

水モデルを用いたRH反応器内の環流量の推算

鎌田 千綱*・林 省二*・伊藤 公久*²

Estimation of Circulation Flow Rate in RH Reactor Using Water Model

Chizuna KAMATA, Shoji HAYASHI and Kimihisa ITO

Synopsis : The effects of the injecting conditions on the circulation flow characteristics in RH reactor were investigated by the measurements of downward flow velocity in down-leg with a laser doppler velocimeter and the flow observation with a video camera in water model experiments. The maximum circulation rate and the critical gas flow rate increased with the number of orifices. It was observed that the circulation flow rate took maximum when the injected bubbles reached to the opposite side of the pipe wall (single injection) or collided with the other (multi-injection). By considering the geographical condition, the critical gas flow rate can be estimated with the empirical equations on the bubble diameter and the penetration length of bubbles. The diameter and the number of orifices affect the circulation characteristics of the reactor, because they change the bubble size and the bubble frequency in the up-leg. The optimum operating condition was estimated using the results of water model experiments, which showed that the optimum condition might be changed in each heat because of the erosion of refractories.

Key words : RH reactor ; laser doppler velocimeter ; flow observation ; number and inner diameter of orifices ; optimum conditions ; refining.

1. 緒言

鉄鋼2次精錬における代表的な設備として用いられているRH反応器の環流特性は、溶鋼中の溶存ガスの除去、添加元素の混合といった精錬機能に大きな影響を与える^{1,2)}。現在に至るまで多くの研究者が水系および溶鋼系において様々なサイズの反応器を用いて環流量を測定し、その結果を報告している³⁻⁷⁾。しかしその多くはトレーサ法を用いて間接的に環流量を求めたものであり、管内の液流速分布を直接測定した例はほとんど報告されていないのが現状である。一方、環流量の算出式はデータのフィッティングやエネルギーバランスをとることによって操作因子のべき乗の形で整理したものが報告されている³⁻⁷⁾が、オリフィスの本数および内径といったガス吹き込みにかかわる因子は含まれていない。しかし、これらは気液2相流部分、すなわち上昇管内の流れを決定する因子であり、結果としてRH反応器の環流特性に大きく影響を与えるものと考えられる。実際、田中ら⁴⁾および小野ら⁵⁾のオリフィスの本数および内径を変化させた実験では、オリフィスを8本用いた場合は1本用いた場合よりも気液の混合状態が良好となり、大きな環流量が得られると報告されている。以上をふまえ本研究では、吹き込み深さや投入ガス流量のみならずオリフィスの本数および内径を変化させ、水モデルを用いて下降管内の液流

速分布を1次元レーザドップラー流速計により実測し、環流量を算出した。また、ビデオカメラを用いた上昇管内の気液2相流の観察結果をもとに、上述の因子が及ぼす影響を定量的に議論し、最大環流量および、必要投入ガス流量を与える実験式の導出を試みた。

2. 実験装置および実験方法

本研究で用いた実験装置の概要をFig. 1に示す。実験装置は大きく分けて測定部のレーザドップラー流速計のユニット(カノマックス社製)と被測定部のRH反応器の2つに分けられる。

RH反応器の真空槽、浸漬管(上昇管、下降管)、下部槽は外から観察できるように透明アクリルで作製した。反応器の寸法をTable 1に示す。通常下部槽の断面は円形であるが、レーザー光の屈折の影響を小さくするために直方体の容器を用いた。本実験では下降管内部の液流速の測定を目的としており、下部槽と真空槽の位置関係に比べ下部槽形状の液流速への影響は小さいことを予備実験より確認したので、直方体の容器を用いることによる誤差は小さいものと考えた。下部槽に脱イオン水401を満たし、トレーサー(ナイロンパウダー- $\phi 10\mu\text{m}$)を約1グラム添加した。真空槽内の圧力は上端に取り付けられた真空ポンプならびに差圧計

平成10年1月19日受付 平成10年3月20日受理 (Received on Jan. 19, 1998; Accepted on Mar. 20, 1998)

* 早稲田大学大学院生 (Graduate Student, Waseda University)

*² 早稲田大学理工学部 (School of Science and Engineering, Waseda University, 3-4-1 Okubo Shinjuku-ku Tokyo 169-0072)

