

純酸素上吹転炉操業における超音速ジェット特性の効果*

伊東 修三**・鞭 巖***

Effects of Characteristics of Supersonic Jet in the Operations of Oxygen Top Blowing Converter

Shuzo ITO and Iwao MUCHI

Synopsis:

Theoretical equations determining the profile of cavity in steel bath are proposed based on the previous analysis on the mixing problems involving momentum, energy and mass transfers in turbulent axially symmetric compressible flow of supersonic jet.

As the results, the change of cavity profile caused by the variation of the conditions of surrounding gas around a jet and characteristics (velocity, temperature and compositions) of a jet impinging on the surface of cavity can be estimated with the progress of blowing time. During the blowing time, the amount of oxygen which does not arrive on the surface of cavity are obtained from the relations between the radial distributions of oxygen in a jet and cavity profile.

Also, the operating conditions at the limit of occurrence of shock wave in a jet impinging at stagnation point of cavity and the problems of mutual interference of cavities are analyzed in this paper.

(Received Apr. 1, 1969)

1. 緒 言

前報¹⁾ではジェットが浴面に衝突するまでに起こる輸送現象について解析してジェット特性を求めたが、すでに明らかにしたように、ノズルより転炉内へ噴射された低温の酸素ジェットは、一酸化炭素を主成分とする炉内ふん囲気の高温ガスを巻きこんでジェットの組成と温度に大きな変化を与える。このようなジェットが鋼浴に衝突すると、凹み形状にもジェットの特性が大きく影響することは容易に推察できよう。

本研究では、このジェット特性がLD転炉のプロセス変数に及ぼす影響を推察するのに有用な基礎資料を求めるために、ジェット特性と凹み表面で起こる反応(脱炭、脱ケイ素、酸化鉄生成)を考慮して、凹み形状の算出式を求め、操作条件(ノズル形状、ランス高さ、背圧)と凹み形状との間の関係について解析する。

ここでは、単孔ノズルの場合について、吹錬時間の経過に伴う凹み形状の変化と、凹み界面に流入してくるジェットの温度および組成との間の関係を求め、また、吹錬の進行に伴って起こるジェット特性と凹み形状の関係から、凹み界面に到達しない無効酸素量を検討する。

さらに、鋼浴凹み界面上岐点における衝撃波の問題と、多孔ノズル操業における一考察として、凹み相互の干渉問題についても検討を加える。

実際の転炉では、凹み界面に衝突したガスは、凹み界

面に沿って流れる間にその酸素の大部分が浴に吸収される。一方、吸収された酸素と浴内炭素との反応により生じた一酸化炭素ガスが、凹み界面上のガス流に流入する。また、凹み界面近傍で、被吸収酸素と浴内のケイ素、炭素、鉄などの反応によつて生成される反応熱は浴本体内部へ移動するとともに、界面上のガス流の内部での対流伝熱によつてガス側にも移動する。したがって、ガス流が凹み界面に沿って流れる間に、その組成、温度および流量が大きく変化する。

従来、固定した境界面に衝突するジェットの挙動については、多くの研究が発表されている。たとえば、ジェットを平板上に衝突させた場合、衝突後、平板上に沿って流れる壁面ジェットについて、運動量、熱、物質の各移動を取り扱った研究²⁾³⁾もある。しかし、最近、これらの研究は変形可能な表面にジェットを衝突させた場合に拡張されている。すなわち、高速ジェットの液体表面での衝突と浸入についての広範な研究⁴⁾⁵⁾、あるいは、2相をなす液体にジェットを衝突させたときの各相での流動について、数多くの実験を行なった研究⁶⁾⁷⁾もある。

さらに、安定な凹みが得られる条件、振動を始める限

* 昭和44年3月本会講演大会にて発表、昭和44年4月1日受付

** 名古屋大学工学部 (現在神戸製鋼所(株))

*** 名古屋大学工学部 工博

界、および粒滴の飛散が起こる条件などを、ある定義されたガスの速度と表面張力の関数として表わした研究⁹⁾も発表されている。また、凹み形状に関する理論的研究^{8)~10)}も発表されている。FAGELA-ALABASTRO ら¹⁰⁾は無限の深さの液体の表面に衝突し、浸入する渦無しガスジェットを取り扱って凹み形状の数値解を求めており、その計算結果は他の研究者によつて報告された実験結果を満足に説明できることを示している。なお、解には凹み周辺に生じるさざ波の予測も含まれている。

しかしながら、これらの研究^{4)~10)}はいずれも常温におけるもので、ガス・液体間の熱移動と物質移動が無視できる場合に限定されている。LD転炉のように、熱および物質移動が凹み界面で激しく起こる系においては、これらの現象をすべて含めた的確なモデルを作ることとはきわめて困難である。

ここでは、LD転炉の鋼浴凹み形状を推算するに当たつて、運動量、熱および物質の各移動現象の中で、熱移動と物質移動については、凹み界面全体にわたる総括的収支¹⁶⁾を適用して、ガス流が凹みから離脱する位置（以後、凹み放出点と略称する）の温度と組成を計算するという簡便法を採用した。ノズル出口と凹み放出点との間の運動量収支に、これら放出点でのガス流の組成と温度を考慮して凹み形状を推算する。

2. 解 析

単孔ノズルの場合、鋼浴面とジェット中心軸上の岐点間の距離、すなわち、鋼浴の最大凹み深さ（以下、凹み深さと略称する）を算出するには、まず、ジェット中心軸上の速度分布を正確に知ることが必要である。従来、LD転炉の凹み深さの推算には、常温の空気のふん囲気中に、酸素あるいは空気などのガスを噴射させて求めた中心軸上の速度分布の実測データに基づく実験式を、そのまま実操業での転炉に適用して解析されている場合^{11)~14)}や、実際の試験転炉で鋼浴の凹み深さを実験で求めた例¹⁵⁾がある。

2.1 凹み深さ

ここでは、凹み深さ h は、超音速ジェットを乱流圧縮性とした前報¹⁾の解析に基づいて、岐点で力の釣合を行なうことによつて求められる。ジェットと鋼浴凹み形状の模式図を Fig. 1 に示す。

多成分系（酸素，一酸化炭素，二酸化炭素および窒素）のガスからなるジェット内部の中心軸上任意の点において，その状態式とエネルギー方程式は，それぞれ (1)，(2) 式で与えられる．

$$P_m = \rho_m (\sum_i Y_{m,i} / M_i) R' T_m \quad \dots\dots\dots (1)$$

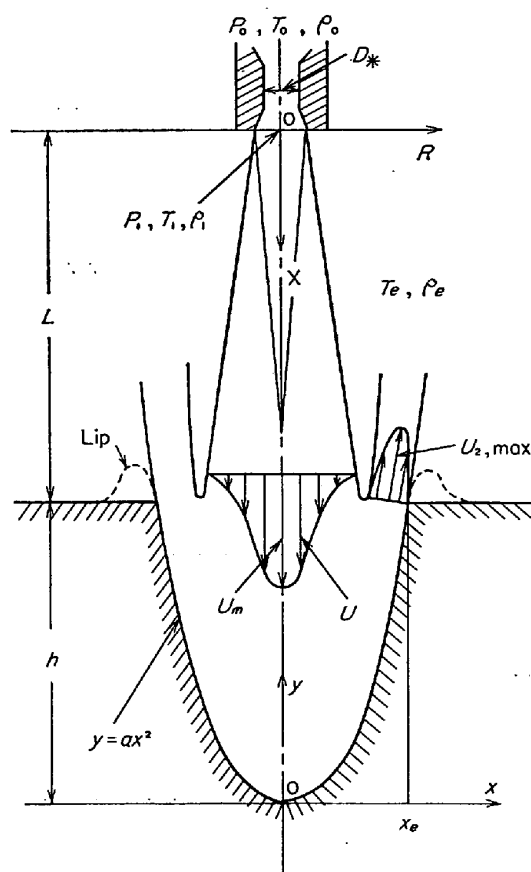


Fig. 1. Schematic diagram of jet and cavity

$$\begin{aligned} & \frac{1}{2} U_m^2 + \frac{\gamma}{\gamma-1} \left(\sum_i \frac{Y_{m,i}}{M_i} \right) R^1 T_m \\ & = \frac{\gamma}{\gamma-1} \left(\sum_i \frac{Y_{m,i}}{M_i} \right) R^1 T_S \dots\dots\dots (2) \end{aligned}$$

