

## 論 文

UDC 669.046.564.5-984 : 669.184.244.66

# ガス・ジェットによる液面凹み現象に及ぼす 雰囲気圧力の影響\*

稲 田 爽 一\*\*・渡 辺 哲 弥\*\*\*

## Influence of Pressure in Surrounding Atmosphere on the Cavity Formation by Gas Jet

Soichi INADA and Tetsuya WATANABE

## Synopsis:

Through the modification of gas jet theory by BRADSHAW et al, a mathematical representation that is capable of expressing the influence of pressure in atmosphere has been proposed for the dynamic characteristic of gas jet. Experimental model tests gave also been conducted for the confirmation of the proposed model.

The results are summarized as follows:

- (1) The mathematical model is found to give semi-quantitative agreement with results of experimental model tests.
- (2) The results of the model tests indicate that the gas jet under the reduced pressure transports the momentum to the liquid surface with less energy loss than that under the atmospheric pressure. The cavity gets, with the decrease of pressure in atmosphere, accordingly.
- (3) The approach outlined here seems to indicate an attractive suggestion for the understanding of the mass transfer in gas jet/liquid reaction.

### 1. 緒 言

ガス・ジェットはLD転炉製鋼法、真空脱炭法などの多くの冶金工程における気液反応の手段として使用される。従つてジェットの特性を解明することは気液反応を特に反応速度論的な立場から評価する場合極めて重要である。この観点から前報において<sup>1)</sup>ガス・ジェットによる気液反応系においてガス・ジェットの物理的な特性と、ガスの液中への吸収効率を見かけの物質移動係数で示し、両者の関係を半定量的に表現する数式モデルを提案した。本研究は更にガス・ジェットの動的な特性に着目し、特にガスが液面にふきつけられた場合に液面に生ずる凹みの生成現象に関し検討を行なつた結果である。液面に生成される凹みは、ジェットの運動量と密接な関係があり、気液反応における物質移動は凹みの部分で支配的に行われると考えられるので凹みの生成現象は特にガス・ジェットの冶金反応上の効果を考察する上に極めて重要である。

以上の観点から本研究は凹み生成現象にいちじるしい影響をあたえると思われる雰囲気圧力の影響に関して、雰囲気圧力変化に追従してガス・ジェットの動的な特性を示す数式モデルを BRADSHAW<sup>2)</sup>らの大気圧下のガス・ジェットモデルをもとにして導出した。更に真空油を用いた減圧雰囲気中における常温モデル実験により本モデルの妥当性を検討し、ガス・ジェットによる液面凹み生成に関しジェット運動量の関連で考察を加えた。

### 2. 数 式 モ デ ル

ガスを液面にふきつけた場合の挙動はLD転炉製鋼法の速度論的解析に対して極めて重要な問題である。このため従来までにこれに関しての多くの研究が報告されている<sup>2)-6)</sup>。その代表として BRADSHAW らの研究をあげると、ガスを液面にふきつけた場合のランス、液面凹み深さ、ジェットの条件の相関的な関係図として Fig. 1 を示しこれらの関係を示す数学的な解として(1)式をあたえている。

\* 昭和 49 年 4 月本会講演大会にて発表 昭和 51 年 2 月 17 日受付 (Received Feb. 17, 1976)

\*\* 日本冶金工業(株)川崎製造所 (Kawasaki Works, Nippon Yakin Kogyo Co., Ltd.)

\*\*\* 日本冶金工業(株)技術部 (Nippon Yakin Kogyo Co., Ltd., 1-7 Takara-cho Chuo-ku Tokyo 104)

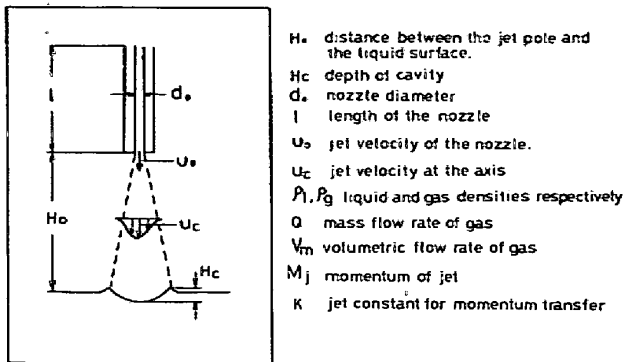


Fig. 1. Model of impinging gas jet.

$$\frac{H_c}{H_0} \left( \frac{H_c + H_0}{H_0} \right)^2 = \frac{k^2 \cdot M_j}{2\pi g \rho_l H_0^3} \dots\dots\dots (1)$$

- ここで  $H_c$ : 液面凹み深さ (m)
- $H_0$ : ランス高さ (m)
- (ジェット・ポールから液面までの距離)
- $k$ : ジェットの運動量移動に関する定数
- $g$ : 重力加速度 (m/s<sup>2</sup>)
- $\rho_l$ : 液の密度 (kg/m<sup>3</sup>)
- $M_j$ : ジェットの運動量 (kg·m/s<sup>2</sup>)

BRADSHAW らは (1) 式の妥当性  $\text{CO}_2$  ジェット-水系モデル実験により確認している<sup>2)</sup>。(1) 式の  $k$  の値はジェットとジェット外周の雰囲気と同じ流体であれば同一の値となる。例えば水中における水ジェットの場合  $k = 12.8^7)$ 、空気中における空気ジェットの場合  $k = 12.8^8)$  が報告されている。WAKELIN<sup>9)</sup>は空気-水、 $\text{CO}_2$ -水、空気-水銀、 $\text{CO}_2$ -水銀系のモデル実験から  $k \approx 15$  の値を報告しており、この値は他の研究者の測定値とよい一致をみており、ガス・ジェットによる液面凹み現象に対して溶液の界面張力、粘性は大きな影響をあたえないことを指摘している<sup>10)</sup>。

