

論 文

UDC 669.063.86 : 669.046.564 : 669.184.244

NaOH 水溶液-CO₂ 系モデルによる気泡群-液間の反応効率*

稲田 爽一**・渡辺 哲弥***

The Model Experiment on the Reaction between the Liquid and the Swarms of Gas Bubbles by NaOH-CO₂ System

Soichi INADA and Tetsuya WATANABE

Synopsis:

The gas bubble swarms has been applied as an effective means to the gas-melt reaction in many steel making processes such as the oxygen blow in electric furnace, or bottom blown oxygen converter operations. There have been, however, few fundamental studies available for understanding of the process because of the difficulty of estimation of gas bubble characteristic which is thought to be a basic factor for the reaction efficiency. Standing on this viewpoint, this study has been undertaken to clarify the influences of operation or vessel design at on this viewpoint, this study has been undertaken to clarify the influences of operation or vessel design conditions on the efficiency of gas-liquid reaction, mainly aiming at the bottom blown converter process, by applying the experimental technique of chemical engineering.

The model test of NaOH solution-CO₂ gas bubbles was conducted in the range of $(Re)_n = 10^3 \sim 10^4$ and the effects of the gas blow rate, nozzle conditions, depth of liquid, directions of blowing etc. on the volumetric mass transfer coefficient A_{KL} were investigated by the continuous measurement of PH in solution. The results are summarized as follows:

- (1) The diameter of nozzle, d_0 had little effect of A_{KL} , and A_{KL} was proportional to the gas blow rate V_m as expressed as $A_{KL} = \beta \cdot V_m^{0.65}$ where β is a constant of proportionality.
- (2) When the number of nozzle was increased, A_{KL} per one nozzle was decreased. This phenomenon may be explained by the cell model that the bulk is divided into the cells ruled by the number of nozzle.
- (3) The effects of the liquid depth and end effect on A_{KL} were qualitatively illustrated for each bottom, side, top blowings.

Finally, the application of experimental technique of chemical engineering to the metallurgical research and the application of the present model test to practical problems were discussed.

1. 緒 言

鋼精錬において精錬ガスを気泡群として浴中にふきこむ操作は冶金反応の気液接触手段として広く用いられている。たとえば平電炉における浸漬ランスによる脱炭操作、ステンレス鋼の脱炭法としての Ar-O₂ 混合気泡、水蒸気-O₂ 混合ガスのふきこみによる AOD 法¹⁾、GLU 法や最近注目をあつめている純酸素底吹き転炉法³⁾⁴⁾ など気泡群の有する反応効率の有利性から今後これら技術の利用は拡大してゆくであろう。しかしながらこれら技術の基盤は高風量の吹錬速度で反応ガスを浴中にふきこみ反応を行なわせるいわゆる、鋼浴-気泡群間の気液反応でありその基礎的な研究は従来ほとんど行なわれていない⁵⁾。溶鉄-単一気泡系の気液反応の場合においても溶鉄についての基礎的研究は皆無であり、溶融アルミニウ

ム⁶⁾、溶融銀を用いた研究⁷⁾⁸⁾が行なわれているがこれらの研究は気泡群の場合の気液反応効率を考察する場合充分な示唆をあたえない。

著者ら⁹⁾はさきにガスジェットによる気液反応効率に関する研究手法として化学工業的な実験手段を適用して苛性ソーダ-溶液-CO₂ 系モデルによる吸収モデル実験からランス条件の吸収反応効率への影響を報告した。このような研究手法は溶液-気泡群間の反応効率に対する研究手段に対しても有効であると思われる。

本研究は以上の観点から前報にひきつづき苛性ソーダ-溶液-CO₂ ガス気泡群のモデル実験から底吹き転炉における操作要因を想定して、ガス流量、ノズル条件、液の深さ、ガスの吹きこみ方法などの基礎的な条件に関してモデル実験からこれらの影響に関して検討を行なつたものである。

* 昭和50年10月本会講演大会にて発表 昭和51年3月17日受付 (Received March 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)工博 (Technical Department, Nippon Yakin Kogyo Co., Ltd.)

2. 底吹き転炉における気泡の存在形態

佐野ら¹⁰⁾は液体に濡れている単一ノズルから生成される気泡形態に関してガス流量から分類している。現実の工業装置の底吹き転炉操業の操作条件はこの分類に従えば“high gas flow rate”の範囲に入る。この範囲の気泡形態のとり扱いに関して LEIBSON¹¹⁾らの結果を代表して用いると、オリフィス孔基準のレイノズル数 $(Re)_0$ で無次元化して気泡径 d_B はオリフィス孔径 d_0 により次式で示される。

$$(Re)_0 < 2100 : d_B = 0.29 d_0^{1/2} \cdot (Re)_0^{1/3} \dots\dots (1)$$

$$(Re)_0 \geq 10000 : d_B = 0.713 (Re)_0^{-0.05} \dots\dots (2)$$

ここで $(Re)_0$ は次式で示される無次元数である。

$$(Re)_0 = d_0 \cdot \rho v / \eta = d_0 v / \nu \dots\dots (3)$$

σ : 液密度 (g/cm³)

v : ガス流速 (cm/sec)

η : 液の粘性係数 (g/cm·sec)

ν : 液の動粘性係数 (= η/ρ cm²/sec)