ただし、添字 i はガス成分を表わし、 $i=1, 2, 3, 4$ はそれぞれ、酸素、一酸化炭素、二酸化炭素、窒素を表わすものとする。(2) 式を変形すると

$$\frac{T_s}{T_m} = 1 + \frac{\gamma - 1}{2\gamma} \frac{U_m^2}{(\sum_i Y_{m,i}/M_i) R' T_m} \dots\dots\dots (3)$$

一方，理想気体の断熱変化に対して次の関係が与えられる.

$$\frac{T_S}{T_m} = \left(\frac{P_m}{P_S} \right)^{1-\gamma/\gamma} \dots\dots\dots (4)$$

ここで、乱流圧縮性自由ジェット内の静圧 P_m は大気圧 P_a に等しいと仮定すると、岐点圧力 P_S は (3), (4) 式から (5) 式のようにかける.

$$P_S = P_a \left\{ 1 + \frac{\gamma - 1}{2\gamma} \left(\sum_i \frac{U_m^2}{Y_{m,i}/M_i} R' T_m \right) \right\}^{\gamma/\gamma-1} \quad (5)$$

さらに、圧縮性ジェットの中心軸上岐点における力の釣合は、ガス・鋼浴間において次式で与えられる。

$$P_S + \rho_m U_m^2 / 2 = P_a + \rho_L g h \dots \dots \dots (6)$$

(6) 式中の ρ_m は乱流圧縮性自由ジェットの混合ガス密度であり、次式で表わされる。

$$\rho_m = \rho_1 T_1 / T_m M_1 \cdot \sum_i (Y_{m,i} / M_i) \quad \dots\dots\dots (7)$$

したがって、凹み深さは (5)~(7) 式より (8) 式のよ
うに得られる。ただし、(8) 式中の右辺の [] 内は圧
縮性の効果を表わしている。

$$h = \frac{P_a}{\rho L g} \left[\left\{ 1 + \frac{\gamma-1}{2\gamma} \frac{U_m^2}{(\sum_i Y_{m,i} / M_i) R' T_m} \right\}^{\gamma/\gamma-1} - 1 \right] + \frac{\rho_1 T_1 U_m^2}{2 \rho L g (\sum_i Y_{m,i} / M_i) M_1 T_m} \quad \dots\dots\dots (8)$$

なお、ジェット中心軸上の速度、質量分率、エンタル
ピーおよび温度は、前報¹⁾から、それぞれ、(9)~(12)
式で与えられる。

$$U_m = U_1 \{1 - \exp(-1/2\xi_v)\} \quad \dots\dots\dots (9)$$

$$Y_{m,i} = Y_{e,i} + (Y_{1,i} - Y_{e,i}) \{1 - \exp(-1/2\xi_y)\} \quad (10)$$

$$H_m = H_e + (H_1 - H_e) \{1 - \exp(-1/2\xi_h)\} \quad \dots\dots\dots (11)$$

$$\frac{T_m}{T_1} = \frac{-\{\sum_i (a_i Y_{m,i})\} + \sqrt{\{\sum_i a_i Y_{m,i}\}^2 - 4\{\sum_i (b_i Y_{m,i})\}}}{2\{\sum_i (c_i Y_{m,i})\}} \quad \dots\dots\dots (12)$$

ただし、軸方向距離 ξ_K (ξ_v , ξ_h あるいは ξ_y) は (13),
(14) 式で与えられる。

$$P_0 \leq 6.0 \text{ kg/cm}^2 :$$

$$\xi_K = 0.0545(h+L) \bar{\rho}_e^{1/2} / R_1 - 0.7432 \quad \dots\dots\dots (13)$$

$$P_0 \geq 7.0 \text{ kg/cm}^2 :$$

$$\xi_K = 0.0477(h+L) \bar{\rho}_e^{1/2} / R_1 - 0.7586 \quad \dots\dots\dots (14)$$

すなわち、(13), (14) 式を (9)~(11) 式に代入すべ
ば、ジェット中心軸上岐点の速度、質量分率、岐点エン
タルピーが求められ、(12) 式から温度が計算できる。さ
らに、 U_m , $Y_{m,i}$, T_m を (8) 式に代入すれば凹み深さ
 h に関する超越方程式が得られ、したがって、(8) 式を
試行錯誤的に計算すれば h が求められる。

なお、ジェット中心軸上岐点のマッハ数 M_S は次式で
与えられる。

$$M_S = \left(\frac{2}{\gamma-1} \cdot \frac{T_S - T_m}{T_m} \right)^{1/2} \quad \dots\dots\dots (15)$$

2.2 凹み形状

鋼浴の凹み形状については、(16) 式で表わされると
し、(16) 式中の凹みの形状係数 a を求める。

$$y = ax^n \quad \dots\dots\dots (16)$$

著者らが亜音速領域で、水、グリセリン溶液および水
ガラスの浴に空気を吹きつけて行なつた模型実験の結果
から、一般に、凹み深さが深いほど次数 n は大きくなり、
浅くなるにつれて n が小さくなる傾向があることがわか
つた。(16) 式中の n の値は 1.7~2.4 程度に変化した

が、平均して $n=2$ とみなしても大きな誤差は生じない
ものと推察され、ここでは (16) 式の n は 2 として取り
扱う。

凹みの形状係数は、ノズル出口と凹み放出点間での運
動量収支の (17) 式を適用して求める。

$$G_1 U_1 + G_2 U_2 \sin \beta = F_{cy} + F_{fy} \quad \dots\dots\dots (17)$$

(17) 式で、 F_{cy} と F_{fy} は、それぞれ、凹みがガスに
与える垂直方向の体積力とガスが凹み界面に与える摩擦
力を表わしているが、一般に、 F_{fy} は F_{cy} に比較して
小さいので無視できると考えられる。 G_2 は凹み放出点
におけるガス流量であり、吹錬時間の経過に伴つて変化
する。すなわち、脱炭反応の最盛期においては、供給酸
素の大部分が一酸化炭素に変化して G_2 は増加する。一
方、反応の初期と終期においては、とくに、脱ケイ素と
酸化鉄生成の反応、あるいは、脱リンや脱マンガンなど
の反応に酸素が消費されるため G_2 は減少する。これら
を考慮して G_2 を (18) 式で表わす。

$$G_2 = (m_1 - 1) G_1 + m_2 G_1 \quad \dots\dots\dots (18)$$

ここで、 m_1 はジェットの流量変化率であり、前報¹⁾か
ら推算できる。 m_2 は反応による酸素の流量変化率であ
り、(19) 式で表わされる。

$$m_2 G_1 = (2M_c + M_{O_2}) \sigma_1 N_A S_i / M_{O_2} + (G_1 - N_A S_i) \quad \dots\dots\dots (19)$$