(1) 式は雰囲気圧力が変動した場合、例えば減圧条件のもとでガスを噴出した場合液面の凹みがどのようになるかを示せない。ガス・ジェットの特性を雰囲気圧力  $P$  に追従して表現しうるモデルをうることは単に減圧精錬で適用するガス・ジェットの特性を理解するためのみならず、雰囲気中のガス密度  $\rho_g$  のジェットの特性に及ぼす影響を理解するために極めて重要であろうと考えられる。しかしながらこれに関しては従来あまり検討されていない。中西らは減圧下のガス・ジェットの特性を示す数式モデルを報告している<sup>11)</sup>。このモデルはランス出口におけるジェットの特性、断熱膨張理論およびノズル内のガス流の摩擦抵抗などをもとにして導出されたもので、水モデル試験によりその妥当性を検討しているが数式モデルとモデル実験の実測値にかなりのへだたりが指

摘される。

以上の観点から著者らは (1) 式をもとにして (1) 式中の  $M_j$  を  $P$  の関数として示すことにより減圧雰囲気下のガス・ジェットの特性を示す数式モデルの導出をこころみた。 $M_j$  は質量流量  $Q$ 、ランスノズル径  $d_0$  (m)、ガス密度  $\rho_g$  (kg/m<sup>3</sup>) を用いて次式で示すことができる<sup>5)7)</sup>。

$$M_j = 4Q^2 / \pi d_0^2 \rho_g \dots\dots\dots (2)$$

$Q$  は標準状態のガス密度  $\rho_{gN}$  (kg/m<sup>3</sup>)、およびガス流量 (標準容積流量)  $V_m$  (Nl/min) をもちいて次式で示すことができる。

$$2Q^2 = 5.55 \times 10^{-10} \rho_{gN}^2 V_m^2 \dots\dots\dots (3)$$

従つて (1) 式は次式に変換することができる。

$$\frac{H_c}{H_0} \left( \frac{H_c + H_0}{H_0} \right)^2 = \frac{k^2 \rho_{gN}^2}{\pi^2 g \rho_l} \cdot \frac{V_m^2}{d_0^2 H_0^3} \cdot 5.55 \times 10^{-10} \cdot \rho_g^{-1} \dots\dots\dots (4)$$

(4) 式中の各項について  $P$  に対する依存性をみると  $k$ 、 $\rho_{gN}$ 、 $\rho_l$ 、 $V_m$ 、 $H_0$  は  $P$  に無関係であり、 $\rho_g$  のみ  $P$  に依存して変化する。そこで  $\rho_g$  を  $P$  の関数として表現してみる。

断熱膨張の理論を適用してランス吐出点の圧力を Fig. 2 に示すごとく  $P_0'$  と定義し  $P$  と  $P_0'$  の関係として次式をあたえる。

$$\rho_g / \rho_{g0} = (P / P_0')^{1/\gamma} \dots\dots\dots (5)$$

ここで  $P_0'$  はランス内ガス圧力とジェット出口側のガス圧力の平均値と仮定し検討をすすめる。(5) 式と上述の仮定から

$$\rho_g = \rho_{g0} \{ 2P / (P_0 + P) \}^{1/\gamma} \dots\dots\dots (6)$$

標準状態の条件と対比して

$$\rho_{g0} = \rho_{gN} / P_N \cdot (P_0 + P) / 2 \dots\dots\dots (7)$$

(6)、(7) 式中の  $\rho_{gN}$ 、 $P_N$  はそれぞれ標準状態のガス密度および大気圧をあらわす。

(4)、(7) 式から次式がえられる。

$$\begin{aligned} \frac{H_c}{H_0} \left( \frac{H_c + H_0}{H_0} \right)^2 &= \frac{k^2 \cdot \rho_{gN}^2}{\pi^2 g \rho_l} \cdot \frac{V_m^2}{d_0^2 H_0^3} \cdot 5.55 \times 10^{-10} \cdot \\ &\frac{\rho_{gN}}{P_N} \left( \frac{P_0 + P}{2} \right) \left( \frac{\alpha P}{P_0 + P} \right)^{1/\gamma} \\ &= \frac{k^2 \rho_{gN}^2}{\pi^2 g \rho_l} \cdot \frac{V_m^2}{d_0^2 H_0^3} \cdot 5.55 \times 10^{-10} \cdot \end{aligned}$$

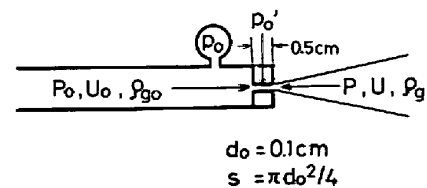


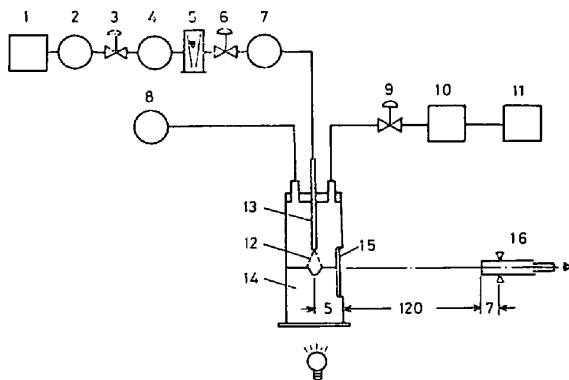
Fig. 2. Model of adiabatic expansion of gas jet at lance port.