このようにノズルからガスが吹きこまれた場合気泡径は $(Re)_0$ 基準に変動することが示されるが $(Re)_0 > 10000$ の領域ではノズル孔径による差はなくなってくる。一般の冶金操作の場合、たとえば AOD 法の場合 60 程度程度の規模の精錬容器ではランス径 13~16 mm ϕ のものが用いられ、1本のノズルからのガス流量は 900~1200m³/hr に達する。普通鋼底吹き転炉の場合には更にこれより高風量の吹錬条件が適用され $(Re)_0 > 10^5 \sim 10^6$ の領域である。このような領域のガス気泡生成はノズルから高速のガス気柱として浴中に導入され、気柱からガス気泡として分裂し、あるいはガス気柱のまま一部の導入ガスは浴外に放出されるであろう。したがってこのような場合ガス気泡による気液反応効率の基礎的な要素である気泡発生頻度、気泡径、気泡界面積などの単一気泡系における速度論的な要因から反応効率を基礎的に考察することは困難である。むしろこのような冶金装置は反応容器の単位容積あたりの面積効率を重視する。

以上の観点から本研究は気泡群-液間反応効率への効果として、気液界面積および気液界面の質的な寄与に関してこれらを分離して検討することは企画せず、底吹き転炉装置の操作因子としての諸条件が気泡群による気液反応効率へ相対的にどのような影響をあたえるかモデル実験により検討することを目的とした。

3. 実験装置および方法

実験方法はさきに著者らが実施したガス・ジェット-液間反応速度のジェット特性依存性に関する研究で用いた

Table 1. Mathematical representation for the absorption of CO₂ into NaOH solution.

NaOH.....	X (mol/l)	
H ₂ CO ₃	Y (mol/l)	
NaOH	\rightleftharpoons Na ⁺ + OH ⁻	
H ₂ CO ₃	\rightleftharpoons HCO ₃ ⁻ + H ⁺	
HCO ₃ ⁻	\rightleftharpoons H ⁺ + CO ₃ ²⁻	
H ₂ O	\rightleftharpoons H ⁺ + OH ⁻	
$K_1 = \frac{(\text{HCO}_3^-)(\text{H}^+)}{(\text{H}_2\text{CO}_3)}$	$= 10^{-6.35}$	(at 25°C)
$K_2 = \frac{(\text{CO}_3^{2-})(\text{H}^+)}{(\text{HCO}_3^-)}$	$= 10^{-10.33}$	(at 25°C)
$K_{\text{H}_2\text{O}} = (\text{H}^+) \cdot (\text{OH}^-)$	$= 10^{-14.0}$	(at 25°C)
• Mass balance		
	X = (Na ⁺), Y = (H ₂ CO ₃) + (HCO ₃ ⁻) + (CO ₃ ²⁻)	
• Charge balance		
	(Na ⁺) + (H ⁺) = (HCO ₃ ⁻) + 2(CO ₃ ²⁻) + (OH ⁻)	
	$Y = \left\{ (\text{H}^+) + X - \frac{K_{\text{H}_2\text{O}}}{(\text{H}^+)} \right\}$	
	$\frac{K_1 \cdot K_2 + K_1 (\text{H}^+) + (\text{H}^+)^2}{2K_1 K_2 + K_1 (\text{H}^+)}$	
	pH = -log ₁₀ (H ⁺)	

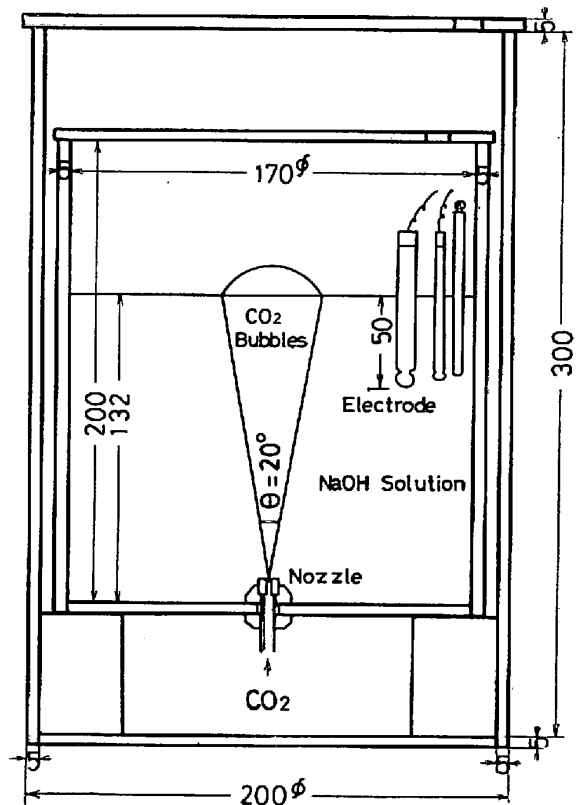


Fig. 1. Schematic diagram of experimental apparatus.

