $W_{SC}$ : 鋼屑量 t,  $W_S = W_{TP} + W_{SC}$ ,  $W_{MS}$ : ミルスケール量 t,  $W_{Ore}$ : 鉱石量 t,  $W_{CaO}$ : 生石灰量,  $G_{O_2}$ : 吹錬酸素量 Nm<sup>3</sup>,  $F_{O_2}$ : 酸素流量 Nm<sup>3</sup>, h: ランス湯面間隔 cm,  $t_d$ : ディレイタイム min,  $C_P$ : 溶銑 [C]%,  $C_E$ : 終点溶鋼 [C]%,  $Si_P$ : 溶銑 [Si]%,  $Si_E$ : 終点溶鋼 [Si]%,  $P_P$ : 溶銑 [P]%,  $P_E$ : 終点溶鋼 [P]%,  $\theta_E$ : 終点溶鋼温度 °C,  $\theta_P$ : 溶銑温度 °C,  $W_{FeO}$ : 酸化鉄量 t,  $W_f$ : フェーム量 t,

4.1 所要酸素量

反応に要する酸素量は，酸素収支より次式が得られる．

$$G_{O_2} + \beta W_{MS} + \gamma W_{Ore} = \alpha W_{FeO} + \eta W_{TP}(C_P - C_E) + \{a_1(Si_P - Si_E) + a_2(Mn_P - Mn_E) + a_3(P_P - P_E)\} W_{TP} + a_4 W_f$$

右辺の各項が計算できれば，所要酸素量が求められるが  $W_{FeO}$  や  $\eta$  が得られねばならない． $W_{FeO}$  と  $C_E$ ，酸素流量などとの関係は見出されるが，精度は不十分である． $\eta$  や  $W_f$  については実測に難点がある．よつて，経験的な式として次式を考えた．

$$(G_{O_2} + \beta W_{MS} + \gamma W_{Ore}) / W_{TP} = F(C_E) + b_1(C_P - C_{Po}) + b_2(Si_P - Si_{Po}) + T_1(td) + H_1(h, F_{O_2}) + Const.$$

ここで  $C_{Po}$ ,  $Si_{Po}$  は  $C_P$ ,  $Si_P$  のある基準値である．各係数は理論的もしくは実験的に得られる． $T_1(td)$ ,  $H_1(h, F_{O_2})$  の各関数についても実験的に求めた．また，吹錬条件をできるかぎり同じにして  $G_{O_2}$ ，あるいは  $W_{MS}$  をかえて工場実験を行ない， $F(C_E)$  を得た．工場において，つねに同一装入条件，吹錬条件を得ることは難し

いので，連続 2 ヒートを 1 組としてそれぞれ十数組の実験を行なつた．const. 項は炉代間で，また 1 炉代中でも変化するが，近接したヒート間ではほぼ同じとみなせる．そこで，所要酸素量を表わす特性値  $O_S$  を次式により定義した．

$$O_S = (G_{O_2} + \beta W_{MS} + \gamma W_{Ore}) / W_{TP} - F(C_E) - b_1(C_P - C_{Po}) - b_2(Si_P - Si_{Po}) - T_1(td) - H_1(h, F_{O_2}) \dots \dots \dots (1)$$

今回の吹錬結果より求めた  $O_S$  を用いて次回の予測値とすれば  $(G_{O_2} + \beta W_{MS} + \gamma W_{Ore}) / W_{TP}$  が得られる．実際には推定式自体の誤差，測定値の誤差，炉況変動を含むため  $O_S$  は変動するから，数ヒート前までの  $O_S$  の平均値を用いて次回予測値とする．

4.2 冷却材量

熱収支と酸素収支の式より温度  $\theta_E$  に関する式が得られるが， $\theta_E$ ,  $C_E$ ,  $C_P$ ,  $Si_P$ ,  $\theta_P$  のそれぞれに基準値  $\theta_{E0}$  (=1600°C),  $C_{E0}$ ,  $C_{P0}$ ,  $Si_{P0}$ ,  $\theta_{P0}$  を選び，屑鉄換算配合率の形に表わすと，近似的に次式が得られる．

$$(W_{SC} + d_1 W_{MS} + d_2 W_{CP} + d_3 W_{Ore} + d_4 W_{CaO}) / W_S = d_5 G_{O_2} / W_S + d_6 + T_2(t_d) + (d_7 + d_8 W_{MS} / W_S + d_9 G_{O_2} / W_S)(\theta_E - \theta_{E0}) + d_{10}(C_E - C_{E0}) + d_{11}(C_P - C_{P0}) + d_{12}(Si_P - Si_{P0}) + d_{13}(\theta_P - \theta_{P0}) + d_{14}(\theta_E - \theta_{E0})(C_E - C_{E0}) + k$$

