

.....  
 論 文  
 .....

## 転炉火点の界面積について\*

島 田 道 彦\*\*

### On the Reacting Interfacial Area of Fire Point in Basic Oxygen Furnace

Michihiko SHIMADA

#### Synopsis:

An attempt has been made to calculate the reacting interfacial area of fire point in basic oxygen steelmaking. An examination of the absorption of  $\text{NH}_3$  gas from a top blown jet by a liquid bath showed that the absorption efficiency was controlled by the Reynolds and Weber numbers. The influence of  $We$  No. appeared to indicate that the surface disturbance created by the jet, waving and splashing, enlarged the gas-liquid contact area.

An equivalent interfacial area for the reacting interfacial area was found to correlate with the maximum decarburization rate, in the available furnace data, assuming that the mass transfer rate per unit area of reacting interface was the same in operating furnaces. The equivalent interfacial area  $A^*$  was given by  $A^* = A_p (We)^{0.2}$ , where  $A_p$  = calculated surface area of crater by assuming the profile to be parabolic in form, and  $(We)$  = Weber No.

The equivalent interfacial area and the oxygen flux (=oxygen flow rate/ $A^*$ ) can be regarded as the blowing parameters for single hole and multi hole lance operations.

(Received Feb. 2, 1971)

#### 1. 緒 言

上吹転炉の吹錬条件が、その反応の進行にいかなるかわかりを持つかを調べるには、反応速度論的な考察が必要である。また、使用されている単孔、三孔、あるいは四孔のランスの操業特性を比較検討するには、共通の尺度を必要とする。脱炭反応は主として酸素噴流の衝突する火点の界面で行進するとされているが、火点の反応界面積を推定することは、これらの目的にかなうものと思われる。

気液系の物質移動の研究においては、物質移動係数と反応にあずかる接触面積を分離して求めることに努力が払われている。転炉のような上吹噴流による気液の接触形態は、噴流自体によつて界面を形成する点の特徴であり、気泡の場合に似ている。しかもくぼみの形成とともに、それから飛沫も生成されるなど、複雑な様相を呈するから、気液の反応界面積は噴流の吹きこみ条件により変わることが考えられる。他方、噴流の液面における濃度も、物質移動係数も吹きこみ条件に左右されるから、実際のデータからこれらを分離して求めることは困難な問題である。化学工学で用いられる容量係数のように、

物質移動係数と接触面積を一緒に考えるか、あるいは接触面積を定義することが必要である。

上吹転炉の操業に関係した研究においては、従来、接触面積を定義する方法がとられている。川上ら<sup>1)</sup>は噴流の圧力分布に従うくぼみを考え、有効接触面積を算出した。鞭<sup>2)</sup>は転炉の数学的モデルを作るにあたり、BANKS<sup>3)</sup>の考えを用いてくぼみの形状を放物面として計算した。これらに対し、SMITH<sup>4)</sup>は液面における噴流の断面積を火点面積としたが、単孔と多孔ランスのそれぞれの火点面積を等しくするように吹錬条件を決めるべきだとしている。これらの火点面積に共通していることはランス高さとともに面積が増加することである。この考え方に立てば火点におけるガス濃度を重視しなければ、ならないが、この点については明確でない。酸素噴流と周囲のCOとの燃焼によるCO<sub>2</sub>は高温において酸化剤として働くが、脱炭に対する効率はO<sub>2</sub>ほどに高くない<sup>5)</sup>。上吹転炉における脱炭の酸素効率が高いという事実は、火点における酸素濃度がきわめて高いことを示す

\* 昭和44年10月本会講演大会にて発表

\*\* 昭和46年2月2日受付

\*\*\* 新日本製鉄(株)技術研究所

ものと考えられる。また、気液系の接触において、なめらかな幾何学的形状を仮定するだけでは不十分であり、HOLDEN ら<sup>2)</sup>の指摘するように、液面上に発生する液滴の影響も考えるべきである。

筆者はこれらの点に着目して、くぼみの深さの推定をもとにくぼみの幾何学的な表面積を計算し、つぎに気体噴流と液面の接触状態を NH<sub>3</sub>-水の物理吸収の実験結果から検討して、これらを総合した上吹転炉の反応界面積を推定する。

### 2. くぼみの表面積

噴流によつて液面に生じるくぼみは、その噴流の強さに応じて形を変えるが、ここでは深くくぼみを考え、幾何学的形状としてその表面積を算出する。BANKS にならつて放物面とし、深さ  $L$ 、液面上の半径を  $a\sqrt{L}$  で表わせば、くぼみの容積  $V_p$ 、表面積  $A_p$  は次式で与えられる。

$$V_p = (\pi/2)a^2L^2 \dots\dots\dots (1)$$

$$A_p = (\pi/6)a[(a^2+4L)^{3/2}-a^3] \dots\dots\dots (2)$$

ノズルから出る噴流の運動量  $I$  の  $\kappa$  倍の推力が液面に働き、くぼみ部分の液体 (密度  $\rho_L$ ) の重さに等しいとす

れば、次のように表わされる。

$$\kappa I = \rho_L g V_p \dots\dots\dots (3)$$

形状を決める  $a$  について、(1)式と(3)式より次の関係が得られる。

$$a^2 = (2/\pi)(\kappa I/\rho_L g L^3)L \dots\dots\dots (4)$$

(4)式を(2)式に代入し、ランス高さ  $h$  とパラメータとして、

$$\Omega \equiv (1/2\pi)(\kappa I/\rho_L g L^3)$$

を用いることにより、 $A_p$  は次式で表わされる。

$$A_p = (4/3)(2\pi)^{1/3}h^2(\kappa I/\rho_L g h^3)^{2/3}\phi(\Omega) \dots\dots (5)$$

$$\phi(\Omega) = \Omega^{-1/6}[(\Omega+1)^{3/2}-\Omega^{3/2}]$$

$\phi(\Omega)$  を Fig. 1 に示すが、 $\Omega=0.216$  において最小になる。一般に  $\partial L/\partial h < 0$  であるから、この図の関係は  $\Omega$  の範囲により  $\partial A_p/\partial h$  の符号が異なることを意味する。

(5)式は  $\kappa$  と  $L$  がわかれば計算可能である。空気-水系における超音速噴流によるくぼみの深さについて、筆者等<sup>23)</sup>は先に報告したが、その他の実験結果を加えて整理し、Fig. 2 に示す関係で表わせることがわかつた。図中には亜音速噴流による実験結果も含み、 $h/L$  が 2 以下では超音速と亜音速の噴流の差がみられる。これは噴流のポテンシャルコアの長さの差によるものと思われる。上吹転炉においては  $h/L$  は 1 前後と推定されるから、Fig. 2 より超音速噴流の  $L$  について次の近似式が得られる。

$$(L/h) = 4.8(I/\rho_L g h^3)^{0.6} \dots\dots\dots (6)$$

ただし、 $2.5 > L/h > 0.25$ ,

$$I = 1420 d_n^2 g P_0 \sqrt{1 - (P_e/P_0)^{2/7}} \text{ dyne,}$$

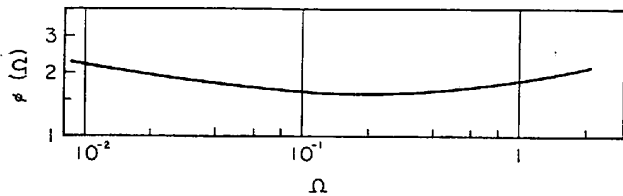


Fig. 1.  $\phi(\Omega)$  in Eq. (5).