NaOH 水溶液-CO₂ ガス系のモデルを使用した⁹⁾。このモデルは反応吸収モデルであるが、溶液へのガス吸収量が pH 値の直接測定により連続的な測定が可能であり本

研究の場合のごとく相対的な吸収効率の考察に対しては極めて有効な手法であると考えられる。

Table 1 に NaOH 水溶液に CO₂ ガスを吸収させた場合の水溶液の pH 値と CO₂ 吸収量の関係を求める数学的解を前報から総括して再録した。Fig. 1 は今回の実験で用いた反応容器部であり、ガス供給系、pH メーターなどの周辺装置は前報の実験と同様である。ノズルは銅を加工したもので、内容器、外容器ともに透明アクリライト製で外部からの観察が可能である。溶液表面から約 50 mm の深さに pH 測定用ガラス電極、温度補償電極、温度計を浸漬し pH 値の変化を測定する。溶液温度は 25°C に保持した。実験条件としてはガス流量 V_m 、ノズル径 d_0 、ノズル個数 n 、液深 H_0 などを Table 2 に示すごとく変化させて NaOH 浴に CO₂ ガスをふきこんだ。なお実験条件の d_0 、 V_m に対する $(Re)_0$ を 3 式から求め Fig. 2 に示した。実験条件は層流域から乱流域にわたっている。

Table 1 に示した NaOH 浴の CO₂ 吸収に関する数式から数種の濃度の NaOH 溶液について CO₂ 吸収過程と pH の関係を求めると Fig. 3 のごとくなる。

今回の実験はすべて $X(\text{NaOH 濃度}) = 0.10 \text{ mol/l}$ で実施した。そこで $d_0 = 0.10 \text{ cm}$ 、 $H_0 = 12.0 \text{ cm}$ 、ノズル数 1、底吹の条件で V_m を 1.0~7.0 NL/min ふきこ

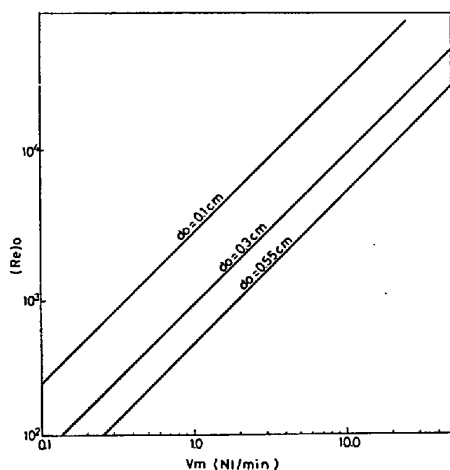


Fig. 2. $(Re)_0$ for experimental blowing conditions.

んだ場合の pH 値の経時変化を Fig. 4 に示す。ほぼ Fig. 3 の数値計算による場合と同様の曲線がえられた。

まず予備実験として実験範囲のガス流量条件に対して溶液側へのガス吸収効率を同一基準で処理してよいかどうかを確認するため、 $d_0 = 0.1$ 、 $n = 1$ 、 $V_m = 0.1 \sim 5 \text{ l/min}$ の条件で吸収効率を検討したが、ガス流量に関係なく同一基準で吸収効率を示すことが確認された。

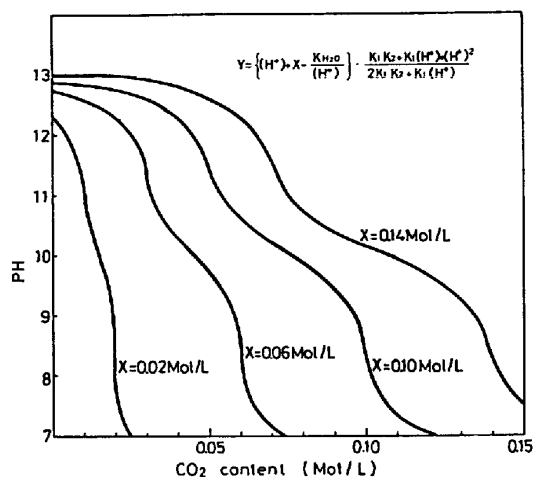


Fig. 3. Relations between pH and CO₂ content for various concentration of NaOH.

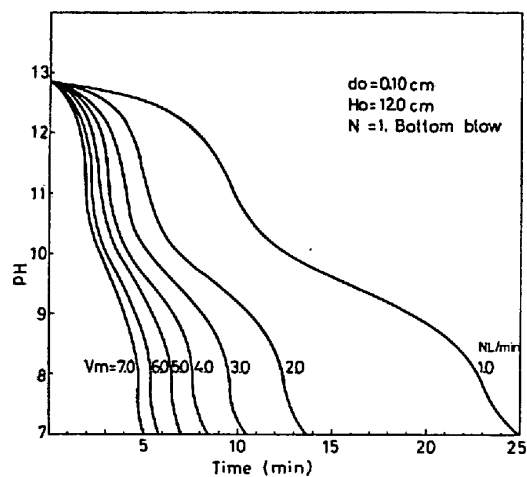


Fig. 4. Relations between pH and blowing time for various CO₂ blow rate (N : Number of nozzle).

Table 2. Experimental conditions.