$$\alpha(P)^{1/r} \cdot (P_0 + P)^{1-1/r} \dots \dots \dots (8)$$

ただし、 $\alpha = \frac{\rho_{gN}}{P_N} \cdot \left(\frac{2^{1/r}}{2}\right)$

3. モデル実験による数式モデルの検討

前章でみちびいた(8)式は減圧雰囲気下の液面にガスを吹きつけた場合に生成される液面の凹みの生成とジェットの特性を表示する数式モデルであるが、この数式モデルが近似的に成立するかどうか検討するため常温のモデル実験を行なった。



- 1 Gas cylinder
- 2 Pressure gauge
- 3 Valve
- 4 Pressure gauge
- 5 Flow meter
- 6 Valve
- 7 Pressure gauge
- 8 Vacuum gauge
- 9 Valve
- 10 Vacuum chamber
- 11 Vacuum pump
- 12 Gas jet
- 13 Lance
- 14 Oil
- 15 Window
- 16 Telescope

Fig. 3. Experimental apparatus for measuring the cavity depth of gas jet.

Table 1. Cases and liquid used for the model test.

Kinds	$\rho_{gN}(\text{kg}/\text{Nm}^3)$	$\gamma$
Ar	1.7821	1.667
O <sub>2</sub>	1.4277	1.396
N <sub>2</sub>	1.2499	1.405
CO <sub>2</sub>	1.9635	1.302
High vacuum oil	$8.79 \times 10^{-2}$	

Table 2. Experimental conditions for the model test.

Kind of material	Shape	$d_0$ (m)	$l$ (m)	$H_0$ (m)	$P$ (mmHg)	$V_m$ (NI/min)
Glass	Straight type	$1 \times 10^{-3}$	$5 \times 10^{-3}$	$2 \times 10^{-2}$	760	1~10
				$3 \times 10^{-2}$		
				$4 \times 10^{-2}$		
				$5 \times 10^{-2}$	760~20	1~4
				$6 \times 10^{-2}$		

3.1 モデル実験の方法

使用した液は減圧中における安定性を考え高真空ポンプ用拡散ポンプ油を使用した。実験装置を Fig. 3 に示す。使用したガスの種類、それぞれの物性値、ランスの条件などの条件を Table 1, 2 に示す。大部分の実験は Ar ガスを使用しているが比熱比  $\gamma$  の影響をみる実験の目的のために他のガスも併用した。雰囲気圧力は排気系の真空ポンプの前のバルブを調節することにより任意に設定することができた。ガスはボンベから供給され、圧力計、真空計をへて真空油を収容した真空器にみちびき、液の表面にガス製ランスを通してジェットとしてふきつけられる。このようにして雰囲気圧力、ランス・液面間距離、ガス供給量、ランス径などの諸条件を変化してふきつけ実験を行なった。ガスふきつけにより生成される液面の凹み深さは Fig. 3 に示すように真空容器にとりつけられた透明ガラスを通して液面下部から日色電灯でコントラストをあたえ、凹み生成点から約 1.3m の位置から望遠鏡により測定した。基準液面は静止時の液面として測定し測定精度は  $\pm 0.25 \text{ mm}$  であつた。

3.2 実験結果

Fig. 4 にガス流量およびランス高さを変化させてふきつけた場合の液面凹み深さの影響を示した。この範囲の実験条件の場合凹み生成現象に対してガス流量がかなり影響することが観察された。すなわちガス流量  $5 \sim 6 \text{ l/min}$  程度の場合までは平滑で安定した凹みが観察されるがこれ以上ガス流量を増加してゆくとスプラッシュの飛散がはじまる。この図からあきらかなごとくガス流量の増加、ランス-液面間距離をちかづけることにより液面凹みの深さは大きくなり従来報告されている現象が確認された。

3.2.2 減圧雰囲気中の液面凹み深さ

Fig. 5 に大気圧から 20 mmHg まで雰囲気圧を減圧していつた場合の液面凹み深さへの効果を示した。同一条件のジェットに対して減圧雰囲気の効果は大きく雰囲気圧力の低下により凹み深さは急激に大きくなる。この効果を実に詳細に測定するためランス-液面間距離 5cm、ガス供給速度  $2 \text{ NI/min}$  の条件について雰囲気圧力を小

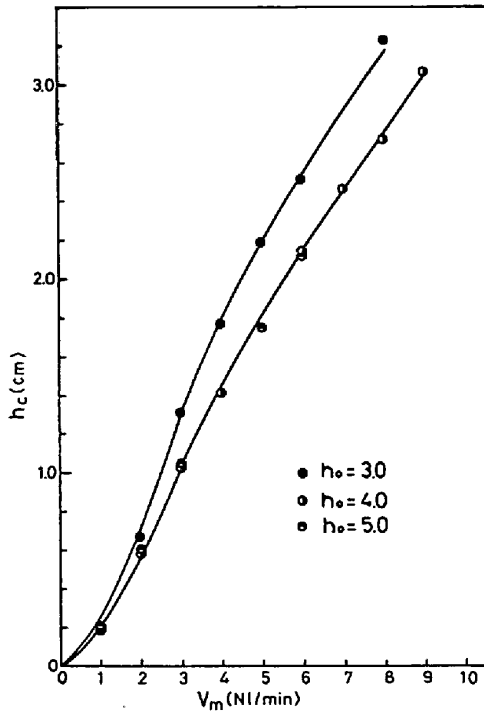


Fig. 4. Effect of volumetric gas flow rate on the cavity depth under 1 atm.