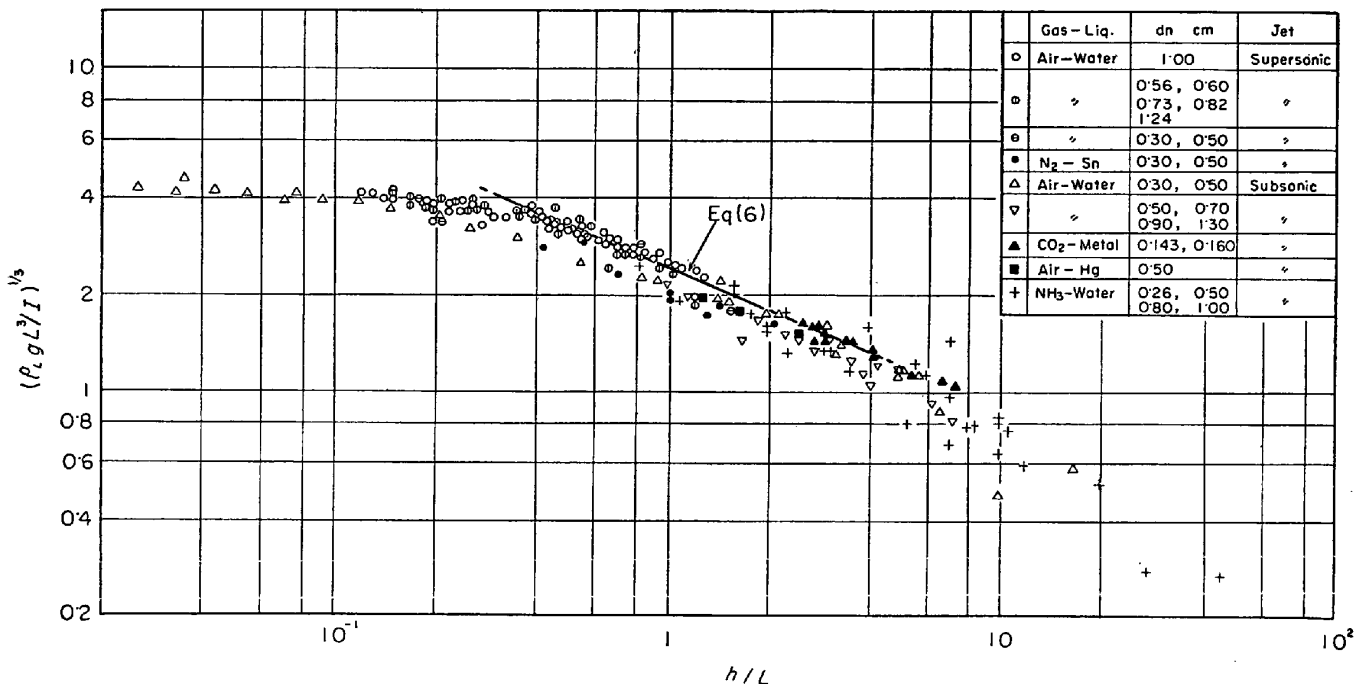


Fig. 2. Dimensionless correlation of depression depth, jet momentum and lance height (cold model).

$dn$  はノズルスロート径 (cm),  $P_0, P_e$  はノズル前, ノズル出口の各圧力 (絶対圧  $\text{kg/cm}^2$ ) である.

(6)式は常温における実験結果で, 上吹転炉のような高温の雰囲気中に吹きこむときの  $L$  にこの式をそのまま適用することはできない. しかしながら後述の  $(I/\rho Lgh^3)$  を変えた試験転炉による吹錬試験の結果に基づいて, (6)式と類似の関係が成り立つものとする. すなわち,

$$(L/h) = 3 \cdot 2 (\lambda I / \rho Lgh^3)^{0.6} \dots \dots \dots (7)$$

ここで  $\lambda$  は定数であり, 常温の模型実験では  $\lambda=2$  である. 八幡製鉄所において 5 t 試験転炉の炉底に赤燃部分を生じた事例<sup>6)</sup>, および 70 t 転炉で炉底が異常に損耗した事例, ならびに田上ら<sup>7)</sup>による実験炉の結果について  $\lambda$  を求めると, Fig. 3 に示すように, 炉容により, あるいは吹錬条件により異なる値が得られた.  $\lambda$  の大幅な相違は, 同じ  $L/h$  においてもくぼみの形状が異なることを示している. 噴流の巻きこみに関する THRING<sup>8)</sup> や RICOU<sup>9)</sup> らの研究によれば, 周囲から巻きこまれるガスの質量は (周囲ガスの密度/ノズル出口における噴流の密度)<sup>1/2</sup> に比例する. 転炉内における周囲の高温ガスは酸素噴流より密度が小さいから, 常温の場合にくらべて巻きこむ量は少なく, 噴流の運動量プロファイルも異なることになる. それがかぼみの形状に影響したものと推定される.

(7)式の成立を仮定すると,  $\lambda$  の値を各転炉について求めることが必要であるが, 上記の実例をもとに次のような推定を試みた. 噴流は周囲ガスと拡散混合し, 拡がるから,  $\lambda$  は Péclet 数 ( $Uedn/\epsilon$ ) に左右されると考えられる. ここで  $Ue$  はノズル出口における噴流の流速,  $dn$  はノズルのスロート直径,  $\epsilon$  は乱流拡散係数である. 周囲の高温ガスは炉に関係なく同温度とみなされるから,  $\epsilon$  は一定と仮定する. また  $Ue$  は実用範囲において, ノズル前の圧力  $P_0$  (絶対圧) のほぼ 0.2 乗に比例するから, 便宜的に Péclet 数の代わりに  $(P_0^{0.2}dn)$  を用いる

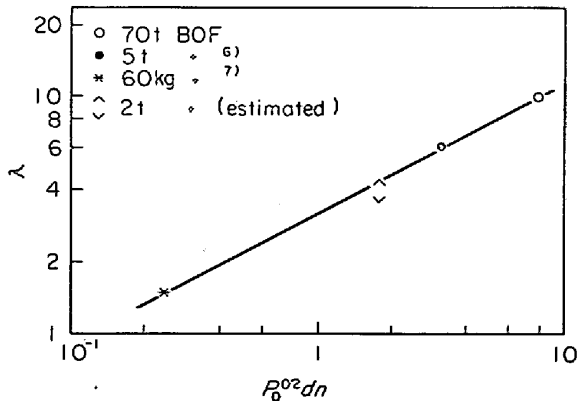


Fig. 3. Correction factor  $\lambda$  vs.  $P_0^{0.2}dn$ .

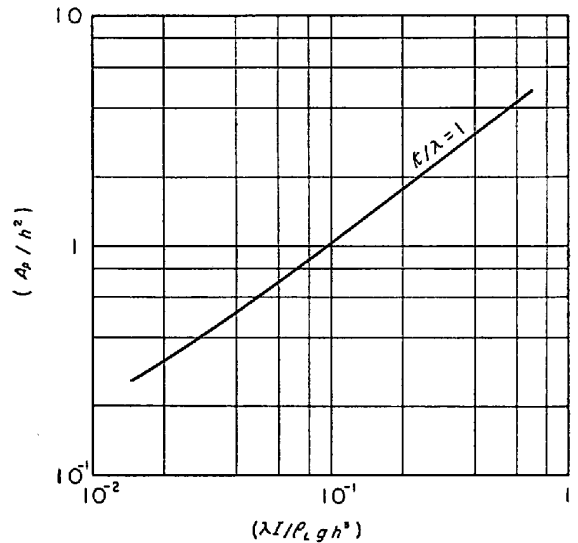


Fig. 4. Surface area of the cavity according to Eq. 9.