ただし、 σ_1 は全吸収酸素量のうち脱炭反応に消費さ
れる割合、 N_A は凹み界面における単位面積、単位時間
当たりの吸収酸素量、 S_i は凹みの有効界面積を表わす。
これらの σ_1 , N_A , S_i は既出の LD 転炉の数学的モデル¹⁶⁾
から求められる。ここで、全操業時間にわたつて酸素
利用率を近似的に 100% とみなして、 $G_1 = N_A S_i$ と考
えたと、(18) 式は (20) 式のようにかける。

$$G_2 = \{m_1 - 1 + \sigma_1 (2M_c + M_{O_2}) / M_{O_2}\} G_1 \quad \dots\dots\dots (20)$$

また、(16) 式中の凹み放出点におけるガス流の断面
平均速度 U_2 は、凹み放出点におけるガスの流速分布を
2 次曲線近似して求めると (21) 式が得られる。

$$U_2 = (2/3) U_{2, \max} \quad \dots\dots\dots (21)$$

ここで、 $U_{2, \max}$ は凹み放出点における最大ガス流速
であり、 $U_{2, \max}$ は以下のようにして推算できる。

凹み面に沿つた各位置での最大ガス流速 $U_{c, \max}$ は、
凹み面上での圧力分布から求めることができる。すなわ
ち、一次元の運動方程式と連続の式から (22) 式がかけ
る。

$$\rho_c U_{c, \max} (dU_{c, \max} / dx) = -dP_c / dx \quad \dots\dots\dots (22)$$

さて、凹み面上でのガス密度 ρ_c は、岐点より凹み放
出点にわたつて直線的に変化すると仮定すれば (23) 式
で与えられる。また、凹み面上での圧力分布は (24) 式

となる。

$$\rho_c = (\rho_e - \rho_s)x/x_e + \rho_s \quad (23)$$

$$P_c = \rho L g (h - ax^2) + P_a \quad (24)$$

したがって、(22)～(24) 式から $U_{c, \max}$ は (25) 式のように得られる。

$$U_{c, \max}^2 = \frac{4\rho L g h}{(\rho_e - \rho_s)^2} \left\{ \frac{\rho_e - \rho_s}{x_e} \cdot x - \rho_s \log \left(\frac{\rho_e - \rho_s}{\rho_s x_e} \cdot x + 1 \right) \right\} \quad (25)$$

25) 式で $x = x_e$ とおくと $U_{2, \max}$ が求められる。

一方、体積力 F_{cy} と凹み放出点におけるガス流の鋼浴面となす角 β は、それぞれ、(26)、(27) 式で示される。

$$F_{cy} = \rho L g \cdot \int_0^h \pi x^2 dy = \pi \rho L g h^2 / 2a \quad (26)$$

$$\beta = \tan^{-1}(2\sqrt{ah}) \quad (27)$$

(20)、(21)、(26)、(27) 式を (17) 式に代入して整理すると、凹みの形状係数 a に関する超越方程式として (28) 式が得られ、 h の場合と同様に試行錯誤によって算出できる。

$$G_1 U_1 + \frac{2}{3} (m_1 - 1 + 1.75 \sigma_1) G_1 \left[\frac{4\rho L g h}{(\rho_e - \rho_s)^2} \left\{ (\rho_e - \rho_s) - \rho_s \log \left(\frac{\rho_e}{\rho_s} \right) \right\}^{1/2} \cdot \sin \{ \tan^{-1} (2\sqrt{ah}) \} \right] = \pi \rho L g h^2 / 2a \quad (28)$$

したがって凹み面積 S は次式で示される。

$$S = \frac{4}{3} \pi a \left\{ \left(\frac{h}{a} + \frac{1}{4a^2} \right)^{3/2} - \frac{1}{8a^3} \right\} \quad (29)$$

2.3 多孔ノズルでの凹み相互の干渉

多孔ノズルの場合には、凹み形状の設定、ジェット相互の干渉、凹み相互の干渉などかなり複雑な問題が生じてくる。

ここでは、ジェット相互の干渉は無視して、凹み相互の干渉が、どのような操業条件のもとで起こるのかについて考察する。凹み相互の干渉は反応界面積を評価する際に重要になる。

単孔の傾斜ノズルの場合の凹み形状は、単孔ノズルの場合と同様に、(16) 式で近似できるとする。この仮定はジェット軸と垂直方向のなす角 α が小さい領域では問題はないと考えられる。

単孔の傾斜ノズルによるジェットと凹み形状の模式図を Fig. 2 に示す。この場合の凹み深さ h は (30) 式で与えられる。

$$h = \frac{P_a \cos \alpha}{\rho L g} \left[\left\{ 1 + \frac{\gamma - 1}{\gamma} \frac{U_m^2}{(\sum Y_{m,i} / M_i) R^1 T_m} \right\}^{r/r-1} - 1 \right] + \frac{\rho_1 T_1 U_m^2 \cos^3 \alpha}{2 \rho L g (\sum Y_{m,i} / M_i) M_1 T_m} \quad (30)$$

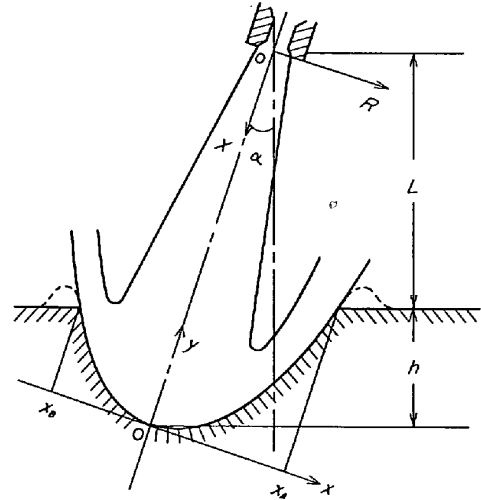


Fig. 2. Schematic diagram of inclined single nozzle.

凹みの形状係数 a は (31) 式から算出できる。

$$G_1 U_1 \cos \alpha + G_2 \cdot U_2 \sin \beta = F_{cy} \quad (31)$$

単孔の場合と同様に、凹みが傾いている場合にも、平均的な放出点の位置を表わす x_e は、Fig. 2 に示した x_A と x_B の相加平均値として (32) 式で示される。

$$x_e = \left(\frac{h}{a \cos \alpha} + \frac{\tan^2 \alpha}{4a^2} \right)^{1/2} \quad (32)$$

$x = x_e$ で凹みを離脱するガス流が水平面となす角度 β は、次式で与えられる。

$$\beta = \tan^{-1} \left\{ 2a \left(\frac{h}{a \cos \alpha} + \frac{\tan^2 \alpha}{4a^2} \right)^{1/2} \right\} \quad (33)$$

一方、ジェットによる鋼浴の排除量 (体積力) は

$$F_{cy} = 2a \rho L g \left\{ \frac{\pi x_B^4}{4} + \int_{x_B}^{x_C} x (\varphi x^2 + x_D \sqrt{x^2 - x_D^2}) dx + \int_{x_C}^{x_A} \varphi x^3 dx \right\} \quad (34)$$

ただし、 $x_A = \tan \alpha / 2a + x_e$, $x_B = -\tan \alpha / 2a + x_e$,

$$x_C \equiv \sqrt{h/a \cos \alpha}, \quad x_D \equiv |(ax^2 - h/\cos \alpha)/\tan \alpha|,$$

$$\varphi \equiv \tan^{-1}(\sqrt{x^2 - x_D^2}/x_D)$$

凹み放出点でのガス流の速度 U_2 は、近似的に、単孔ノズルの場合と同様に (21)、(25) 式から計算する。したがって、凹みの形状係数は (32)～(34) 式を (31) 式に代入して求められる。

さて、各凹み相互間の干渉については、各凹みの周辺がちょうど接するような干渉限界において、近似的に (35)、(36) 式が成立する (途中の導入経過は省略する)

$$\sqrt{3} L \tan \alpha / 2 = x_A / \cos \alpha \quad (3 \text{ 孔ノズル}) \quad (35)$$

$$L \tan \alpha / \sqrt{2} = x_A / \cos \alpha \quad (4 \text{ 孔ノズル}) \quad (36)$$