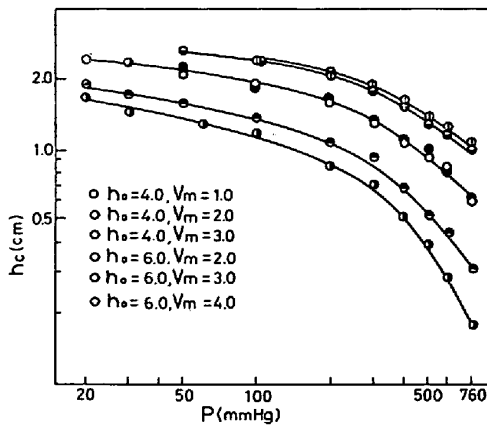


Fig. 5. Effect of volumetric gas flow rate, lance height and surrounding atmosphere pressure of jet on the cavity depth.

きざみに変化させて測定した結果を Fig. 6 に示した。図中に凹みの生成状況をモデル的に図示したが雰囲気圧力の低下とともに凹み深さが増加してゆきそれに応じて凹み外周のふち部がもりあがり、いわゆる“lip”が形成されるようになる。150 mmHg 付近の雰囲気圧力で lip がくずれだし、さらに 100 mmHg 付近からスプラッシュの発生が開始される。30~40 mmHg 以下の雰囲気圧力になると凹みの部分の液面に気泡がまきこまれ正確に凹み深さを測定することが不可能となる。この観測結果からみると大気圧中のジェットの場合に対してこれを減圧条件にした場合、約 50 mmHg 程度まで雰囲気圧

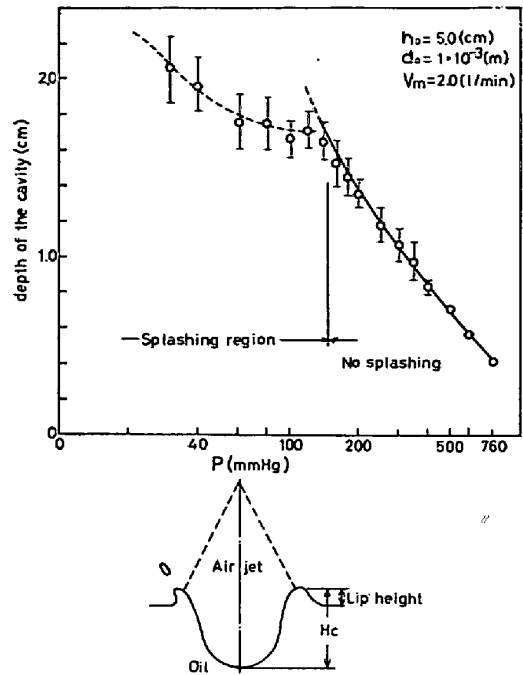


Fig. 6. Detailed observation of the cavity depth of jet under reduced pressure and schematic view of cavity formation.

力を低下すると凹み深さは4~5倍の深さまで増大させる効果がある。

3.2.3 比熱比  $\gamma$  の影響・ $P_0$  の測定

理想気体の場合定容比熱  $C_v$ 、定圧比熱  $C_p$  はその気体の気体定数  $R$  とそれを構成しているガス分子の運動の自由度を示す動粘性係数  $\gamma$  の関数で一つの気体に対しては一定である。動粘性係数は単原子気体、二原子気体、多原子気体によりことなる値をとるから(8)式の検討には比熱比に対するガス種類の影響をみる必要がある。以上の観点から Ar, O<sub>2</sub>, N<sub>2</sub>, CO<sub>2</sub> の四種類のガスをもち、ガス種類による比熱比の影響を検討した。

この実験はランス条件としてランス径 1 mm、液面-ランス間距離 50 mm の一定条件のもとで雰囲気圧力と凹み深さの関係を求めた。まず単原子ガスの Ar を標準にとり大気圧下でガス流量 2NI/min の条件でふきつけた場合の凹み深さを測定し、この場合の凹み深さを基準にして O<sub>2</sub>, N<sub>2</sub>, CO<sub>2</sub> ガスについて同一凹み深さになるようにガス流量を調節した。この場合の凹み深さは 0.36 cm であつた。このようにして各ガスについて Ar ガスをふきつけた場合の凹み深さがえられるガス流量で液面をふきつけ雰囲気圧力を低下していき凹み深さを測定した。測定結果を Fig. 7 に示すごとく安定な凹みが生成される領域では同一深さの凹み生成が観察され比熱比による影響はみとめられなかつた。

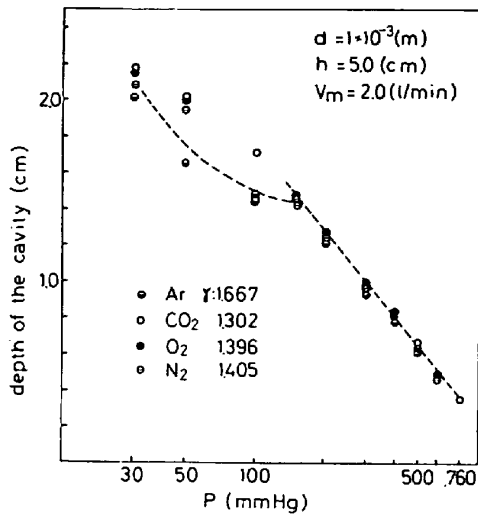


Fig. 7. Effect of specific heat ratio on the cavity depth of gas jet under reduced pressure.