ことにする. Fig. 3 に示すように, 限られたデータであるが, 次の関係が得られた.

$$\lambda = 3 \cdot 4 (P_0^{0.2}dn)^{0.56} \dots \dots \dots (8)$$

$\lambda$  にはランス高さ  $h/dn$  の影響も考えられるが, 寸法効果が大きいので無視した.  $\lambda$  については今後さらに研究されねばならないが, ここでは(7)式による計算  $L$  を実際の値に合致させる  $I$  の補正係数とする.

(7)式により  $L$  を与えて(5)式を書き改めると次式が得られる.

$$A_p = (\kappa/\lambda)^{1.5} [0.032h^2\Phi(\Omega)] \dots \dots \dots (9)$$

$$\Phi(\Omega) = \Omega^{-1.0} [(1+\Omega)^{3/2} - \Omega^{3/2}]$$

$$\Omega = 0.005 (\kappa/\lambda) (\lambda I / \rho Lgh^3)^{-0.8}$$

ただし,  $0.7 > (\lambda I / \rho Lgh^3) > 0.015$

Fig. 4 は(9)式の関係  $\kappa=\lambda$  の場合について図示したものである. 本節の始めに述べたように,  $A_p$  はくぼみを幾何学的形状として考えたものであり, 液滴の生成等の気液の接触により生じる現象を考慮した接触面積については次に述べる.

### 3. NH<sub>3</sub>-水の吸収に関する実験

NH<sub>3</sub> ガスの物理的吸収を利用して, 上吹噴流の気液接触に関する実験を試みた. NH<sub>3</sub> ガスは水に極めて吸収されやすく, その吸収速度はガス側の物質移動律速であるから, 酸素-溶鋼系に類似した実験といえる. しかしながら超音速噴流により実験したため, 周囲よりの巻きこみ空気量も多く, 衝突面における NH<sub>3</sub> 濃度は低くなつた. 上吹転炉においても炉内 CO ガスの巻きこみにより酸素濃度は低下するが, CO<sub>2</sub> ガスは高温において強力な酸化性雰囲気になるから, この点は模擬としては

不完全である。

上吹噴流によるガス吸収では接触面積と物質移動係数の二つとも未知数であるから、厳密に接触面積を求めることはできない。まずガス吸収効率を調べ、次いで実験結果より接触面積を考察する。

3.1 実験法

NH<sub>3</sub> をポンペより模型ランスに導き、円筒容器中の水面に吹きつけたが、その際、修正 Froude 数 ( $I/\rho_L g h^3$ ) が実物と同程度になるように実験条件を選んだ。

八田<sup>10)</sup>によれば NH<sub>3</sub> の水に対する溶解度は大であるから、液側の物質移動係数は大きく、よつて  $dt$  時間中の NH<sub>3</sub> ガスの水側への移動量を  $dw$  とすると、移動速度は次式で表わされる。

$$dw/dt = (A_i k_G / H) (C_G - C_L) \dots\dots\dots (10)$$

ここで  $C_G$  はガスの分圧と平衡する液濃度、 $C_L$  は液中の濃度、 $A_i$  は接触面積、 $k_G$  はガス側物質移動係数、 $H$  は Henry の法則における定数である。他方、容器中の液量を  $Z$ 、吹きこむガスの流量を  $G$  とし、吹きこみ中の  $C_G$  を一定とすれば、(10)式より次式が導かれる。

$$(A_i k_G / GH) = - (Z/Gt) \ln[1 - (C_L/C_G)] \dots\dots (11)$$

噴流は周辺から空気を巻きこみ、濃度を低下させるから、巻きこみ空気量の計算により衝突面のガス濃度が求められる。口径  $d$  のノズル出口より  $x$  なる距離における噴流の質量流量  $M$  は、ノズル出口における質量流量を  $M_0$  とすると、次式で与えられる<sup>9)</sup>。

$$M/M_0 = 0.282\sqrt{4/\pi} \sqrt{\rho_1/\rho_0} (x/d) \dots\dots (12)$$

ここで  $\rho_0$  はノズル出口における噴流の密度、 $\rho_1$  は周囲の気体の密度である。距離  $x$  における NH<sub>3</sub> の平均濃度 (容積%)  $C_j$  は、ノズル出口の濃度  $C_0$  に対し次式で与えられる。

$$C_j/C_0 = [1 + (0.422x/d - 1) \rho_0/\rho_1]^{-1} \dots\dots\dots (13)$$

これにより液面上の NH<sub>3</sub> の濃度  $C_j$ 、すなわち分圧  $p_G$  が求められる。 $C_G = H p_G$  の関係があるから、 $p_G$  から  $C_G$  が計算できる。定数  $H$  は  $p_G$  の値により変わるが、この実験の範囲での  $p_G$  に対して  $H = 56 \text{ kg mol/atm m}^3$  なる値を用いた。

実験中に液中の濃度が高くなると気-液の平衡関係が Henry の法則からはずれてくるので、吹きこみ時間は 90sec とした。ノズル口径が 0.26, 0.50, 0.80, 1.00 cm の先細ノズルを用いて、内径 16, 28.5, 57 cm の 3 種類の円形水槽に吹きこんだ。上吹きによらずに、容器内の雰囲気中の NH<sub>3</sub> 濃度を高めて液に吸収させ、上吹き時の NH<sub>3</sub> の吸収と比較したところ、上吹きしないものの吸収はわずかであつた。すなわち、上吹きの影響がこのような実験法によつて求められることがわかつた。

3.2 ガス吸収効率

(11)式により求められる  $(A_i k_G / GH)$  に影響する要因には次のものがあげられる。ただし、ガス側の物質移動律速であり、液体は水 1 種類であるから、液の密度や粘性は考えない。

$$(A_i k_G / GH) \propto [(u_e, d, h, D_0, L_0, \rho_G, \mu_G, \sigma, g)]$$

実験結果は液槽の直径  $D_0$  や液深  $L_0$  の影響がないことを示したから、次の無次元項が考えられる。

$$(A_i k_G / GH) \propto [(\rho_G u_e d / \mu_G), (u_e^2 / g d), (\rho_G u_e^2 d / \sigma), (h/d)]$$

ただし、 $u_e$  はノズル出口の噴出速度、 $h$  はランス高さ、 $\rho_G, \mu_G$  は気体の密度と粘性係数、 $\sigma$  は表面張力である。この実験においては、右辺第 1 項の  $Re$  数は  $2 \times 10^4 \sim 6 \times 10^4$ 、第 2 項の  $Fr$  数は  $10^4 \sim 5 \times 10^3$ 、第 3 項の  $We$  数は  $10^2 \sim 10^3$  の範囲であつたが、 $Fr$  数の影響は認められず、Fig. 5 に示すように、 $Re$  数と  $We$  数の影響が認められた。これより次式が得られたが、液面の状態、とくに気泡生成に関する  $We$  数が上吹法のガス吸収に影響を及ぼす点は注目される。

$$(A_i k_G / GH) = 1.8 \times 10^{-4} (\rho_G u_e d / \mu_G)^{-0.2} (\rho_G u_e^2 d / \sigma)^{0.4} (h/d)^{0.3} \dots\dots\dots (14)$$