(35)、(36) 式を簡単化して、 $a = a_l$ とおくと、それぞれ (37)、(38) 式が得られる。

$$a_l = \frac{2\sqrt{3}L \sin^2 \alpha_l + 4h}{3L^2 \sin^2 \alpha_l \cdot \cos \alpha_l} \quad (3 \text{ 孔ノズル}) \cdots \cdots (37)$$

$$a_l = \frac{\sqrt{2}L \sin^2 \alpha_l + 2h}{L^2 \sin^2 \alpha_l \cdot \cos \alpha_l} \quad (4 \text{ 孔ノズル}) \cdots \cdots (38)$$

ここで、 a_l と α_l は凹みの干渉限界を与える凹みの形状係数とジェットのスラッシュ角度を表わしているが、 α_l は (37) 式あるいは (38) 式から計算された a_l と、(31) 式から計算された a が一致したときの角度で与えられる。

したがって、凹みの干渉限界における多孔ノズルの全凹み面積 S_l は、ノズル孔数を N とすれば、(39) 式で示される。

$$S_l = \frac{4}{3} \pi a_l N \left\{ \left(x_B^2 + \frac{1}{4a_l^2} \right)^{\frac{3}{2}} - \frac{1}{8a_l^3} \right\} + 4a_l N \int_{x_B}^{x_A} \varphi x^2 dx \cdots \cdots (39)$$

3. 結果および考察

まず、(8) 式の試行錯誤計算から得られた凹み深さとランス高さの関係を、ノズルスロート径をパラメータとして Fig. 3 に図示した。(8) 式に示されたジェットの圧縮性の効果は全体の凹み深さの 10~15% 程度であることが計算結果からわかった。

Fig. 4 には、(29) 式から計算した単孔の凹み面積を、ランス高さに対して示した。ノズルスロート径が 5 cm 以上の場合は、ランス上昇とともに S は減少しているが、 $D_* = 2.0 \sim 3.5$ cm ではむしろ増加する傾向を示している。

Fig. 5 に示した $T'_s (= T_s/T_e)$ 曲線から、ランス高

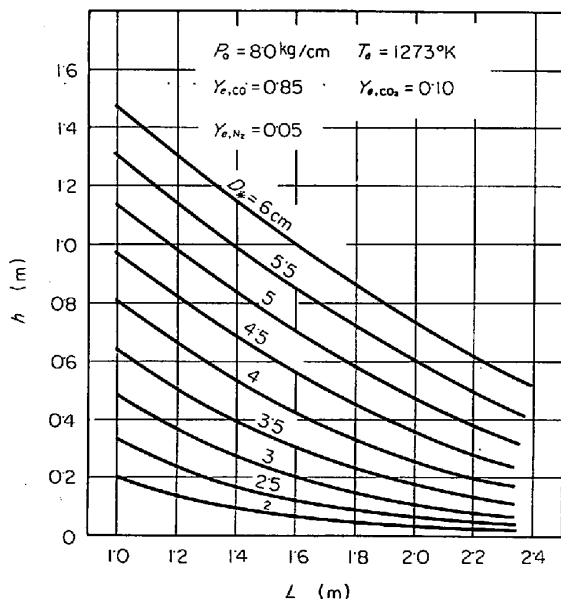


Fig. 3. Relations between maximum depth of cavity and nozzle height above bath (Parameter: nozzle throat diameter)

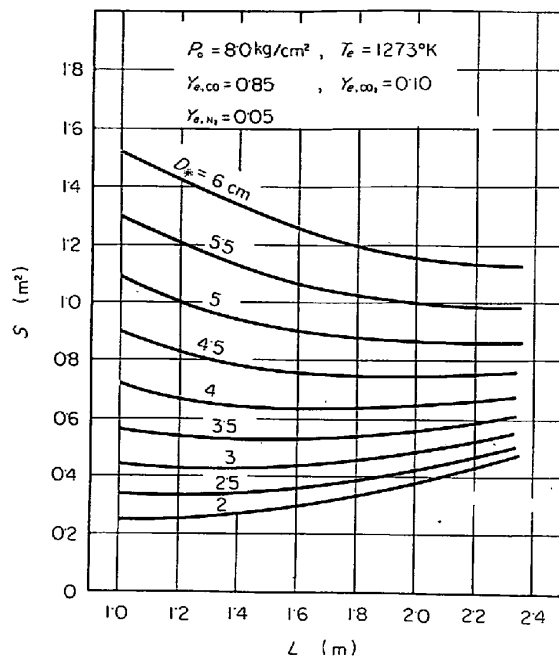


Fig. 4. Relations between surface area of cavity and nozzle height above bath (Parameter: nozzle throat diameter)

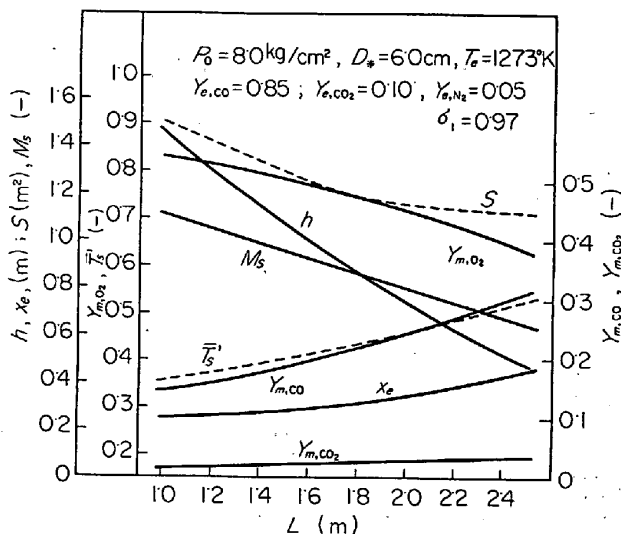


Fig. 5. Influence of nozzle height above bath on characteristics of jet impinging at stagnation point of cavity.

さが 1.6 m で $T_s = 520^\circ\text{K}$ となり、ノズル出口温度より約 360°K 上昇していることがわかった。なお、 $L = 1.6$ m で酸素濃度 Y_{m,o_2} は約 0.77 程度でかなり高い値を示している。岐点マッハ数 M_s は、ランス高さが約 1.35 m で 1 に達している。したがって、この値以下のランス高さで操業を行なう場合は、当然、岐点付近で衝撃波が発生することが推察される。

LD 転炉内の超音速ジェット特性は、ふん囲気温度によって大きな影響を受けることが前報りで明らかになっ

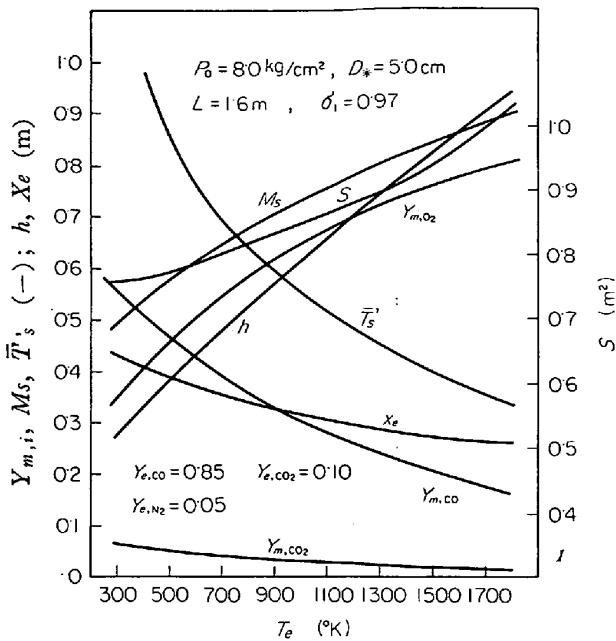


Fig. 6. Influence of gas temperature around a jet on characteristics of jet impinging at stagnation point of cavity.