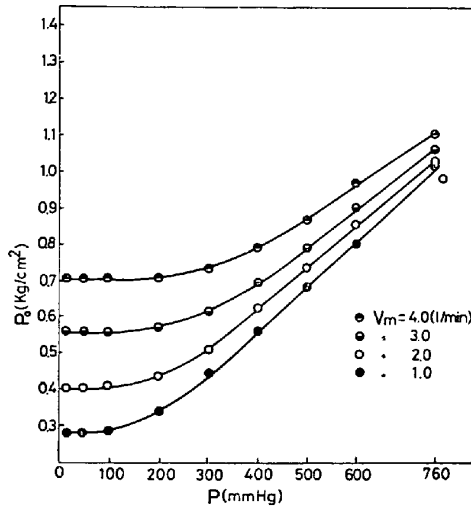


Fig. 8. Relation between  $P$  and  $P_0$  for various flow rate.

このモデル実験の結果は前章で求めた(8)式を使用して検討するため各実験条件について  $P_0$  の値を測定する必要がある。このため Fig. 2 に示すようなランスの導管中に圧力計をとりつけあらかじめ 20~760 mmHg の圧力に調節した容器中に Ar ガスを流量をかえてガスを導入し、ランス導管中の  $P_0$  の値を測定した。Fig. 8 に二次側の容器中の圧力と  $P_0$  の関係を各ガス流量について示した。次章に述べるモデル実験の解析にはこの値を用いて検討を実施した。

#### 4. 考 察

##### 4.1 大気圧下のジェットの特性

まず大気圧下の条件で行なった今回のモデル実験結果を(4)式により検討してみる。今回の試験結果をFig. 9 に  $h_c(h_c+h_0)^2/h_0^3$  と  $V_m^2/d^2 h_0^3$  の関係として対数目盛り

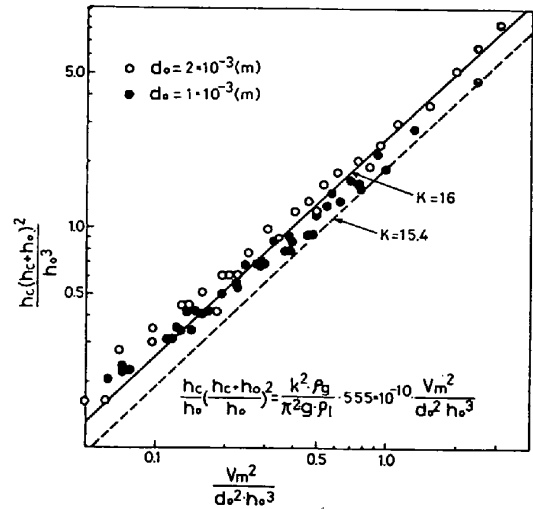


Fig. 9. Effect of the volumetric gas flow rate, nozzle diameter and nozzle height on the cavity depth by gas jet.

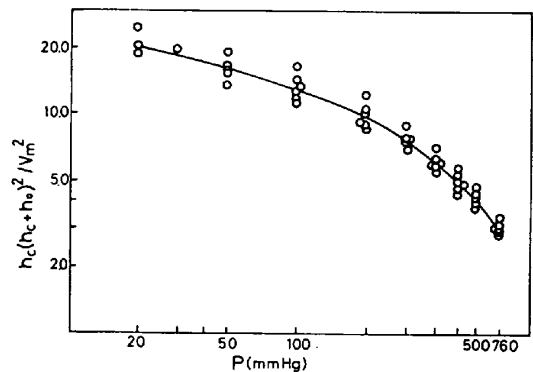


Fig. 10. Effect of the surrounding pressure of gas jet on cavity depth.

で示した。これからあきらかなごとく今回の試験結果は(4)式の関係をよく満足している。(1)式の  $k$  の値は今回の実験では約 16 として求められたが、この値は WAKELIN の求めた  $k=15$  に極めて近い<sup>9)</sup>。

##### 4.2 減圧条件下のジェット特性

次に(8)式の適応性に関して検討してみる。(8)式のなかで  $\rho_g$  は  $P, r$  の関数として示されている。そこで  $V_m, h_c$  に対する  $P$  の影響、 $r$  に対する  $\rho_g$  の影響を考察してみる。

Fig. 10 に Fig. 5 に示した結果から  $P$  と  $h_c(h_c+h_0)^2/V_m^2$  の関係を(4)式を適用して示した。これから示されるように 760 mmHg の試験条件のものは一点にあつまり(4)式は精度よく満足することが再確認されるが、雰囲気気圧力が減圧に移行するにしたがつてそのバラツキは大きくなる。さらに  $P$  の影響をみるため  $h_c(h_c+h_0)^2/h_0^3$  と  $V_m^2/d^2 h_0^3 \cdot P$  の関係を Fig. 11 に示した。これから示されるごとく 760 mmHg の測定値は勾配 1 の直

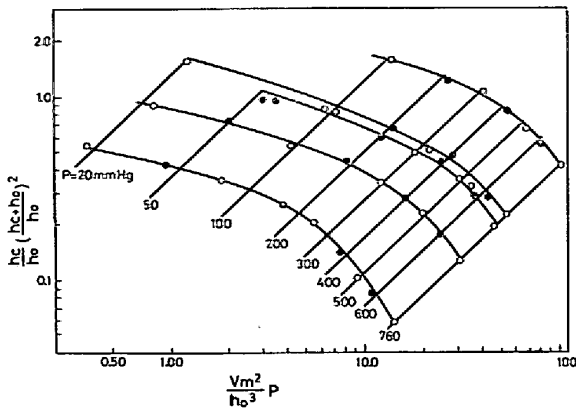


Fig. 11. Effect of surrounding pressure of the jet on the linearity between  $h_c(h_c+b_0)^2/h_0^3$  and  $V_m^2/h_0^3$ .