	Conditions		
Nozzle diameter d_0 (cm)	0.10	0.30	0.55
Depth of liquid H_0 (cm)	0, -1.0, -3.0, -5.0, -9.0, -12.0		
Blow rate V_m (NL/min)	0.1, 0.2, 0.4, 0.6, 0.8, 1.0, 2.0, 3.0, 4.0, 5.0		
Number of nozzle	1, 3, 5		
NaOH concentration (N)	0.1		
Volume of liquid (l)	3		
Direction of nozzle for blowing	Top, side, bottom		

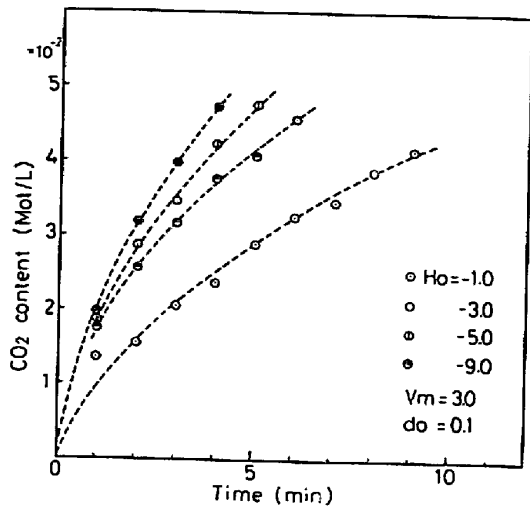


Fig. 5. Change of CO₂ content with time for various liquid depth.

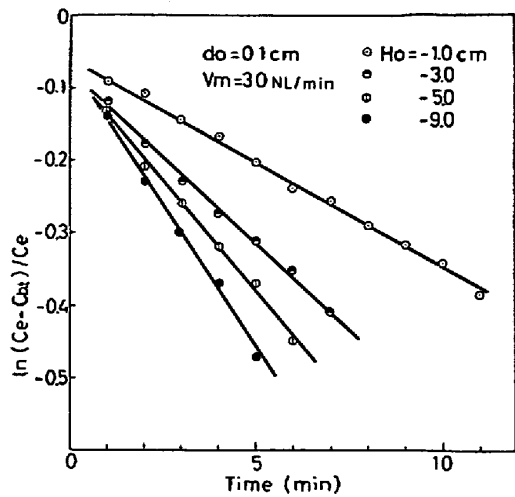


Fig. 6. Relation between $\ln(C_e - C_{bt})/C_e$ and time for various liquid depth.

なお本実験の場合の気泡形態は最も細径の 0.1 cm のノズルで比較的流量の低い領域では細径気泡の生成があり、0.55 cm のノズル径の場合には低流量域ではキノコ笠状気泡、楕円状気泡の混在で流量の増大によりガス気柱となる。(Re)₀ > 10⁴ の領域ではあきらかにガス気柱となり気泡径を明確に確認することができない。ノズルからの気泡柱の広がり角度は約 20° である。

すべての実験条件について Fig. 4 と同様に吸収量-時間曲線を取り、Fig. 5 に試験結果を示した。この場合

$$\ln \frac{C_i - C_{bt}}{C_i} = -\frac{A}{V} k_L \cdot t \quad (4)$$

の形式で変換する。

- ここで C_i : 平衡 CO₂ 吸収量 (mol/l)
- C_{bt} : 時間 t における CO₂ 吸収量 (mol/l)
- V : 浴体積 (cm³)
- A : 気液反応界面積 (sec)
- k_L : 見かけの物質移動係数 (cm/sec)

(4)式の $\ln(C_i - C_{bt})/C_i - t$ の関係が直線であれば、見かけの反応速度は濃度差 driving force の一次反応であり、反応速度の相対的な比較は $A/V \cdot k_L$, Ak_L , k_L などの形で比較できる。今回の気泡群-液間反応のように気液界面積およびその質的な寄与を明確に設定できない場合には容量係数 Ak_L の形式で比較するのが適当である。

Fig. 6 に (4) 式にしたがつて Fig. 5 の測定結果を処理した一例を示すが、前報のガス・ジェット-液間反応の場合と同様ほぼ擬一次反応としての関係が示される。このようにして得た各直線の勾配の絶対値が Ak_L を示すことになり、以下このようにして求めた Ak_L で考察をすすめる。

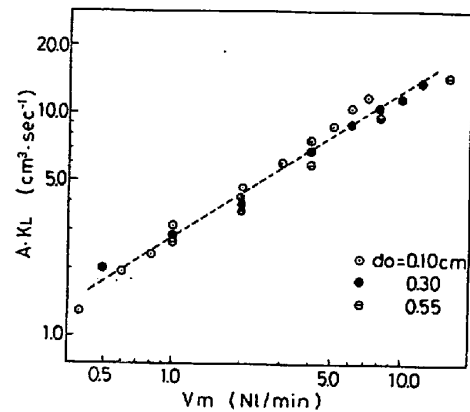


Fig. 7. Effects of CO₂ blow rate and nozzle diameter on the volumetric mass transfer coefficient.

4. 実験結果および考察

4.1 ノズル径およびガス流量の依存性

Fig. 7 にガスふきこみ条件として $H_0 = 12$ cm, 底ぶきノズル数 1 本の一定条件のもとでガス流量, ノズル径を変えてふきこんだ場合の反応効率を Ak_L としてそれぞれの影響を示した。この図で示されるごとくノズル径の影響としては高流量域において小径ノズルの場合の方が同一ガス流量に対してやや高い Ak_L を示すがあまり顕著ではない。ガス流量に対してはガス流量の増加に対してほぼ対数で直線的に Ak_L は増加する。

ノズル径と気泡径の関係については特定のガス流量域ではノズル径は気泡径分布に影響があることが知られている¹¹⁾¹⁵⁾。気泡径分布がノズル径を変化することにより変動すれば、各気泡径別に単位面積あたりの物質移動抵抗に差があるから当然ノズル径の変動により Ak_L への影響が生ずるはずである。今回の実験でノズル径の影響