たが、Fig. 6 はふん囲気温度が凹み形状と岐点での諸特性にどの程度の影響を及ぼすかを示した図である。たとえば、図中の計算条件で、常温 $T_e = 300^\circ\text{K}$ における凹み深さは、約 0.28m だが、 1300°K になると約 0.74m の値を示し、前者の2.5倍以上の深さとなる。また、酸素濃度は常温で $Y_{m,O_2} = 0.35$ で、ノズル出口での $Y_{m,O_2} = 1$ にくらべて大きく減少しているが、 T_e が 1300°K のときには、 $Y_{m,O_2} = 0.72$ となり、両者の間に大きな差がある。これは、ふん囲気温度が高くなるにつれて、ジェット中心軸上のノズル出口と岐点間の距離 ($h+L$) は増大するが、ポテンシャルコア長さ $X_{K,c}$ が急激に成長するため、岐点の酸素濃度が高い値を示す結果になる。さらに、凹み面積、凹み半径、岐点温度あるいは岐点マッハ数もふん囲気温度の影響が著しいことがわかり、このことから、凹み形状や凹み界面に衝突するジェットの特性が、吹錬時間の経過に伴って大きく変化することが推察できる。

Fig. 6 で明らかになったように、ふん囲気温度は凹み形状に大きな影響を及ぼすが、このことは、転炉内の他のプロセス変数にもかなりの影響を及ぼすものと考えられる。Fig. 7 では凹み形状に与える T_e の影響を具体的に示してみた。

ある操作条件下では、岐点付近で衝撃波が発生する可能性があることを Fig. 5 で述べたが、Fig. 8 には、岐点マッハ数が1となる場合のランス高ささとノズルスロート径の関係を、図中に示した計算条件下で、ふん囲気温

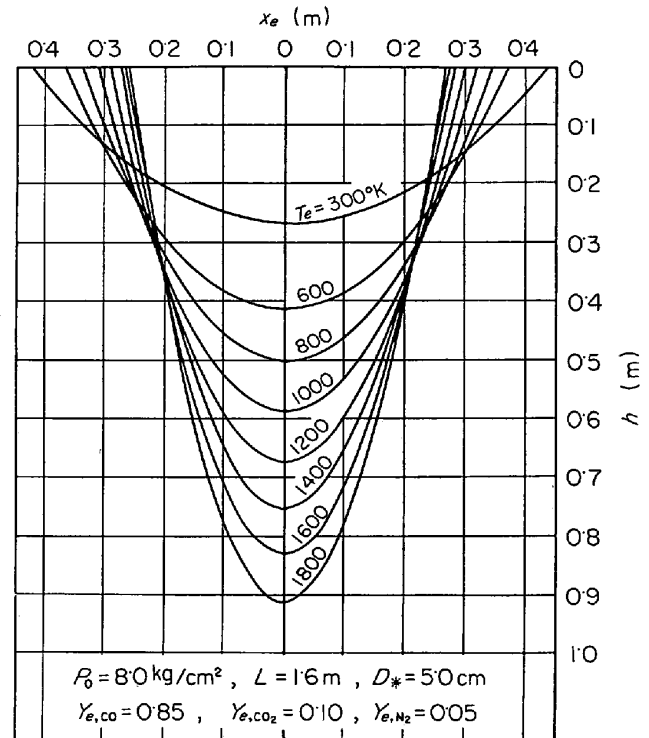


Fig. 7. Influence of gas temperature around a jet on cavity profile.

度をパラメータとして示した。図から明らかなように、 L と D_* との間には直線的関係が存在し、この直線で示されたランス高さより低い L で吹錬を行なう場合には、衝撃波が発生することがわかる。また、吹錬の初期には、衝撃波が発生しない領域に操作条件（ランス高さ、背圧）を設定していても、炉内温度の上昇に伴って、吹錬の途中から衝撃波が発生する可能性のあることが推察される。

Fig. 9 は、実際の操業条件下で、凹み形状と岐点に流入してくるジェット諸特性がどのように変化するかを調べるために、吹錬時間に対するふん囲気温度、ふん囲気ガス組成および σ_1 の変化について種々の報告から、代表的な推移を図のように設定した。Fig. 10～13B は Fig. 9 に示したプロセス変数の変化に基づいて計算した結果である。

Fig. 10 では、吹錬時間が 30～40% 程度までの間に速度（温度あるいは濃度）コア長さ $\bar{X}_{K,c}$ は非常に大きく成長し、その後の変化は緩慢となっている。これはふん囲気温度の影響を最も強く受けることによるもので、吹錬時間に伴う $\bar{X}_{K,c}$ と T_e の変化が類似していることから推察できる。

Fig. 11A, Fig. 11B には、凹み深さ、凹み直径、および、凹み面積の吹錬時間に対する変化を示してあるがいずれもふん囲気温度の影響を強く受けており、吹錬

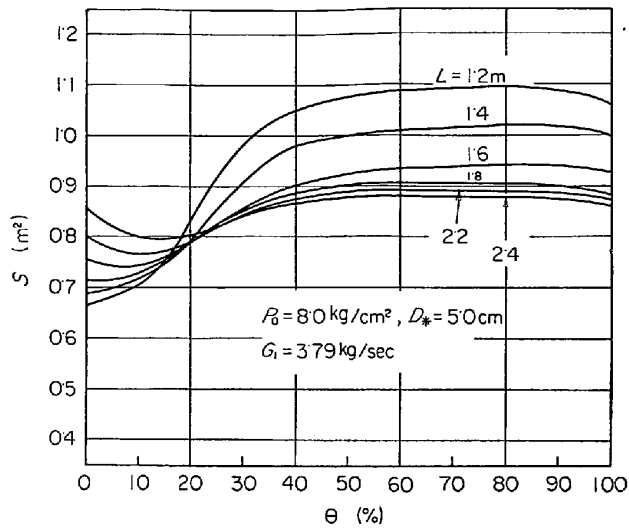


Fig. 11B. Cavity area vs. blowing time.

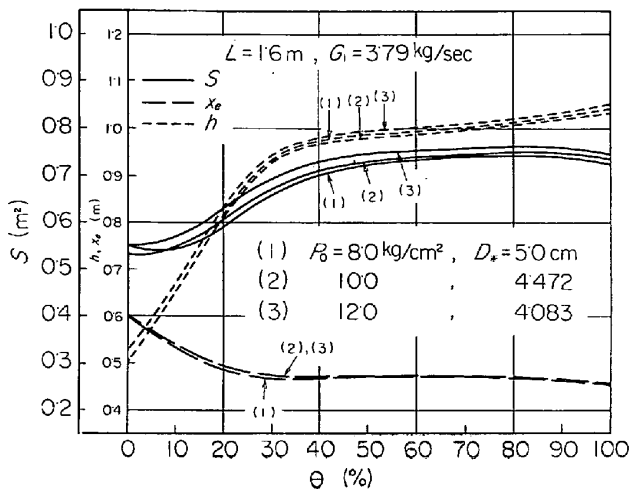


Fig. 12. Cavity depth, diameter and area vs. blowing time.