線上にプロットされるが減圧条件になるほど勾配 1 の直線から偏移していく。このことはジェットによる液面凹み現象は単に  $P$  のみに依存して影響されるものではなく、 $V_m$ ,  $h_0$  などのジェットの物理的な条件によつても影響されることを示している。換言すればジェットの運動量は雰囲気圧力に相関してジェットの物理的な特性を構成する他の要因  $V_m$ ,  $h_0$  などに影響をあたえ、減圧雰囲気下の場合液面への到達エネルギーを増加し  $h_c$  を大きくする効果をもたらすと考えられる。このような考察からジェットによる液面凹み現象を考察する場合ランス吐出点の運動エネルギーで現定せず、液面に到達する運動量を定量的に表現するモデルをもとにして考察されねばならないと結論される。

次にノズル出口側の断熱膨張に際して(6)式が成立するがこの式の中には比熱比  $r$  が含まれている。 $\rho_g$  は(8)式で導いたように  $P$  と  $r$  の関数として示される。 $\rho_g$  に対する  $r$  の影響は Fig. 7 に示したごとく、一原子ガス、二原子ガスについてその影響がほとんどみとめられなかつた。このことは減圧雰囲気下におけるジェットによる液面凹み現象に対して  $r$  の影響は極めて小さいといえる。そして断熱膨張に際して  $\rho_g$  に対しては近似的に  $P$  の関数として表すことができる。

以上のことから(8)式を適用してモデル実験結果を  $h_c(h_c+h_0)^2/V_m^2$  と  $(P_0+P)^{r-1/r} \cdot P^{-1/r}$  に対比して両者の関係を示すと Fig. 12 のごとくなる。 $k$  の値を 16 として大気圧下の実験結果の値を基点として  $45^\circ$  の直線を作図して減圧雰囲気圧力のもとの実験値がこの直線上にのれば(6)式の数式モデルとしての妥当性が検証される。この場合スプラッシュの発生域である 100 mmHg 以下の条件で行なつた実験は“lip”の生成による基準液面の変動、測定値自体のバラツキがあり、またスプラッ

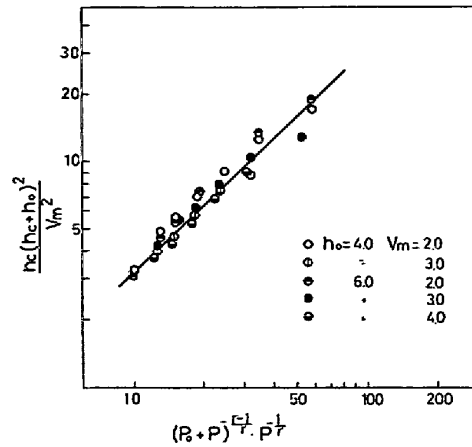


Fig. 12. Relation between the cavity depth and surrounding pressure summarized from the proposed model.

シュの生成に消費される運動量と液面に凹みを生成させるために使用するエネルギーを分離することは困難であり、このような理由からこの解析には平滑なクレーターが生成された実験条件の場合のみに限定して行なつた。

解析結果を Fig. 12 に示すごとく今回導出した数式モデルは減圧雰囲気下のジェットの特性を示す数式モデルとしてかなり高い信頼度をもつて適用しようと結論することができる。さらに付言すれば今回のモデル実験から減圧雰囲気下のジェット特性としての雰囲気圧力の効果はノズル出口側で規定されるガス・ジェットの物理的な条件に関して、その保有する運動量が液面に到達するまでに減衰する程度が雰囲気圧力に依存して変動し、減圧条件の場合はエネルギーを温存して液面に到達しそのため大気圧下のジェットの場合より液面に大きな凹みの生成、スプラッシュの生成をもたらすと結論される。

### 4.3 減圧雰囲気下のジェットによる気液反応

最後に減圧雰囲気下のジェット-溶液間の物質移動の効率に関して減圧雰囲気の効果について考察してみる。著者らはガスジェットからのガス成分の溶液側への吸収速度に関して苛性ソーダ水溶液-CO<sub>2</sub> ジェットによるモデル実験を行ない溶液側へのガス吸収効率を見かけの反応速度定数  $k_L$  として求めジェットの物理的な条件との間に次の関係のあることを報告した<sup>1)</sup>。

$$A \cdot k_L = \alpha \cdot V_m^2 d_0^{-2} \cdot (H_0 + H_c)^{-1} = \alpha' \cdot M_j \cdot (H_0 + H_c)^{-1} \dots \dots \dots (9)$$

ここで、 $A$  : 反応界面積  
 $\alpha, \alpha'$  : 比例定数

(2), (3)式から

$$M_i = \alpha'' \cdot \frac{\rho_g N}{\rho_g} \cdot V_m^2 \cdot d_0^{-2} \dots \dots \dots (10)$$

従つて、(9)式は次のごとく示される。

$$A \cdot k_L' = \alpha'' \cdot (\rho_{gN} / \rho_g) \cdot V_m^2 d_o^{-2} \cdot (H_o + H_c)^{-1} \dots \dots \dots (11)$$