式中の各  $d$  は基準値を用いて計算した常数である． $k$  は熱収支における熱損失などの残余項である．当初，各係数に主として理論値を用いて  $k$  を算出し， $k$  の予測を行なつたが十分な結果は得られなかつた．これは，各係数自体と仮定の誤りが原因となる他，炉況や吹錬条件による影響を考慮していなかつたためと考えられる．

そこで上記の式をくわしく検討することをやめ，次式を考えた．

$$(W_{SC} + m_1 W_{MS} + m_2 W_{CP} + m_3 W_{Ore} + m_4 W_{CaO}) / W_S = m_5 G_{O_2} / W_S + T_2(t_d) + m_6(C_P - C_{P0}) + m_7(Si_P - Si_{P0}) + m_8(\theta_P - \theta_{P0}) + H_2(h, F_{O_2}) + G(\theta - \theta_0) + const.$$

各係数については実験や統計的解析により検討した値を採用した．所要酸素量の場合と同じ工場実験結果より  $G(\theta - \theta_0)$  の関数を求めた．const. の項はやはり変動するが，近接したヒートでは近い値である．よつて冷却材量を表わす特性値  $K_S$  を次式により定義した．

$$K_S = (W_{SC} + m_1 W_{MS} + m_2 W_{CP} + m_3 W_{Ore} + m_4 W_{CaO}) / W_S - m_5 G_{O_2} / W_S - T_2(t_d) - m_6(C_P - C_{P0}) - m_7(Si_P - Si_{P0}) - m_8(\theta_P - \theta_{P0}) - H_2(h, F_{O_2}) - G(\theta - \theta_0) \dots \dots \dots (2)$$

すなわち  $K_S$  は  $\theta_{E0} = 1600^\circ C$  に対する屑鉄換算配合率を示している． $K_S$  も  $O_S$  の場合と同様，数ヒート前までの各  $K_S$  の平均値を用いて次回の予測値としている．

4.3 数式モデルによるオンライン結果

操業上は鉱石使用量をあらかじめ与えるゆえ，(1)式と(2)式について予測の  $O_S$  と  $K_S$  を用いて連立解の形で  $G_{O_2}$  と  $W_{MS}$  が求められる．これにより操業した結果，Fig. 2 に示す成績を得ている．従来の成績にくらべ，終点温度で約 5%，終点 [C] で低炭約 10%，中炭約 20% の適中率向上を示している．現在，工場実験，地金落下などによる異常ヒート酸素流量計の故障などの

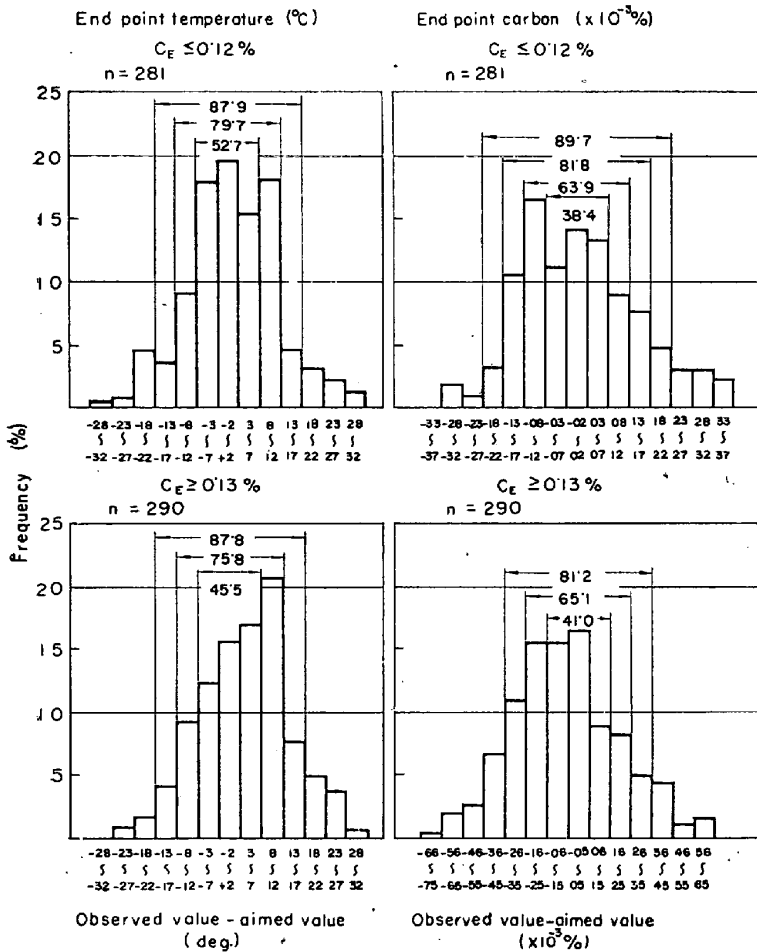


Fig. 2. Performance of computer control (Static model).