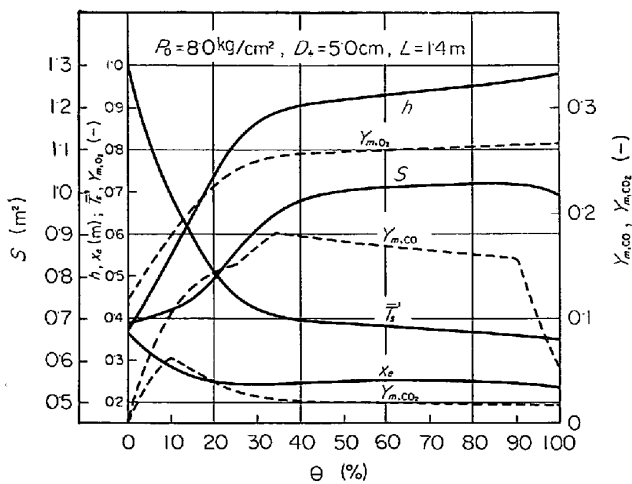


Fig. 13A. Cavity profile and characteristics of jet impinging at stagnation point of cavity vs. blowing time.

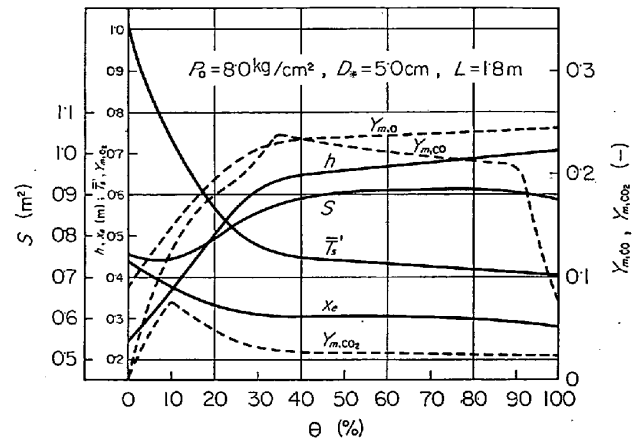


Fig. 13B. Cavity profile and characteristics of jet impinging at stagnation point of cavity vs. blowing time.

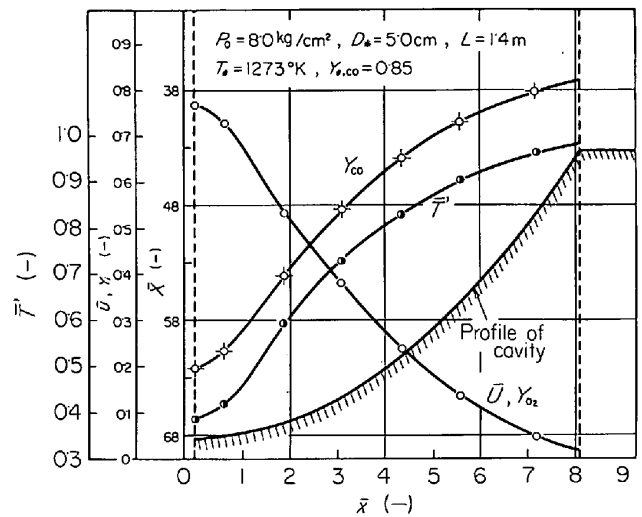


Fig. 14A. Characteristics of jet impinging on the surface of cavity.

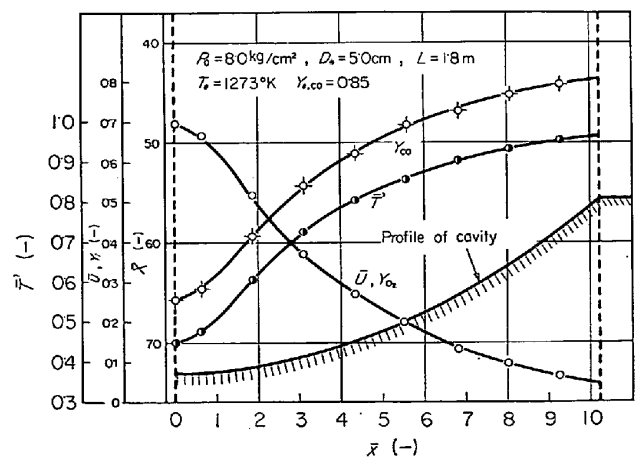


Fig. 14B. Characteristics of jet impinging on the surface of cavity.

酸素が存在することがわかる。

Fig. 15A, Fig. 15B には, Fig. 9 に示した条件下で無効となる酸素量が吹錬の経過に伴ってどのように変化するかを示してある. Fig. 15A は $P_0=8.0 \text{ kg/cm}^2$, $D_*=5.0 \text{ cm}$ の場合 (hard blow) であり, Fig. 15B は $P_0=10.0 \text{ kg/cm}^2$, $D_*=3.5 \text{ cm}$ の場合 (soft blow) について計算した結果である. Fig. 15B では吹錬初期の20%程度までは, 全送酸素のうち, ほとんどが凹み界面面に到達しているが, 中期以後はほぼ一定の無効酸素量が存在していることがわかる. 凹み界面面に到達しない酸素は, 炉内ふん囲気中の一酸化炭素との燃焼に消費され, その反応生成物の二酸化炭素の一部は, ジェット内に巻き込まれ, 残りは廃ガスとして炉外へ放出される. この

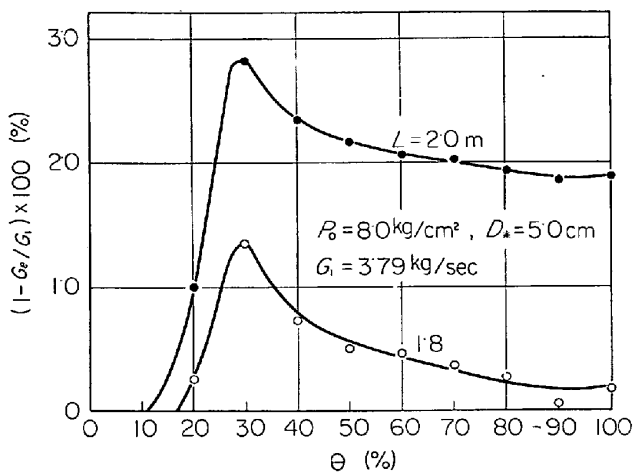


Fig. 15A. Relations between amount of oxygen which does not arrive on surface of cavity and blowing time.

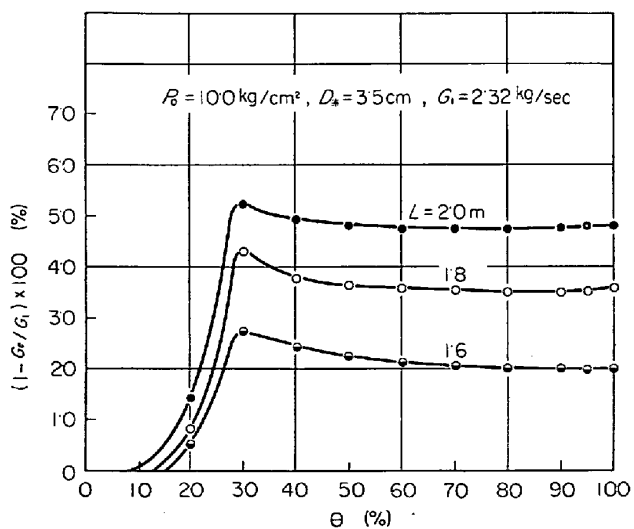


Fig. 15B. Relations between amount of oxygen which does not arrive on surface of cavity and blowing time.