が顕著でなかつたことは、

(a) 気泡径分布の変化による Ak_L への影響をうちけす他の要因の存在

(b) 気泡径分布の変化による Ak_L の変化が Ak_L の絶対値に比較して小さすぎて無視できる程度のもので、今回の検出法の感度では識別できない。

などの場合が考えられる。これらの点に関しては最近の気泡群の単位液体容積あたりの気体容積存在率(gas hold up)に関するシンクロスコープによる研究手段¹⁶⁾、森らの気泡径別の物質移動係数に関する研究¹⁷⁾などが今後さらに精度のよい解答をあたえることが期待される。しかしながら本実験結果から鋼浴に気泡群を導入した場合の反応速度に対して、ノズル径は他の操作因子に比較しあまり重要な要因でないということが結論される。

つぎにガス流量の Ak_L に対しての寄与は Fig. 7 の勾配から次式で示される。

$$Ak_L = \beta V_m^{0.65} \dots\dots\dots (5)$$

ここで β : 比例常数

ガス気泡による気液反応速度に対するガス流量依存性に関しては層流域のガス流量に対して溶融銀を用いた森ら¹⁸⁾の研究がありガス流量と容量係数の関係を示し、さらに HIGBIE のモデルから A と Ak_L を分離して考察している。しかしながら今回の実験領域はこの結果と比較できない。比較検討できる報告としては化学工業における DILLON ら¹⁸⁾、BRANLICK ら¹⁹⁾、吉田ら²⁰⁾²¹⁾の研究があげられる。

DILLON らは容量係数 $K_L \cdot a$ および K_L と V_m , H_0 との関係として次式をあたえている。

$$\left. \begin{aligned} K_L \cdot a &= 0.472(V_m)^{0.54} H_0^{0.58} (V_m^{-0.55}) \\ K_L &= 0.0142(V_m)^{0.31} H_0^{0.22} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (6)$$

ただし a : 単位液容量あたりの気液接触面積 (cm²/cm³)

BRANLICK ら¹⁹⁾は空塔速度 u'_G 、塔径 D を用いて次式をあたえている。

$$K_L \cdot a = (2.5 \times 10^{-4} u'_G - 0.002) (H_0/D)^{0.3} \dots\dots (7)$$

吉田ら²⁰⁾²¹⁾も容量係数は定性的に BRANLICK らと同様の見解をあたえている。梶岡ら²¹⁾は AOD 横吹き転炉を対象として水-CO₂ 系のモデル実験を行ない、容量係数を気泡群の界面積効果のみから検討しているが、この場合本領域における気泡形態では A と k_L を分離して論ずることは困難である。今回えられた結果は H_0 条件一定であることを考慮すれば DILLON ら、BRANLICK らの結果に近いものである。しかしながらこれらの提案式は乱流域を対象としたものであり、今回の著者らの実験式は層流域、乱流域を含めた領域であり、 Ak_L の V_m に関

する依存性に関し両領域で差が検出されることを予想したがあまり顕著な差はみとめられない。このことは本実験モデルの検出感度が鈍感なためか、気泡界面の質的な効果により相殺されたためか明確がない。ここではむしろ(5)式の V_m の指数 0.65 の意味を明確にすることが本実験の目的から考えて重要である。このことはガス吹込操作でガス流量を2倍にしても反応速度は1.57倍にしかならないということである。この理由としては定性的に気泡群の径分布状態がガス流量に関係なく一定であるとすれば、ガス流量の増加につれて液流動の増加率が小さくなり、気液接触界面の更新の増加率が小さくなること、気泡分散層の気泡密度が大きくなり [gas hold up] が大きくなること、バルク濃度の不均一から濃度差駆動力 ($C_i - C$) が局所的に小さくなること、反応容器径の液流動抵抗に及ぼす影響が大きくなるなどの微視的、マクロ的速度論上の理由があげられるが、これらの問題は化学工学の分野においても定量的な評価はなされていない。

モデル実験と冶金反応の場合物性値がいちじるしく異なり、反応機構も不明な冶金プロセスに本モデル実験を対比することは極めて困難であるが定性的に推論すると冶金反応の酸化性ガス吹き込みによる定常期における脱炭反応速度は酸素の供給速度で支配される。この場合このような気体酸素による脱炭反応も広い意味では液体に対するガス吸収と見なされる。したがって今回のモデル実験結果から示唆されることは冶金反応において高ガス流速域を適用する場合ガス流量に比例して吸収効率が必ずしも増加するとはかぎらないことを示しているように考えられる。しかしながら実際の冶金操作では本モデルで適用したような広い範囲のガス流量の変動はない。

なお本モデル実験でえられた Ak_L に対する指数値は本モデル系特有の値であり、気液反応に気泡群を用いた場合の定性的な関係を示したものである。

4.2 ノズル数の影響

気泡群-液間反応を利用する場合気泡群を均一に分散することは速度論的に有効な場合が多い。したがって化学工学における気泡群分散容器はそのどの部分の気泡群の分散状態も均一になるようにできている。底吹き転炉装置においては装置工学的な制約から多孔板、多孔質板からのガス導入のかわりに何本かのノズルでガスを導入している。これは鋼浴中における気液反応速度が大きいため気泡群の分散状態が総反応速度に大きな影響をあたえないとの前提条件にたつているものと考えられるが、ノズル数は前項のガス流量に関連して反応容器のガス供給能力を支配し装置因子としては極めて重要で、ノズル