稀薄溶液では単位流量当たりの NH<sub>3</sub> の移動速度、すなわち吸収効率  $\eta$  は次式で表わされる。

$$\eta \equiv (dw/dt) / G = (A_i k_G / GH) C_G \dots\dots\dots (15)$$

実験領域においてはおおむね  $C_G \propto (d/h)$  であるから、(14)式を用いて次の関係が得られる。

$$\eta \propto (\rho_G u_e d / \mu_G)^{-0.2} (\rho_G u_e^2 d / \sigma)^{0.4} (h/d)^{-0.2} \dots\dots\dots (16)$$

すなわち、NH<sub>3</sub> の吸収効率に対するランス高さの影響はそれほど大きくはないが、低いほうが効率は高くなる。DUBRAWKA<sup>11)</sup> は転炉の模型実験として、NaOH 溶液に CO<sub>2</sub> の亜音速流を吹きこみ、その化学的吸収を調べ、最大吸収効率を示すランス高さがあることを示した。氏

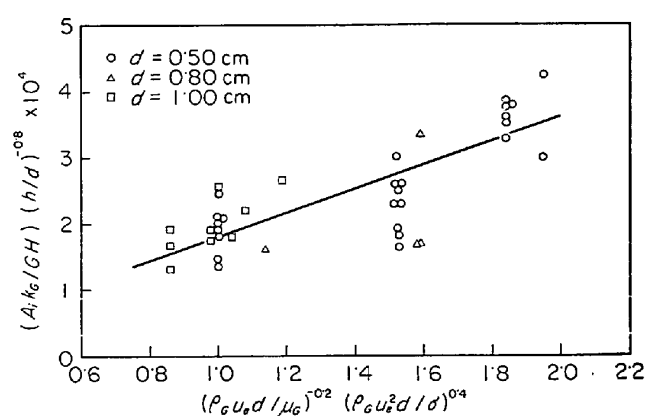


Fig. 5. Absorption of top blowing NH<sub>3</sub> onto water.

の実験は  $h/d$  を 0~20 にして行なわれたのに対し、筆者らの実験は  $h/d$  を 8~40 にしたためか、あるいは吸収性の強いガスを使用したためかわからないが、最適高さは認められなかった。

3.3 気液接触面積に関する考察

気液接触面積  $A_i$  の測定には物質移動係数  $k_G$  が求められていなければならないが、上吹法におけるガス吸収の  $k_G$  は明らかでない。ここでは幾何学的なくぼみ表面積を用いて物質移動係数を概算し、これと吹錬条件との関係を調べた。

$h/L$  が 1 以上の亜音速噴流のくぼみの深さは、Fig. 2 の結果から近似的に次式で表わされる。

$$L/h = 4.2 (\kappa I / \rho L g h^3)^{0.74} \dots\dots\dots (17)$$

ただし、 $\kappa = 2$

(17)式と(5)式を用いてくぼみの表面積  $A_p$  が計算できるから、実験結果より仮りの物質移動係数  $k'_G$  が求められる。すなわち、

$$k'_G \equiv (A_i k_G) / A_p H$$

で、0.06~0.3 cm/sec であるが、これを Sherwood 数の形で整理したところ、次の関係が得られた\*。

$$(k'_G d / D_m) = 5.4 \times 10^{-4} \times (u_e^2 / g d)^{-0.5} (\rho_G u_e d / \mu_G)^{1.4} (\mu_G^2 / \rho_G^3 \sigma d)^{0.3} (h/d)^{0.8} \dots\dots\dots (18)$$

Fig. 6 にこの関係を示した。物質移動係数は非反応成分の分圧の  $-2/3$  乗から  $-1$  乗に比例することが知られている<sup>13)</sup>から、濃度に影響する  $(h/d)$  の項は修正されねばならないが、大きく相違するほどのことはないと考えられる。

Sherwood 数は円管内の流体と管壁間の物質移動ばかりでなく、通常の気液接触装置においても乱流域で  $Re$  数の 0.8 乗に比例することが恩田<sup>13)</sup>により認められている。上吹噴流の場合、計算によるくぼみ表面積と実際の気液接触面積がどの程度一致しているか不明であるが、 $k'_G$  には接触面積の影響が含まれているとみるべきであろう。(18)式の右辺各項について、接触面積と物質移動のそれぞれの影響を明らかにすることはできないが、表面張力の影響は接触面積の算出に起因するものと思われる。肉眼観察によれば、液中に侵入した噴流は気泡群を形成し、飛沫を多数発生させる。これらの現象には表面張力が関係するから、 $We$  数が大きいほど気液界面は乱れ、接触面積は増大する。(14)式や(18)式に  $We$  数が含まれたということは、上吹法の気液接触面積に界面の乱れを考慮すべきことを示すものと考えられる。

4. 上吹転炉における反応界面積

第2, 3節の結果をもとに反応界面積の推定を試みる。反応界面積は単孔、多孔の各ランスの吹錬操作特性を検討する際に、相互の比較を可能にすると思われる。すなわち、本節で求める反応界面積は絶対値としてのそれではなく、操作指針となりうる相対的なものである。

4.1 脱炭酸素効率

火点を中心に進行するとみられる上吹転炉の脱炭反応は、一般に次式で表わされる。

$$-dC/dt = 100(A/W)R \quad (\%C/min) \dots\dots (19)$$

ここで  $A$  は反応界面積  $cm^2$ 、 $W$  は溶鋼の質量  $kg$ 、 $R$  は単位面積当たりの平均反応速度  $kg/cm^2 \cdot min$ 。  $R$  の表示式は反応機構に関する仮説により異なるが、たとえば二重境膜説によつて  $R$  を示せば、ガス側の物質移動律速と考えられる脱炭第Ⅱ期については次式が与えられる。

$$R = c(D_m / \delta_G) (p_{O_2} - p_{O_2,i})$$

$D_m$  はガス中の  $O_2$  の拡散係数  $mol/cm \cdot atm \cdot sec$ 、 $\delta_G$  はガス拡散層の厚さ  $cm$ 、 $p_{O_2}$  はガス中の  $O_2$  の分圧、 $p_{O_2,i}$  はガス-溶鉄界面における  $O_2$  の分圧で、 $c$  は換算係数  $1.44 \text{ kg sec} / \text{mol min}$  である。ここでは  $\delta_G$  が考えられているが、他の仮説の場合においてもこのような仮

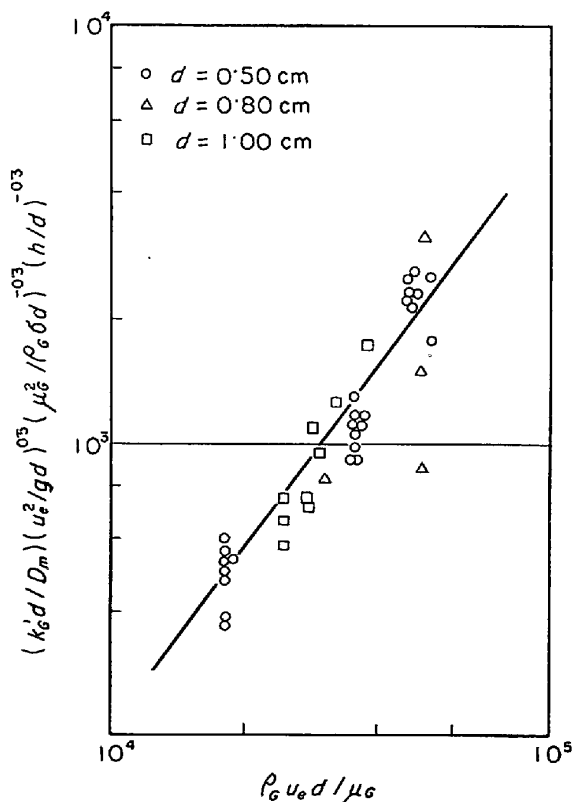


Fig. 6. Mass transfer coefficient of top-blowing  $NH_3$  onto water.