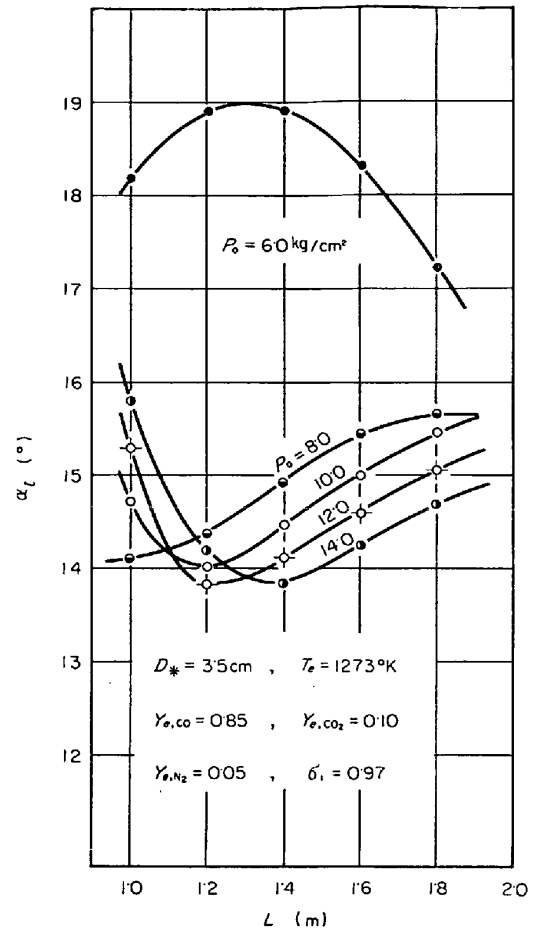


Fig. 16A. Relations between α at limit of interference and nozzle height above bath (three hole nozzle).

ようにして, ふん囲気温度と組成の変化は, 炉内の諸反応に影響を及ぼすことが考えられ, 無効酸素量を正確に把握することが望ましい. 無効酸素量に及ぼすランス高さの影響はかなり大きい, Fig. 15A と Fig. 15B の $L=1.8 \text{ m}$ の場合を比較すると, 無効酸素の絶対量にかなりの差があり, 後者では前者の3~4倍の無効酸素量になっている。

Fig. 16A と Fig. 16B には, 凹み相互の干渉限界におけるジェットの噴射角度 α_l とランス高さの関係を示した. 前者は3孔ノズルの場合であり, 後者は4孔ノズルの場合の計算結果である. 両図とも, 背圧が 6.0 kg/cm^2 の場合は, 他の背圧の場合の変化の傾向とかなり異なっているが, これは前報¹⁾の速度データの相異に起因するものである. 以上の背圧の場合には, α_l が3孔ノズルでは, 14~16度程度になり, 4孔ノズルの場合は17~20度程度になっていることがわかる. しかし, 両図はふん囲気温度と組成および σ_1 を固定した計算結果であり, この限界角度は吹錬時間の経過に伴ってかなり変

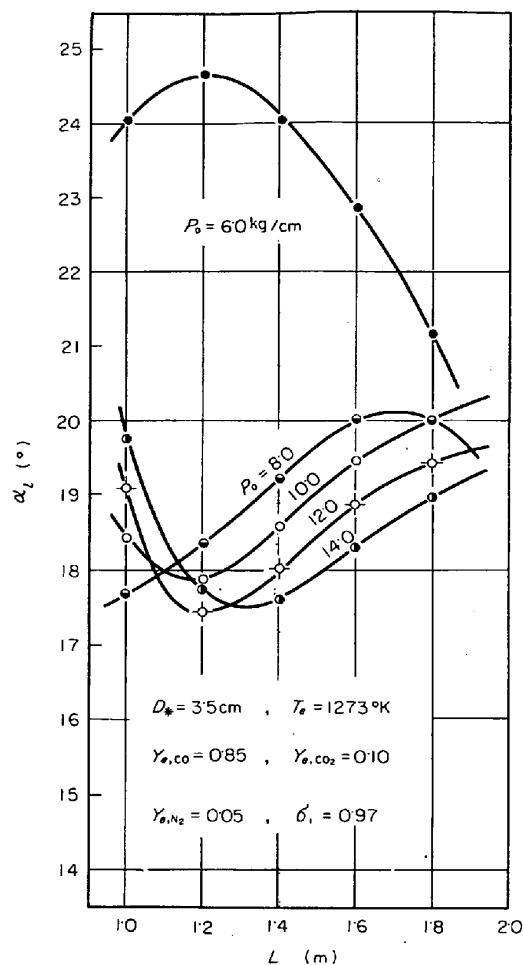


Fig. 16B. Relations between α at limit of interference and nozzle height above bath (four hole nozzle).

化することは明らかである。

Fig. 17A, Fig. 17B には、凹み相互の干渉限界における凹み面積とランス高さの関係を示した。単孔の傾斜ノズルの場合には、ジェットの噴射角度を増加させるにつれて凹み面積が徐々に増加することを計算によつて確かめたが、Fig. 17A は3孔ノズルの場合、Fig. 17B は4孔ノズルの場合についての計算結果である。このような、凹み相互の干渉限界となるジェットの噴射角度で送酸すれば、同じ送酸量で比較した場合、凹み面積は干渉している場合よりも、また単孔ノズルの場合よりも大きくなる。

4. 結 言

L D転炉における超音速ジェットを乱流軸対称の圧縮性ジェットとして取り扱い、運動量、熱および物質の同時移動に関する前報¹⁾の解析結果に基づいて、凹み形状の算出式を求めた。その結果、吹錬の経過に伴つて起こるジェット外周のふん囲気の変化に起因する凹み形状の

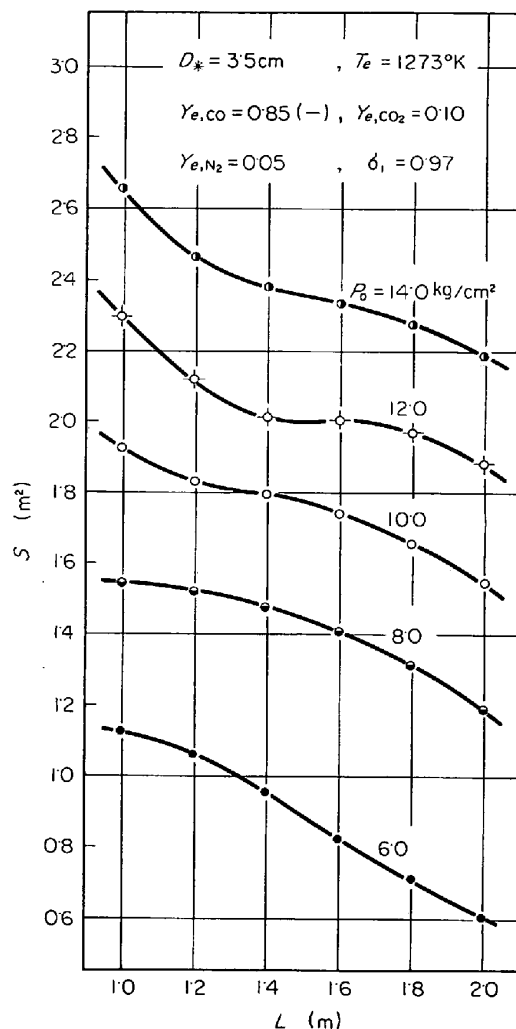


Fig. 17A. Relations between surface area of cavities at limit of interference and nozzle height above bath (three hole nozzle).