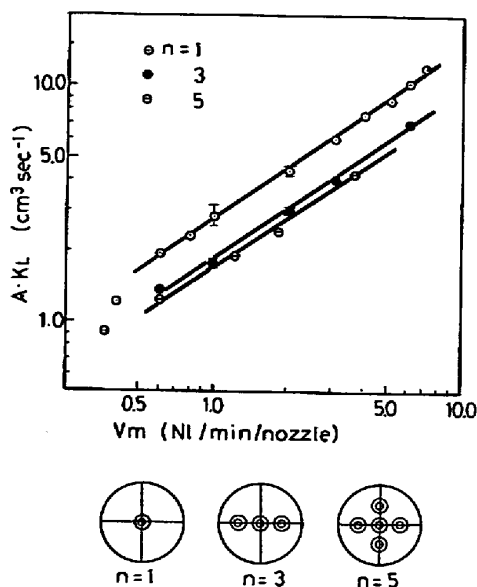


Fig. 8. Effect of nozzle number on the volumetric mass transfer coefficient.

数, 配置条件の見かけの反応速度に及ぼす影響をあきらかにする必要がある。

Fig. 8 にノズル数を 1, 3, 5, の三条件についてノズル径 $d_0=0.10 \text{ cm}$ と一定にして total ガス流量に対してノズル 1 本あたりの Ak_L 値に換算して示した. 単一ノズルで V_m のみを変化した Fig. 7 の場合の結果とほぼ同一の傾向が示されるがノズル数の増加に応じてあまり顕著でないがノズル 1 本あたりのガス吹き込みに対する吸収効率は低下している. total ガス流量に対して Ak_L との関係ではノズル数の影響は顕著でなく化学工学における空塔速度の影響のようにみうけられるが Fig. 7 に示した結果と今回のモデル実験は非均質な気泡分散状態であり以上の考え方からすると今回の実験結果を化学工学の考え方を適用して単に空塔速度の影響を断定することはできない. 容量係数に対する空塔速度の影響に対しては厳密な解析がない. これは気泡群による気-液接触界面積が正しく同定できないため, 容量係数の変化が界面積の効果と物質移動係数の効果とに完全に分離できないことによる. したがって容量係数変化の現象を物理的な意味として考察できない. 本モデル実験結果を厳密に空塔速度の影響と分離して考察するためにはさらに実験容器の形状を変動して検討する必要があるが, ここでは極めて定性的に上述の実験結果をモデルとして以下考察してみる.

Fig. 9 はノズル数を変化させた場合の本実験のガス気泡密度およびバルク側の液流動の状況を模式的に示したものである. (a)(b) の場合はノズル数は 1 本でガス流量は (a) より (b) の場合の方が大きい. したがってこの

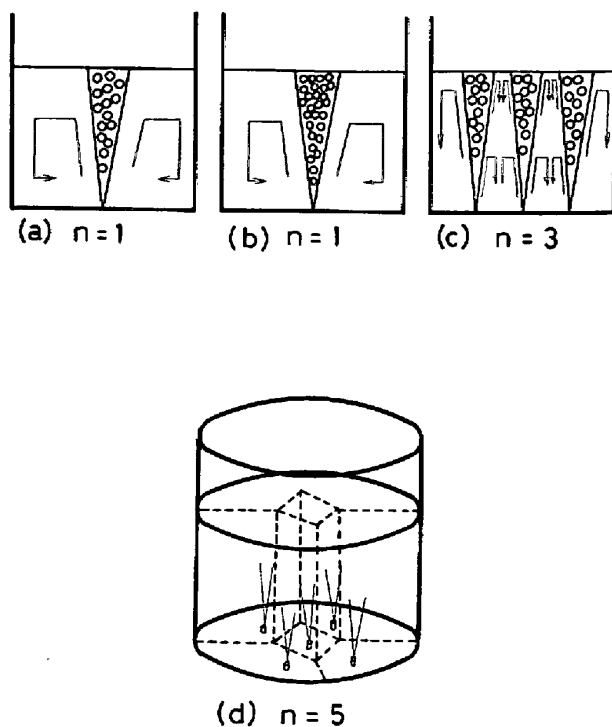


Fig. 9. Schematic illustration for the cells of gas bubble column.

場合, 当然気泡柱の気泡密度は (b) の場合の方が大きくかつ気泡群の上昇速度も (b) の方が (a) の場合に比較して大きくなるのであろう. 一方バルク側の条件を考えるとかなり大胆な想定であるが (b) の場合の気泡分散領域とその他のバルク側の領域の濃度差は気泡上昇速度の影響を受け (a) の場合より均一になりにくい. また気泡の滞留時間も当然 (a) の場合より小さい. したがってこの場合の容量係数の差は単に気泡滞留時間の差とバルク側の濃度差と考えることができる.

一方単一ノズルあたりのガス流量を一定にしておいてノズル数を増加させた場合 Fig. 9 の (a) は (c) のように変わる. この場合三本ノズルで示してあるが各ノズルから出る気泡群の直接の接触はほとんどない. したがって各ノズルで独立している気泡群の各気泡柱の分散状態は (a) の場合とほとんど同じである. しかしながら (a) の場合による液流動は外周部の容器内面により抵抗を受けるのみであるが, (c) の場合は液が容器内で各ノズルを中心に三領域に分割され容器壁以外でも流れの衝突により流動が妨げられるであろう. これが (a) の 3 倍の容量係数が得られない理由と考えられる.