\* ただし、気相拡散係数  $D_m$  は  $NH_3$ -空気について  $0.229 \text{ cm}^2/\text{sec}$  とした。

想的パラメータが  $R$  に含まれる。

吹錬中期の脱炭第Ⅱ期には脱炭速度は最高になり、ほぼそのままの値で脱炭が進行する。この時期の酸素効率を  $\eta_{O_2}$ 、酸素流量  $Nm^3/min$  を  $F_{O_2}$  とし、 $2C + O_2 \rightarrow 2CO$  の反応が行なわれるとすると、次の関係が成り立つ。

$$(W/100) (-dc/dt) = \eta_{O_2} F_{O_2} \times (2 \times 12/22 \cdot 4)$$

よつて、(19)式は次のように表わされる。

$$\eta_{O_2} \cdot F_{O_2} = (14/15) A \cdot R \dots \dots \dots (20)$$

実操業においては一般に  $\eta_{O_2}$  は 1 に近いことが知られている。また、田上ら<sup>14)</sup>によれば、実験室規模の小型実験炉においても t 当りの吹錬所要酸素量は実炉と同じくらの結果が得られており、この例でも  $\eta_{O_2}$  は 1 に近いと推定される。これらの事実より、炉容によらず、 $F_{O_2}/A \cdot R$  のおおむね一定になる吹錬条件が存在することがわかる。

実測される脱炭速度より  $A$ 、あるいは  $R$  を決めるにはいずれか一方の仮定を必要とする。従来、反応界面積を仮定し、 $R$  を検討することが試みられているが、大型炉ほど酸素流量当たりの界面積は狭くなる<sup>15)</sup>。つまり大型化するほど  $R$  は大きくならねばならないが、その理由は明らかになつていない。二重境界膜の例でいえばくぼみ面における分圧  $p_{O_2}$  はガス濃度とともに、全圧に比例するから、大型炉のほうが大きい。しかし、ガス拡散層の厚さ  $\delta_G$  はくぼみ内部の境界層より類推すれば、くぼみの深いほど大きくなるから期待されるほどに  $R$  は大きくならないと思われる。他方、前節に述べたように噴流の衝突による液面の乱れを考慮すると、噴流の運動量が大きいほうが表面積は増大すると考えられる。すなわち、炉容による  $R$  の差異は大きくないであろう。また、実用範囲のランス高さではフォーミングスラグ中にランスは浸つていること<sup>24)</sup>、および周囲ガスは高温であることから、CO ガスの巻きこみも少なく、火点における酸素濃度は高いと考えられる。したがつて、 $R$  を一定と仮定して  $A$  を求め、操業条件との関係を明らかにする方が実用的な意義をもつと思われる。

4.2 相当界面積

2節と3節の結果から、反応界面積に対し、次の関係が予想される。

$$A = A_p f[(We)]$$

ただし、 $(We) \equiv \kappa I / \sigma dn$

$NH_3$  の模型実験における  $We$  数は  $10^3$  程度であつた。実用炉においては  $10^4 \sim 10^5$ 、実験室規模の小型炉では  $10^3$  程度であるから、 $We$  数の影響は有意と考えられる。

先に述べたように  $R$  を一定と仮定し、 $F_{O_2}/A$  一定が成り立つとすれば、次の関係が期待される。

Table 1. Lance practice of different basic oxygen furnaces.

Furnace	Oxygen flow rate $Nm^3/min$	Nozzle diam. cm	Lance height cm	Max. decarburization rate
25 kg <sup>14)</sup>	0.37	0.30	9	
	0.46	0.30	11	
	0.37	0.17×3	10	
60 kg <sup>7)</sup>	0.40	0.17×3	8	
12 t <sup>16)</sup>	34.6	2.6	70	
75 t <sup>20)</sup>	195	5.2	140	
	210	2.6 × 3	90	
150 t <sup>25)</sup>	410	4.0 × 3	150	
	480	4.0 × 3	160	
	470	3.54 × 4	140	
2 t <sup>17)</sup>	8.5	1.2	22	0.98
	8.5	1.2	38	0.87
	8.5	1.2	44	0.84
	7.2	1.4	22	1.08
	8.5	1.4	22	1.00
	9.7	1.4	22	1.01
	8.5	1.6	22	1.03

Table 2. Blowing test conditions of experimental BOF<sup>17)</sup>.

Charge	Composition of hot metal (mean)
Hot metal 2.5 t	[C] : 4.19 ± 0.14%
CaO 150 kg	[Si] : 0.67 ± 0.09%
Fluor-spar 20 kg	[Mn] : 0.78 ± 0.12%
	[P] : 0.158 ± 0.023%
	Temperature of hot metal (mean)
	1 297 ± 9°C

Test no.	Oxygen flow rate $Nm^3/hr$	Nozzle diam. cm	Lance height cm	No of heats
I	430	1.40	22	3
II	510	1.20	22	7
III	510	1.20	38	3
IV	510	1.20	44	3
V	510	1.40	22	3
VI	510	1.60	22	3
VII	580	1.40	22	3

$$(F_{O_2}/A_p) \propto f[(We)]$$

Table 1 に示す各種炉容転炉吹錬基準を用いて上記の関係を調べた。実験室規模の小型炉は、田上ら<sup>14)</sup>のスロッピング関係の研究に用いられた 25 kg、および 60 kg 級のものである。ランス高さとしてはスロッピングの発生しない範囲の平均的な値を用いた。ただしこれらの脱炭酸素効率は発表されていない。実用炉については各社で単孔と多孔のランスによる操業比較を行なつた実例を用いたが、脱炭の酸素効率は 1 に近いと考えられる。2 t 級の試験転炉の例は、吹錬条件が転炉諸反応に及ぼす影響を調べる目的で行なつた筆者ら<sup>17)</sup>の実験例である。2

Table 3. Characteristic data.

Test no.		I	II	II	II	III	IV	V	VI	VII
Heat no.		954	937	948	967	940	943	957	963	960
		955	938	950	968	941	944	958	964	961
		956	939			942	945	959	965	962
$k_2$	%/min	0.33	0.38	0.35	0.35	0.32	0.31	0.36	0.37	0.42
$k_3$	l/min	0.78	1.2	1.0	0.92	0.81	0.84	1.0	1.0	1.1
$k_{Si}$	l/min	0.47	0.57	0.52	0.47	0.70	0.46	0.52	0.47	0.63
$k_{Mn}$	l/min	0.30	0.34	0.34	0.34	0.34	0.34	0.44	0.33	0.56
$k_P$	%/min	0.007	0.009	0.012	0.013	0.013	0.007	0.011	0.008	0.013
(T. Fe)[C]=0.05%		10	10	10	15	20	18	12	17	12
Temp. rising rate	deg/min	18	22	20	20	22	20	20	22	22

Note :  $k_2$  : maximum decarburization rate  
 $k_3$  :  $-d[C]/dt=k_3[C]$  in late period of blowing time  
 $k_{Si}$  :  $-d[Si]/dt=k_{Si}[Si]$  in early period of blowing time  
 $k_{Mn}$  :  $-d[Mn]/dt=k_{Mn}[Mn]$  in early period of blowing time  
 $k_P$  :  $-d[P]/dt=k_P$  in early period of blowing time  
(T. Fe)[C]=0.05% : (T. Fe) at [C]=0.05%  
Temp. rising rate : mean value from 6 min of blowing time to blowing end

Table 4. Influences of blowing condition on the reactions.