変化の推移を推定することができた。

さらに、ノズルから噴射された超音速ジェットが、ふん囲気ガスと混合して凹み界面に衝突する際の組成と温度を求めることができた。

また、前報¹⁾で得られたジェット内部での酸素の半径方向分布と、本解析より算出できる凹み形状との関係から、凹み界面に到達しない無効酸素量を吹錬の経過に対して求めたが、この無効酸素量はランス高さの変動に伴つて大きく変化することがわかり、これはランス高さを設定する際の重要な基礎資料となろう。

さらに、凹み限界面の岐点付近で衝撃波が発生するような操作条件についても検討したが、これは、できるだけ衝撃波が発生しない操作条件を設定して、安定な操業を行なうための参考資料となろう。

なお、多孔ノズルの場合について、凹み相互が干渉し合う限界となるジェットの噴射角度を計算した。

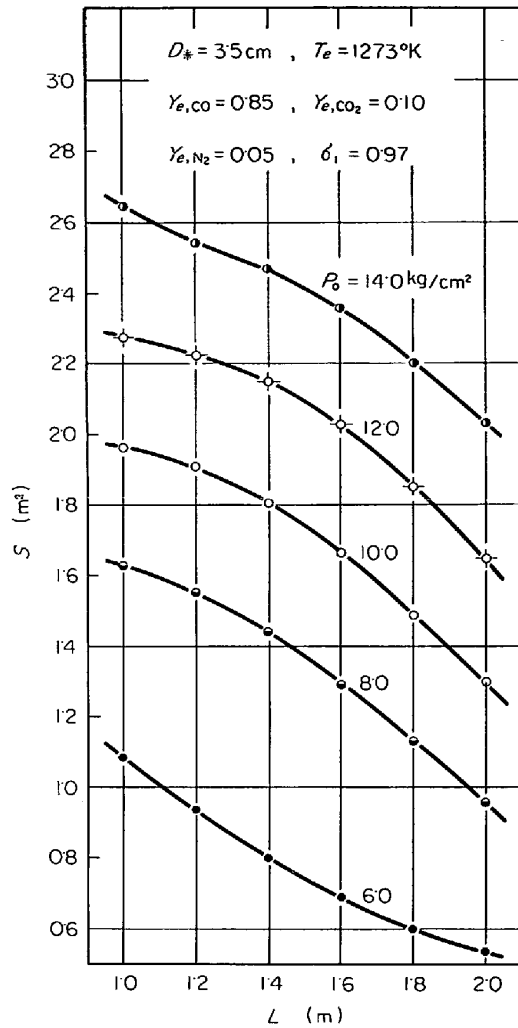


Fig. 17B. Relations between surface area of cavities at limit of interference and nozzle height above bath (four hole nozzle).

記 号

- a : 凹みの形状係数 [1/m]
 a_i, b_i, c_i : 比熱の温度関数式の各係数 [kcal/kg·°K], [kcal/kg·°K²], [kcal/kg]
 a_l : 凹み相互の干渉限界における形状係数 [1/m]
 D_* : ノズルスロート径 [m]
 F_{cy} : 体積力 [kg]
 F_{fy} : 摩擦力 [kg]
 G : ガス流量 [kg/sec]
 G_e : 全送酸量のうち、凹み界面に到達した酸素量 [kg/sec]
 g : 重力加速度 [m/sec²]
 h : 最大凹み深さ [m]
 H : 岐点エンタルピー [kcal]
 J : 熱の仕事当量 [kg·m/kcal]
 L : ランス高さ [m]

- M_S : 岐点マッハ数 [—]
 M_1 : ノズル出口マッハ数 [—], あるいは酸素の分子量 = M_{O_2} [kg/kgmol]
 M_i : i 成分の分子量 [kg/kgmol]
 M_C : 炭素の分子量 [kg/kgmol]
 M_{O_2} : 酸素の分子量 [kg/kgmol]
 M_{CO} : 一酸化炭素の分子量 [kg/kgmol]
 m_1 : ジェットの流量変化率 [—]
 m_2 : 反応による酸素の流量変化率 [—]
 N_A : 凹み界面における酸素の吸収量 [kg/m²·sec]
 P : 圧力 [kg/m²]
 P_C : 凹み面上ガス流内の静圧 [kg/m²]
 R' : 気体定数 [kg·m²/kgmol·°K·sec²]
 R_1 : ノズル出口半径 [m]
 S : 凹み面積 [m²]
 S_t : 凹みの反応有効面積 [m²]
 T : 温度 [°K]
 $\bar{T}$: 無次元化された温度 = T/T_1 [—]
 $\bar{T}'$: 無次元化された温度 = T/T_e [—]
 T_1 : ノズル出口のガス温度 [°K]
 U : ジェットの軸方向速度 [m/sec]
 $\bar{U}$: 無次元化されたジェットの軸方向速度 = U/U_1 [—]
 U_C : 凹み面上のガス流速 [m/sec]
 U_2 : 凹み放出点におけるガス流の断面平均速度 [m/sec]
 X : ジェットの軸方向距離 [m]
 $X_{K,c}$: ジェットの速度 (温度あるいは濃度) コアー長さ [m]
 $\bar{X}_{K,c}$: 無次元化されたジェットのコアー長さ = $X_{K,c}/R_1$ [—]
 Y_i : i 成分の質量分率 [—]
 Y_i : 無次元化された成分の質量分率 = $(Y_i - Y_{e,i}) / (Y_{1,i} - Y_{e,i})$ [—]
 α : 垂直方向となすジェットの噴射角度 [°]
 β : 凹み放出点におけるガス流の水平方向となす角度 [°]
 ρ : 密度 [kg/m³]
 $\bar{\rho}$: 無次元化されたガス密度 = ρ/ρ_1 [—]
 θ : 操業時間 [%]
 ξ_K : 変換されたジェットの軸方向距離 [—]
- (添 字)
- 0 : タンク内, 1 : ノズル出口, 2 : 凹み放出点, a : 大気圧, c : コアー領域あるいは凹み面上のガス流, e : ふん囲気, h : エンタルピー, i : ガス成分, K :

v , h , γ の代表記号, L : 鋼浴, l : 凹み相互の干渉限界, m : ジェット中心軸上, $\max$: 最大ガス速度
 S : 岐点, v : 速度, γ : 濃度

文 献

- 1) 伊東, 鞭: 鉄と鋼, 55 (1969), p. 1152
- 2) M. POREH, Y. G. TSUEI, and J. F. KERMAK: J. Applied Mechanics, 34, Series E (1967), p. 457
- 3) D. A. DAWSON and O. TRASS: Canadian J. Chemical Engineering, 44 (1966), p. 121
- 4) R. B. BANKS and D. V. CHANDRASEKHARA: J. Fluid Mechanics, 15 (1962), p. 13
- 5) R. D. COLLINS and H. LUBANSKA: Brit. J. Applied Physics, 5 (1954), p. 22
- 6) E. T. TURKDOGAN: Chemical Engineering Science, 21 (1966), p. 1133
- 7) R. S. ROSLER and G. H. STEWART: J. Fluid Mechanics, 31 (1968), p. 163
- 8) F. H. HARLOW and J. E. WELCH: Phys. Fluids, 8 (1965), p. 2182
- 9) W. E. OLMSTEAD and S. RAYNOR: J. Fluid Mechanics, 19 (1964), p. 561
- 10) E. B. FAGELA-ALABASTRO and J. D. HELLUMS: I & EC, Fundamentals, 6 (1967), p. 580
- 11) 川上: 鉄と鋼, 51 (1965), p. 708
- 12) 田上, 赤松, 池田, 山崎: 鉄と鋼, 52 (1966), p. 350
- 13) 林, 小野, 桑原: 鉄と鋼, 51 (1965), p. 1914
- 14) 島田, 石橋, 有吉, 森瀬: 鉄と鋼, 52 (1966), p. 1499
- 15) R. A. FLINN, R. D. PEHLKE, D. R. GLASS, and O. HAYS: Trans. Met. Soc. AIME, 239 (1967), p. 1967
- 16) 浅井, 鞭: 鉄と鋼, 55 (1969), p. 122
- 17) 大槻, 鞭: 鉄と鋼, 53 (1967), p. 794