(11)式からジェットによる溶液側へのガス吸収効率に關しての減圧条件の效果はジェットの運動量に依存する部分のみについて論ずれば  $\rho_{gN} / \rho_g$  に比例して増加する。厳密には今回のモデル実験であきらかにしたように減圧雰囲気に応じて  $H_c$  が増加し、その結果ジェットの飛行距離  $H_o + H_c$  が増加するため単純な一次関数的な關係にはならないが  $H_c$  の増加による影響は無視できる程度のものであり減圧条件下のガス・ジェットによる気液反応効率のうちジェットの運動量に依存する部分のみを論ずれば  $\rho_{gN} / \rho_g$  に比例して減圧下のジェットによる気液反応効率は増大すると考えることができる。

5. 結 言

気液反応に用いるガス・ジェットの特性に關し、液面凹み深さと雰囲気圧力の關係を表す数式モデルを提案した。このモデルは BRADSHAW らの提案によるモデルをもとにして雰囲気中のガス密度を圧力の関数として示し導きだしたもので更に著者らの提案した数式モデルを真空油を用いたモデル実験によりその妥当性を検討した。その結果を総括すると次のとおりである。

1) 今回提案したモデルはモデル実験の結果から、ガス・ジェットの特性を雰囲気圧力に追隨して半定量的に近似しうることが確認された。そしてこのモデルは真空精鍊のガス・ジェット特性を考察する場合極めて有効であろうと考えられる。

2) 減圧雰囲気中におけるガス・ジェットのランスの吐出点におけるジェットの運動量を雰囲気中のガス密度が稀薄なために温存されて液面に到達し、液面に大きなエネルギーを与え凹み深さを増大する。

3) 減圧雰囲気中のガス・ジェットによる気液反応のガス吸収効率はジェットの運動量に依存する部分に限定しても、減圧条件により著しく増加することが今回のモデルから示唆される。

終りにのぞみ本研究実施にあたって有益な討論をいただいた名古屋大学工学部森一美教授に謝意を表するものであります。

付 録

(8)式を導入するにあたって  $P_o' = (P_o + P) / 2$  の仮定条件を設定した。この仮定条件の妥当性を検討するため Fig. 13 に示すガス流量測定試験装置により Ar ガスにより  $P_o = 760 \text{ mmHg}$ ,  $P < 760 \text{ mmHg}$  の圧力差により種々のランス条件によりガスを流し  $V_m$  を実測し理論式から求められる理論流量との対比をおこない仮定条件の妥

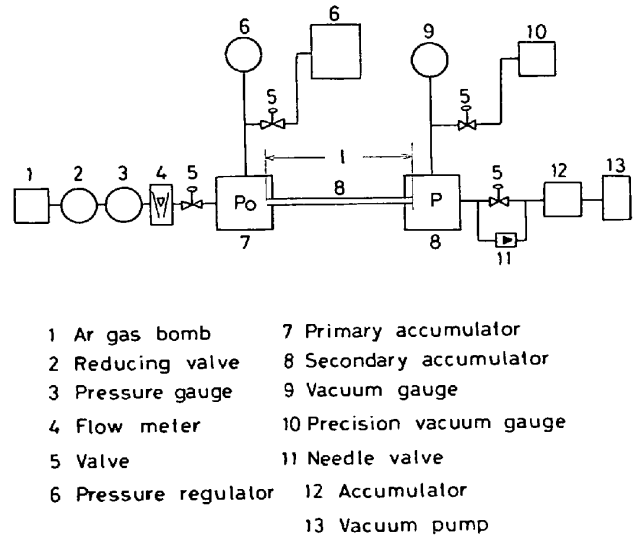
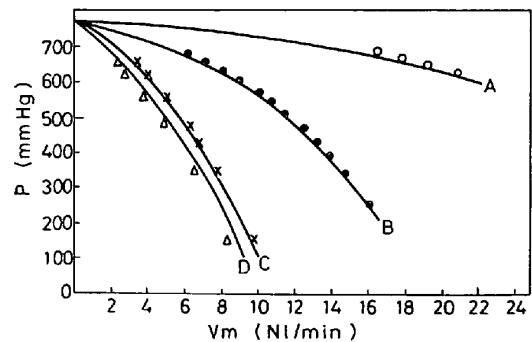


Fig. 13. Experimental apparatus for detecting  $V_m$  under various lancing conditions at  $P_o = 760 \text{ mmHg}$  and  $P < 760 \text{ mmHg}$ .



Lancing conditions			
Curve	do	l	material
A	$34 \cdot 10^{-3}$	1.2	stainles
B	$25 \cdot 10^{-3}$	1	glass
C	$20 \cdot 10^{-3}$	1	glass
D	$1.97 \cdot 10^{-3}$	1	glass

Fig. 14. Theoretical curves of Ar gas flow calculated from Egs (16), (1) and (22) under various lancing conditions at  $P_o = 760 \text{ mmHg}$  and actual observed  $V_m$ .