(d) の場合はノズル数 5 本の場合であり 5 領域分割のモデルを考えることができる. 当然 3 本配列の場合より効率は若干悪くなるが (c) の 3 本ノズル配列の対称柱が液流の衝突によりすでに効率を低下しているため (a) → (c) にノズル数を増加した場合ほど効率は低下しないと

説明される。

中西ら²³⁾の浸漬ガス・ジェットによるメタル浴流動に関する混合モデルによれば転炉炉内で複数個の羽口でふきこんだ場合は緩まんとするため、複数個の羽口から供給するガスを一括して単一羽口からふきこんだ場合の方が混合が迅速化するとの見解を報告しているが上述の著者らの見解を支持している。

このような問題は化学工学における容器内均一分散系ではほとんど問題にならず鋼精錬容器独得の問題として扱うべきものと考えられ、現実の底吹き転炉における精錬効率に対する流量効果を複数ノズルにより確保する場合、ノズル数により分割されたセル間相互の干渉により単一ノズルによる流量の反応効率を維持しえない場合もあり、ノズル数およびその配置条件も精錬工学的に極めて重要であることが今回のモデル実験から示唆される。

4.3 液深および端効果*について

ノズル数の影響と同時に、液深および端効果についても鋼精錬容器は十分な気液接触を確保する液深を有する化学工業用容器に較べて大きな意味を有している。森らの層流域の領域における研究においても液深に対する吸収効率の影響を確認している⁹⁾。精錬容器における端効果とガス吹き込みとの関係は従来十分研究されていない。化学工学的研究の場合気泡群-液間反応速度の取扱いにあたってこの問題はほとんどの場合実験誤差として見なしその影響を無視している²⁰⁾。これは化学工学系の場合反応容器の全長が大きく、端効果の全効果に占める割合が非常に小さいためによるからであろう。本実験装置の場合実験容器の寸法はこの端効果の部分を最大限にとりだせる領域になつており、かつ鋼精錬容器の寸法にほぼ近似させて縮尺してある。

Fig. 10 はノズルの吹き込み方向を Top (T), Side (S), Bottom (B), と変化させ (吹きこみ方向は図中に示す) V_m を 1, 3, 5 NL/min で容器中央の一本ノズルから吹き込んだ場合の液深と容量係数の関係を示す。液深の影響としては一定領域において液深の減少とともにほぼ直線的に Ak_L は減少する。端効果としては Ak_L の減少が直線からずれてくる領域で示され、たとえば Fig. 10 にはノズル方向 B, $V_m = 5$ NL/min の場合の端効果があらわれている範囲を示してある。ノズル方向の端効果に対する影響としては B の場合がもつとも著しい。これに対し T, S の場合は B より小さい。またガス流量の影響としては流量が小さいほどその影響は減少する。端効果はノズル出口で支えられた運動量が十分に液に吸収さ

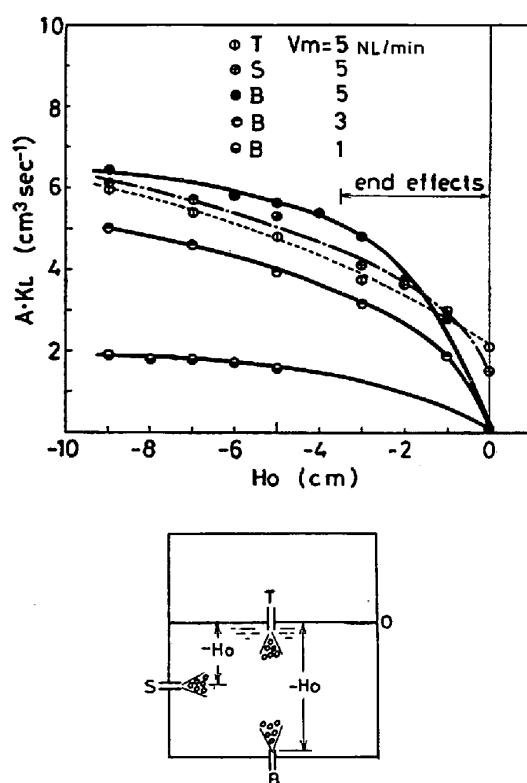


Fig. 10. Relations between the volumetric mass transfer coefficient, liquid depth, blowing rate and end effect for top, side and bottom blowing.