Blowing condition	Furnace life	Oxygen flow rate	Lance height	Nozzle diam.
$k_2$	-	+	-	0
$k_3$	-	+	-	0
$k_{Si}$	-	+	-	0
$k_{Mn}$	0	+	0	0
$k_P$	+	+	0	-
(T. Fe)[C]=0.05%	+	+	+	0
Temp. rising rate	0	+	0	0

+ : positive correlation  
- : negative correlation  
0 : no correlation

t 試験転炉の炉体を通じて斜め上方より試料採取棒と测温素子を挿入し、吹錬中のメタル、スラグの成分および溶鋼温度を測定した。Table 2 に実験条件を、Table 3 に実験結果を示した。各試験項目のヒートは連続3回の繰り返しである。脱炭第II期の脱炭速度  $K_2$  より、この

時期の脱炭酸素効率が求められる。Table 4 に吹錬条件と各特性値の関係を示したが、全体に酸素流量の影響は明らかで、次いでランス高さの影響がみられた。炉回数の影響は吹錬毎に炉径が拡大し、鋼溶深さが浅くなるため、反応経過が変わることによるものと考えられる。

(9)式の計算にあたり問題となるのは  $\kappa$  の値である。 $\kappa=2$ 、および  $\kappa \propto \lambda$  という意味での  $\kappa=\lambda$  の二通りの場合について検討したが、後者のほうが70t 炉と試験転炉の例の適合がよかつた。そこで  $A_p$  も  $R$  も仮定に基づくものであるから、操業指針としての実用性によつて判断することにして、以後  $\kappa=\lambda$  として(9)式を計算するものとする。Fig. 7 に  $(F_{O_2}/A_p)$  と  $We$  数の関係を示すが、これより次の関係が認められる。 $\sigma$  は 1000 dyne/cm とした。

$$(F_{O_2}/A_p) \propto (\kappa I / \sigma dn)^{0.2}$$

$F_{O_2}/A$  は一定値になることを前提にすれば、界面積は近似的に次の関係式で表わされる。

$$A \propto A^*$$

$$A^* \equiv A_p (\kappa I / \sigma dn)^{0.2}$$

..... (21)

$A$  の絶対値が決められないため、 $A^*$  を火点の相当界面積とする。以上の導出過程からわかるように、 $A^*$  は本来の反応界面積に対応するものではないが、それに近いものとして上吹転炉の吹錬条件を判断する際の有力な指針となり

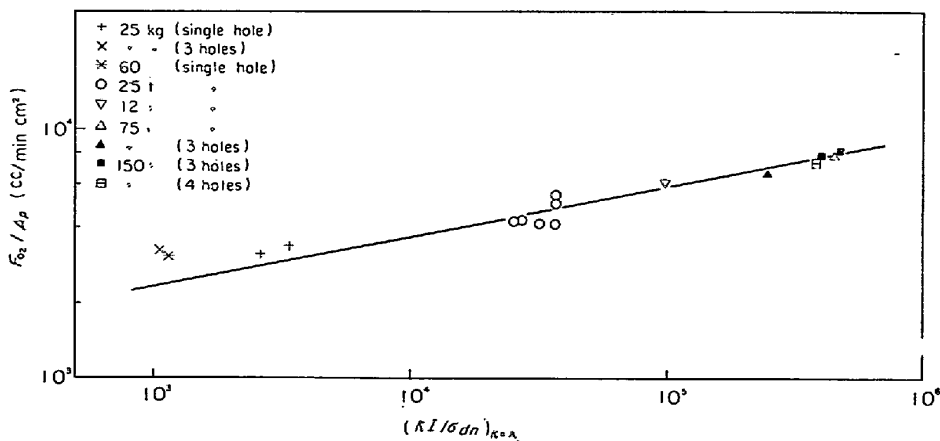


Fig. 7. Relation of oxygen flow rate per unit area of the surface of cavity with Weber No.

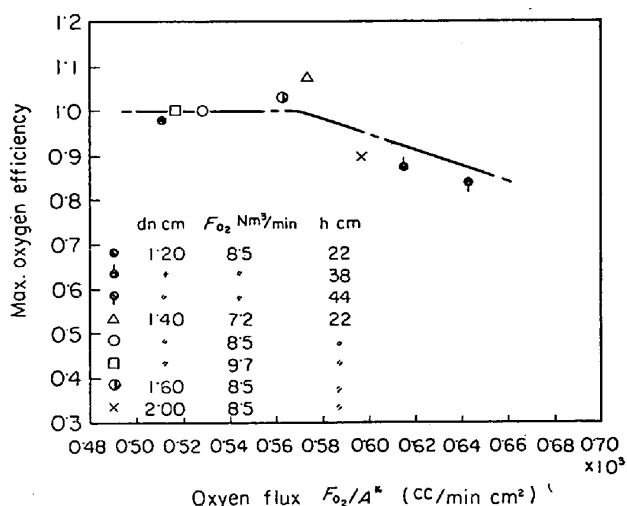


Fig. 8. Relation between maximum oxygen efficiency for decarburization and the calculated oxygen flux.

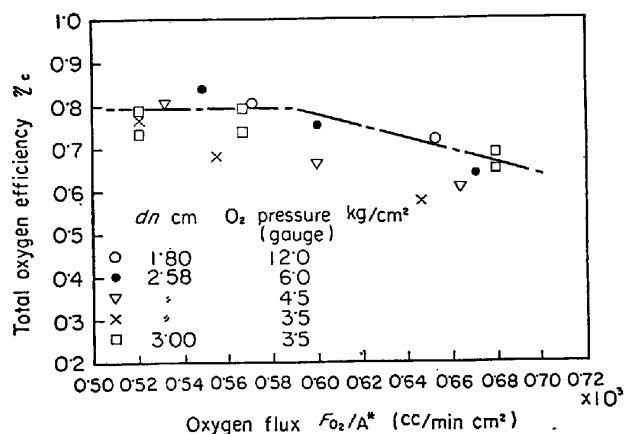


Fig. 9. Total oxygen efficiency for decarburization  $\eta_{c^{18)}}$  vs. the calculated oxygen flux.

うるであろう。

### 4.3 酸素負荷

(i) 脱炭酸素効率と酸素負荷

Rを一定と仮定すれば(20)式より

$$\eta_{O_2} \propto (F_{O_2}/A)^{-1}$$

となる。Aの代わりにA\*を用い、 $F_{O_2}/A^*$ を酸素負荷として脱炭第Ⅱ期の脱炭酸素効率 $\eta_{O_2}$ との関係を試験転炉のデータより求めると、Fig. 8に示す結果が得られた。酸素負荷が低い範囲では $\eta_{O_2}$ は1を示し、高くなると $\eta_{O_2}$ は低下し始める。川上<sup>18)</sup>は計算酸素ジェット濃度と全酸素効率の関係を12t転炉について調べているが、このデータを用いて全酸素効率と酸素負荷との関係を求めたのがFig. 9である。設計圧以下の吹錬圧力では効率は低目である。全酸素効率 $\eta_c$ は

$$\eta_c = \frac{\text{酸化炭素量 (kg/ch)} \times 0.933 \text{ (Nm}^3/\text{kg)}}{\text{送酸素量 (Nm}^3/\text{ch)} + \text{装入物中酸素 (Nm}^3/\text{ch)}}$$

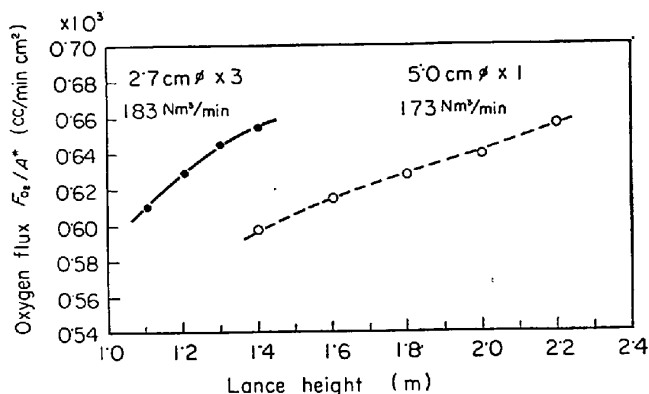


Fig. 10. The calculated oxygen flux of single hole and three holes oxygen lances.