当性を検証した。

この場合の理論式は次のごとく導びかれる。

平滑曲管のガス流れレイノルズ  $Re$  とノズルの摩擦係数  $f$  は次式の關係であたえられる<sup>12)</sup>。

$$1/\sqrt{f} = 3.2 \log (Re\sqrt{f}) + 1.2 \dots \dots \dots (12)$$

$Re$  はつぎのごとく定義される。

$$Re = \rho_g u_o d_o / \mu \dots \dots \dots (13)$$

ただし、 $u_o$  : ランス中のガスの平均流速 (m/s)

$\mu$  : 粘性係数 (kg/m·s)

ノズル中のガス流の圧力損失は、ノズル内壁とガスの摩擦による圧力損失は FANNING の式として次式であたえられる<sup>12)</sup>。

$$P_o - P = 2 f l \rho_g u_o^2 / g_c \cdot d_o \dots\dots\dots (14)$$

ただし、 $l$  : ランス長さ (m)

$g_c$  : 重力変換係数 (=9.8 kg·m/ kg w·s<sup>2</sup>)

(12), (13), (14) 式から  $u_o$  を消去すると

$$(Re) f = 2.2 / \{ \rho_g d_o^3 (P_o - P) / \mu^2 \cdot l \}^{1/2} \dots\dots\dots (15)$$

圧縮気体流の密度変化を考え、平均ガス密度を圧力仮定条件  $(P_o + P)/2$ 、温度  $T_o K$  のガス密度として

$$\rho_g = (\rho_{gN} / P_N) (P_o + P) / 2 \cdot 273 / T \dots\dots\dots (16)$$

したがって (15) 式は、

$$Re \sqrt{f} = 2.2 / \{ d_o^3 \rho_{gN} (P_o^2 - P^2) \cdot 273 / \alpha \mu^2 l T \} \dots\dots\dots (17)$$

(13) 式から  $Q$  はつぎのごとく表わされる。

$$Q = Re \pi d_o \mu / 4 = \rho_g u_o \pi d_o^2 / 4 \dots\dots\dots (18)$$

$V_m$  と  $Q$  の関係は、

$$V_m = Q / M \cdot 22.4 \dots\dots\dots (19)$$

したがって

$$V_m = 5.6 \pi d_o \mu Re / M \dots\dots\dots (20)$$

(12), (15), (20) 式から  $T = 300 K$  で求めた理論流量と測定値の対比をおこなった。Fig. 14 に測定結果を示すごとく測定値は理論値とよく一致し本研究で設定した仮定条件はこの結果から妥当であると考えられる。

記 号

$A$ : 反応界面積	(m <sup>2</sup> )
$d_o$ : ランス直径	(m)
$f$ : ノズルの摩擦係数	(-)
$j$ : 重力加速度	(m/s <sup>2</sup> )
$g_c$ : 重力変換係数	(kg·m/ kg w·s <sup>2</sup> )
$H_o, h_o$ : ランス高さ	(m, cm)
$H_c, h_c$ : 液面凹み深さ	(m, cm)
$k$ : ジェットの運動量移動に関する常数	(-)
$k_L$ : 気液反応における見かけの速度定数	(m/s)
$l$ : ランス長さ	(m)
$M$ : 気体分子量	(-)
$M_j$ : ジェットの運動量	(kg·m/s <sup>2</sup> )
$P$ : 雰囲気圧力	(kg/m <sup>2</sup> , mmHg)

$P_N$ : 標準状態の圧力	(kg/m <sup>2</sup> )
$P_o$ : ランス内のガス圧力	(kg/m <sup>2</sup> )
$P_o'$ : ランスからのガス吐出圧	(kg/m <sup>2</sup> )
$Q$ : ガスの質量流量	(kg/s)
$R$ : ガス定数	(-)
$Re$ : レイノルズ数	(-)
$T$ : ガス温度	(K)
$U_o$ : ランス中のガスの平均流速	(m/s)
$u_c$ : ジェットの中心軸のガス流速	(m/s)
$V_m$ : ジェットの標準容積流量	(l/ min)
$\alpha, \alpha', \alpha''$ : 比例定数	(-)
$r$ : 比熱比	(-)
$\rho_g$ : 雰囲気圧力のガス密度	(kg/m <sup>3</sup> )
$\rho_{gN}$ : 標準状態でのガス密度	(kg/m <sup>3</sup> )
$\rho_l$ : 溶液の密度	(kg/m <sup>3</sup> )
$\mu$ : 粘性係数	(kg/m·s)

文 献

- 1) 稲田 爽一, 渡辺 哲弥: 鉄と鋼, 62 (1976), p. 807
- 2) W. G. DAVENPORT, D. H. WAKELIN, and A. V. BRADSHAW: "Heat and Mass Transfer in Process Metallurgy" A.W.D. Hills p. 207
- 3) 瀬川 清: 鉄冶金反応工学, (1969), p. 110 [日刊工業新聞社]
- 4) 鞭 巖, 森山: 冶金反応工学, (1972), p. 281 [養賢堂]
- 5) 榎井 明: 学振19委-9576 (1972), 反応-347
- 6) F. T. TURKDOGAN: Chemical Engineering Science, 21 (1966), p. 1133
- 7) W. FORESTALL and E. W. GAYLORD: J. Appl. Mech., 22 (1955), p. 161
- 8) M. L. ALBERTSON, Y. B. DAI, R. A. JENSON, and H. ROUSE: Proc. ASCE, 74 (1948), p. 1571
- 9) P. H. WAKELIN: Ph. D thesis, Imperial College, University of London, 1966
- 10) T. SZEKELY and N. T. THEMELIS: "Rate Phenomena in Process Metallurgy" 1971 p. 727, [John Wiley & Sons, Inc.]
- 11) 中西 恭二, 大井 浩, 住田 則夫, 鈴木 幸: 鉄と鋼, 59 (1973), p. 1523
- 12) 藤田 重文, 東畑 平一郎: 化学工学 I, 東京化学同人