れないうちに液面から放出されるためにおこるものであるから上述の実験結果は容易に説明される。Bの場合たとえばその影響を検討すると V_m を大きくするほど長距離にわたつてその影響を残しているのがわかる。端効果は流体の慣性力に関する効果であるから当然フルード数によつて説明されねばならない。SZEKELYら²⁴⁾は横吹きノズルからの気泡群導入の際の気泡群分散領域の軌跡について解析している。今回の実験結果と彼らの解析との関連は、横吹きノズルの場合には気泡群軌跡がほとんど垂直になるために要する横方向の浸透深さが、そのノズル出口のジェットの初期条件が残りうる距離であり、底吹きの場合の下側端効果の及ぶ距離であるといえる。SZEKELYらの取扱いで解析するためには気泡分散相のガス volume fraction を知る必要があり、鋼精錬容器における gas hold up を精密に測定することが必要である。

今回の実験結果で端効果のない領域で同一の液深に対して容量係数は T, S, B の順に大きくなつていく。これは興味深い現象であるが今回の実験結果からは解析できない。

以上本実験での結果は冶金装置における浴-気泡群間の反応効率を考察する上に有益な知見をあたえる。たと

* 端効果とはここでは気液反応においてノズル出口におけるジェット運動量を液側に吸収されきつていない領域をいう。

えば脱炭反応においても溶鉄への吹き込み酸素の吸収は瞬間的に行なわれるものではなく、液中の気泡群の滞留時間により変わるとすれば、気泡群によるガス吹き込みの場合では吹き込み深さにほぼ比例して吸収効率は増加すると考えることができる。また吹き込み方法としては底吹きの場合、横吹き、上吹きの場合より端効果が生じやすく、特にこの影響はガス流量の大きい場合ノズル出口のジェットのエネルギーが増大しその影響が顕著になり、十分な吹き込み深さを確保しないと効率の悪い装置となる。これらは冶金装置の設計にあたって留意すべき点と考えられる。

なお、鋼精錬における気泡群の利用はここで述べたガス吸収にもとづく気液反応のみならず、気泡群による液の循環流にもとづくスラグ-浴間の混合も重要な精錬目的であり、このような液混合能の効率もあわせて評価されるべきであろう。

5. 結 論

気泡群-溶液間反応の容量係数に関して NaOH 溶液-CO₂ ガスによるモデル実験を行なった。

この実験は主として底吹き転炉を対象として気泡群-液間反応における容量係数の操作、装置依存性に関してモデル実験から検討を行ない次の知見をえた。

(1) 本研究に用いた pH 値検出による気-液反応速度検出法は前報のガス・ジェットの場合と同様に、気泡群-液間反応の研究手法としても十分有力な手段である。

(2) ガス吹き込み操作因子と容量係数の関係として定量係数に対するノズル孔径の寄与は非常に小さく、ガス流量の効果が大きい。

(3) ノズル数の影響は液側をノズル数に応じて分割したセル構造のモデルを想定することができる。すなわちこのモデルでは各セルで液セグメントが流動しそのため流れの衝突があり、あたかも反応容器径が小さくなった場合のように作用し容量係数が小さくなる。しかしその絶対量は大きくない。

(4) 気泡群-液間反応速度のガス吹き込み深さの影響、端効果について、上吹き、横吹き、底吹きのそれぞれについて定性的挙動をあきらかにした。

文 献

- 1) たとえば, *J. M. SACCOMANO, R. J. CHOLET, and J. D. HILLIS: J. Metals., 21 (1969), p. 59*
- 2) *P. LEROY, J. MORLET, J. SALEIL: Rev. Metall., 72(1975), p. 499~505*
- 3) *H. KNÜPPEL, K. BROZMANN, H. G. FABBINDER: Stal u. Eisen, 93(1973), p. 1018~1024*
- 4) *P. LEROY, A. MAUBON, and J. BASTIEN: Rev. Met., 72(1975), p. 473~491*
- 5) *F. D. RICHARDSON: 鉄と鋼, 59(1973), p. 1487*
- 6) *R. D. PEHLKE and A. I. BEMENT: Trans. AIM E., 224(1962), p. 1237*
- 7) *W. G. DAVENPORT, A. V. BRADSHAW, and F. D. RICHARDSON: JISI, (1967), Oct, p. 1034*
- 8) 森, 佐野, 菱田, 鈴木: 鉄と鋼, 55(1969), p. 1142
- 9) 稲田, 渡辺: 鉄と鋼, 62(1976), p. 807
- 10) 佐野, 森: 鉄と鋼, 60(1974), p. 348
- 11) *J. LEIBSON, E. G. HOLOCOMB, A. G. CACOSO, and J. J. JACMIC: A. I. Ch. E. Journal, 2 (1956), p. 296*
- 12) *R. J. CHOLET: 私 信*
- 13) *P. LEROY, H. POISSONNIER, and A. DELAYEN: Rev. Met., 69(1972), p. 188*
- 14) 化学便覧: 日本化学協会編, (1966) [丸善]
- 15) 只木, 前田: 化学工学, 27(1963), p. 147
- 16) 近藤, 藤井, 住田, 江島, 岡部: 学振 19 委-9893 第 3-257
- 17) 森, 佐野, 藤田: 学振 19 委-9892, 第 3-226
- 18) *G. B. DILLON and I. R. HARRIS: Canadian J. of Che. Eng., (1966)8, p. 307*
- 19) *W. G. BRAVLICK, J. R. FAIR, and B. J. LERNER: A. I. Ch. E. Journal, 11(1965), p. 73*
- 20) *F. YOSHIDA and K. AKITA: A. I. Ch. E. Journal, 11(1965), p. 9*
- 21) *F. YOSHIDA and Y. MIURA: I & EC Process Design and Development., Vol. 2 No. 4(1963), p. 263*
- 22) 梶岡, 島田: 学振 19 委-9895, 第 3-259
- 23) 中西, *J. SZFKELY: 学振 19 委-9893 反応-258*
- 24) *J. SZEKELY and N. J. THEMELIS: "Rate Phenomena in Process Metallurgy" p. 737 Wiley Interscience (1970)*