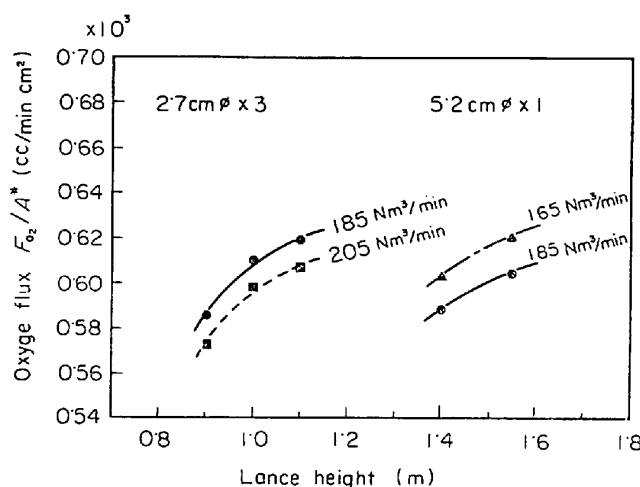


Fig. 11. Comparison of standard blowing practice with single hole and three holes oxygen lances.

で求められるが、装入物中の酸素量は少なく、また脱炭の大部分が脱炭第Ⅱ期に行なわれるから、 $\eta_c$ と $\eta_{O_2}$ はほぼ比例する。このことより、12t転炉においても2t転炉の場合と同様に、酸素負荷が約600 cc/min·cm<sup>2</sup>以上になると脱炭酸素効率は低下すると考えられる。

(ii) 単孔と三孔ランスの比較

上吹転炉の吹錬基準は多分に経験的に決められるが、単孔ランスと三孔ランスの吹錬基準を酸素負荷の面より比較する。Fig. 10は八幡製鉄所70t転炉<sup>19)</sup>において単孔から三孔に変更する際の、使用範囲のランス高さにおける酸素負荷である。いずれも同じくらいの値が得られているが、三孔の方がやや高い。三孔ランス吹錬は単孔のそれに比し、終点(T. Fe)が平均して2%高く、酸素効率が1.9%低下したことと対応するようである。

Fig. 11は板岡ら<sup>20)</sup>による75t転炉の単孔と三孔ランス吹錬の比較のデータによるものである。三孔ランスは単孔に比べ、飛沫の噴出が少ないため、酸素流量を増



して能率向上がはかられている。報告によれば三孔は単孔より酸化気味で、終点 (T. Fe) が高いということであるが、同図に示されるように、同一流量では単孔の方が酸素負荷は低目である。(T. Fe) と酸素負荷の対応はこの例でも認められる。三孔と四孔ランスの比較は Fig. 7 に示したが、ほぼ同じ酸素負荷が得られている。以上の諸結果から、酸素負荷を用いることにより、多孔ランス間の吹錬の比較が可能になったと考えられる。

4.4 相当界面積の考察

脱炭第Ⅱ期以外の時期には脱炭速度が低いため、くぼみの状態は第Ⅱ期のそれとは異なるものと考えられる。しかし、くぼみの表面積の前提からみて最も影響力の強いのは酸素噴流の運動量であるから、その差違は大きなものではないであろう。また操業がとくに異ならない限り、各種の炉容間において、反応経過に対し同じような界面積の変化が生じるものと思われる。よつて、脱炭第Ⅱ期の反応界面積を表わすように定義された相当界面積は、他の諸反応に対しても相対的な反応界面積を表わすものとする。

(i) 脱炭第Ⅲ期

脱炭第Ⅲ期と呼ばれる吹錬の末期には、脱炭速度は一次反応の形で低下する。

$$-d[C]/dt = k_3[C]$$

これを(19)式の形で表わせば、定数  $k_3$  は次の関係にある。

$$k_3 = (A/W)k'_3 \quad (1/\text{min}) \dots\dots\dots (22)$$

$k_3$  に酸素流量やランス高さが影響することは実験より判明しているが、脱炭速度定数  $k'_3$  にこれらの吹錬条件がどのように影響するかを、 $A$  の代わりに  $A^*$  を用いて調べた。

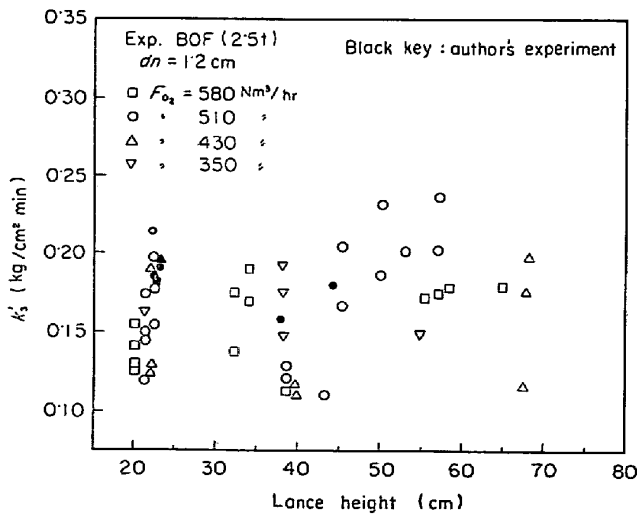


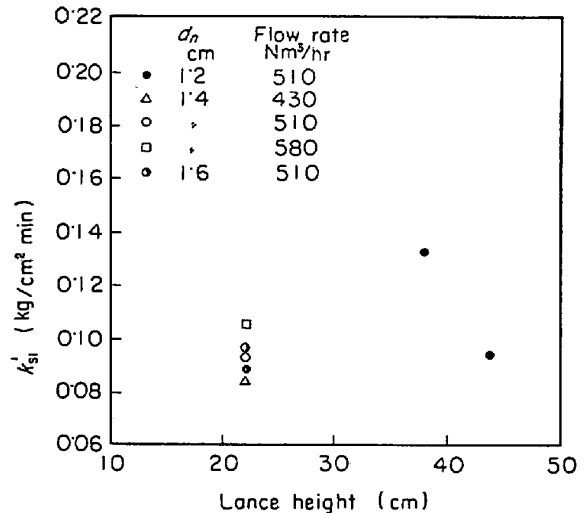
Fig. 12. Decarburization rate coefficient  $k'_3$  in late period of blowing time.