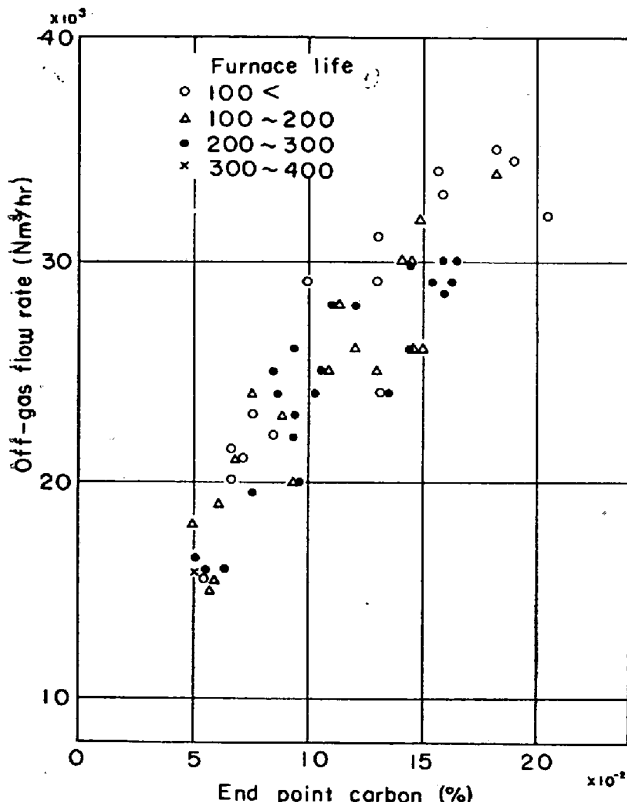


Fig. 3. Relation between bath carbon and off-gas flow rate at end point.

他は全面的にオンライン操業を実施し、適用率は約90%である。

5. 排ガス利用による終点[C]制御

転炉の脱炭速度を排ガス成分より知つて終点[C]制御に利用する試みのひとつに、全期間の脱炭速度を積分することにより脱炭量を求める方法がある。OG転炉は排ガス流量計ならびにガス分析計を備えているので実験を行なつたが、装入溶銑[C]分析値の精度が±0.20%程度あるため、終点制御としては不相当であつた。脱炭速度の変化についても検討したが、脱炭曲線のパターンは一様ではない。吹錬末期の脱炭速度が鋼浴[C]に依存することから、末期の排ガス流量と成分について調査を行なつたところ、吹止め時の排ガス流量指示値と終点[C]の間に良好な関係が見出された。

すなわち、吹止め予定の数分前より転炉フードのスカートを下げてほぼ密閉し炉圧を一定値に保つとともに希釈N<sub>2</sub>量も一定流量として実験した。結果の一例をFig. 3に示すが、[C]0.20%以下で±0.02%の範囲にほぼ入ることが判明した。排ガス成分は、サンプリングと分析の遅れが現在約40secあり、吹止め時のガス成分はわからぬが、分析計指示ではCO、CO<sub>2</sub>の変化は少ない、希釈N<sub>2</sub>量を一定とすることは排ガス流量の測定精度に関係するので重要であり、炉内圧を一定にするのも流量指示の変動を極力押えるためである。計算機による排ガス流量の読みとりは3sec間隔で行ない、予定流量に達したか否かの判断は計算機により行なつてゐる。

排ガス流量による終点[C]の判定法と従来のスタティックコントロール方式を組み合わせ、41年4月よりオンラインで試験中であるが、炉況などにより[C]が大きく目標よりはずれることはなくなつた。今後排ガスデータの利用をさらに拡充し、終点温度の予測化と相まつて、ダイナミックコントロールの開発が期待される。

6. 結 言

戸畑第2転炉に計算制御を導入し、スタティックモデルの開発により、全面的オンライン操業が可能となつた。さらに、排ガス流量による終点[C]判定法を開発しオンライン化をはかり、転炉のダイナミックコントロールの見通しが得られた。

なお、この研究にあつては前田実、岡本和彦、石橋政衛3氏のご協力をえました。

## (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>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 Pd, 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成し, 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, および先端において撮影した.

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°