Fig. 12 には試験転炉における他の吹錬試験で得られた  $k_3$  も含めて算出した結果を示す。これらは試験条件の異なる事例であり、炉回数による変化も含まれているため、 $k_3$  の値は 0.46~1.30 1/min に分布していた。このため  $k'_3$  も幅広い範囲の値になり、精度としてはよくないが、酸素流量、およびランス高さの影響は認められない。 $A^*$  の仮定が誤りでないならば、±30%の範囲で  $k'_3$  は一定と考えられる。

大型炉の脱炭速度としては 160 t 転炉の例<sup>22)</sup>が報告されているが、これによれば  $k_3$  は 0.45 1/min であった。酸素流量 23 000 Nm<sup>3</sup>/hr 以外の吹錬条件は発表されていないため、相当界面積を Table 1 の同程度の転炉の例から推定すると、 $k'_3$  は 0.11~0.12 kg/cm<sup>2</sup>·min になり、試験転炉の例とほぼ同じである。

(ii) Si および Mn の酸化

一次反応とみなした吹錬初期の Si と Mn の酸化についても(22)式と同様の関係が表わされる。



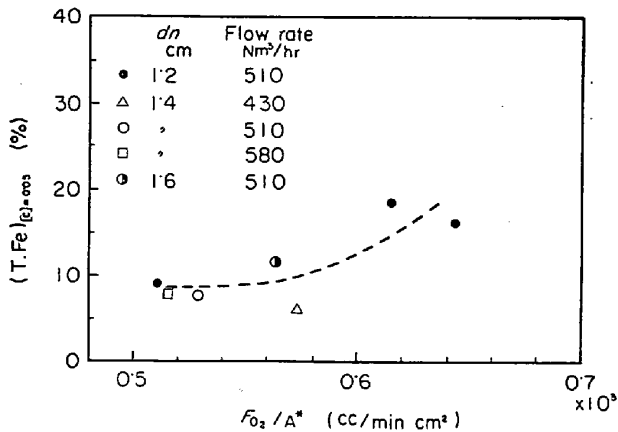


Fig. 15. (T. Fe) at [c]=0.05% vs. the calculated oxygen flux.

$$k_{Si} = (A/W)k'_{Si}$$

$$k_{Mn} = (A/W)k'_{Mn}$$

Aの代わりに A\* を用いて算出した  $k'_{Si}$  と  $k'_{Mn}$  を Fig. 13, Fig. 14 に示す. 両者とも  $k_3$  と同様に, ランス高さや酸素流量によらず, ほぼ一定と考えられる. 末期の脱炭が火点反応であるなら, これらの結果より初期の Si や Mn の酸化も火点を中心とする反応と推定される.

(iii) 末期 (T. Fe) について

吹錬末期の (T. Fe) の増加速度は酸素流量が多いほど大きくなるが, Fe と C とが供給酸素を消費すると仮定すれば当然であろう. 他方 (T. Fe)<sub>[c]=0.05</sub> に影響する要因としてランス高さや炉回数が増えられるが, 単純な影響ではないと思われる. 三孔と単孔のランスの比較において, 酸素負荷が高いものは終点 (T. Fe) も高目であったが, Fig. 15 もこれを裏づけているように思われる. 第 II 期の脱炭酸素効率  $\eta_{O_2}$  が酸素負荷の  $0.6 \times 10^3 \text{ cc/cm}^2 \cdot \text{min}$  付近から低下したのと対照的に, (T. Fe)<sub>[c]=0.05</sub> はこの値付近から増大すると考えられる.

5. 結 言

転炉反応, 特に脱炭反応と吹錬条件の関係を明らかにするため, NH<sub>3</sub>-水の吸収実験結果, および脱炭速度に関する考察をもとに, 反応界面積を推定した.

(1) NH<sub>3</sub> の上吹噴流の水面における吸収に対しては Re 数と We 数の影響が認められた. 後者の影響は気液接触面におけるしぶきや波立ちなどの液面状態が吸収に関係しているためと考えられる.

(2) 単位面積当たりの反応速度を一定と仮定することにより, 脱炭第 II 期の反応界面積に対応する相当界面積(21)式を導出した.

(3) 相当界面積当たりの酸素流量, すなわち酸素負

荷と脱炭第 II 期の酸素効率の間に関係が認められた.

(4) 実操業例について検討した結果, 酸素負荷は単孔多孔のランスの区別なく, 転炉操業の吹錬に関する実用的指標となりうる事が判明した.

文 献

- 1) 川上: 鉄と鋼, 51 (1965) 4, p. 714
- 2) 鞭: 鉄と鋼, 52 (1966) 7, p. 1079
- 3) R. B. BANKS and D. V. CHANDRASEKHARA: J. Fluid Mechanics, 15 (1963), p. 13
- 4) G. C. SMITH: J. Metals, 18 (1966) 7, p. 846
- 5) C. HOLDEN and A. HOGG: JISI, 196 (1960) 11, p. 318
- 6) 武田: 純酸素転炉法の研究 (昭和 36 年 8 月)
- 7) 田上, 赤松, 山崎: 鉄と鋼, 53 (1967) 3, p.307
- 8) R. E. JOHNSTONE and M. W. THRING: Pilot Plant, Models and Scale-up Methods in Chemical Engineering, (1957), p. 209
- 9) F. P. RICOU and D. B. SPALDING: J. Fluid Mech., 11 (1961), p. 21
- 10) 八田: 蒸溜, 吸収 (共立図書)
- 11) E. DUBRAWKA: J. Metals, 13 (1961) 6, p. 448
- 12) 城塚, 平田, 村上: 化学技術者のための移動速度論, p. 266
- 13) 恩田, 佐田, 城戸, 田中: 化学工学, 27 (1963) 3, p. 140
- 14) 田上, 赤松, 池田, 山崎: 鉄と鋼, 52 (1966) 3, p. 350
- 15) 川上, 今井: 鉄と鋼, 52 (1966) 9, p. 1483
- 16) 川上, 藤井, 内堀: 鉄と鋼, 52 (1966) 3, p.380
- 17) 島田, 石橋, 立川: 鉄と鋼, 54 (1968) 10, S. 453
- 18) 川上, 藤井: 鉄と鋼, 51 (1965) 4, p. 711
- 19) 森田, 西脇, 山口, 田中, 安藤: 鉄と鋼, 50 (1964) 11, p. 1733
- 20) 板岡, 三好, 山鹿, 半明: 鉄と鋼, 52 (1966) 3, p. 386
- 21) 八幡製鉄: 鉄鋼協会第 39 回製鋼部会資料 (昭和 43 年 4 月 15 日)
- 22) 藤井, 荒木, 丸川: 鉄と鋼, 53 (1967) 8, p.973
- 23) 島田, 石橋, 有吉, 森瀬: 鉄と鋼, 52 (1966) 9, p. 1499
- 24) 島田, 立川, 石橋: 鉄と鋼, 54 (1968) 10, S. 454
- 25) 岡崎, 松野, 岡野: 鉄と鋼, 51 (1965) 10, p. 1922

討 論

【質問】 名大 野村宏之

1.  $F_{O_2}/A^*$  が大きくなると脱炭酸素効率が下がるのはなぜか.

2. 脱炭のメカニズムとして火点付近の直接酸化として考えるか, エルマジョンとして脱炭されるか, 基本的な考え方をききたい.

## 【回答】

1. 本文中にも記したごとく、 $\eta F_{O_2} \propto AR$ である。 $R$ を一定と仮定すれば、 $\eta_{O_2} \propto (F_{O_2}/A)^{-1}$ となり、 $F_{O_2}/A^*$ がある値より大きくなれば $\eta_{O_2}$ が下がることが予想され

る。操業データはこれを裏づけた。反応界面を確保できなければ、反応効率は低下すると考える。

2. 具体的な反応メカニズムはわからないが、主として火点付近で脱炭は進行するとして扱った。