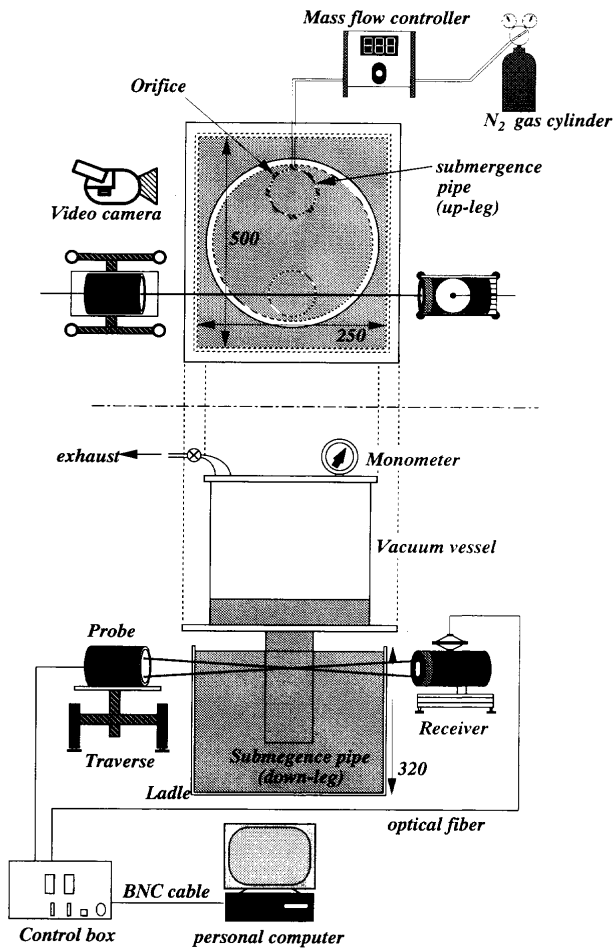


Fig. 1. Schematic drawing of the experimental apparatus.

Table 1. Dimensions of RH reactor.

diameter of vacuum vessel, mm	260
diameter of submergence pipe, mm	75
length of submergence pipe, mm	210
ladle size, mm × mm × mm	500 × 250 × 320

Table 2. Injecting conditions.

orifice diameter: d_o , mm	number of orifices: N , -	injection depth: h , cm	gas flow rate: Q_g , NI/min
1	1, 4	17	2 ~ 28
	8	12, 17, 22	
3	8	17	

により大気圧との差が1.75kPaになるように保持した。上昇管側面に取り付けた真鍮製オリフィスより、マスフローコントローラーによって流量を制御したN₂ガスを吹き込んだ。Table 2に本実験における吹き込み条件、すなわちオリフィ

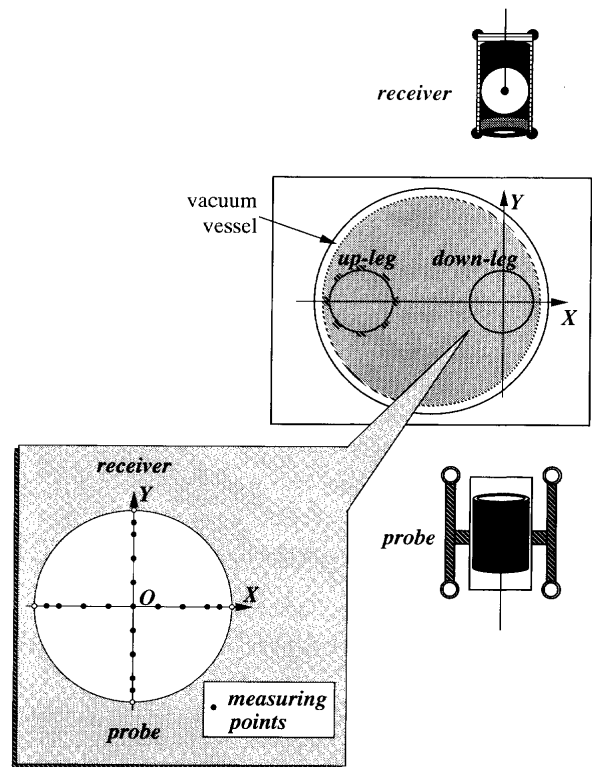


Fig. 2. Measurement points in down-leg.

スの直径 d_o および本数 N 、吹き込み位置から真空槽内の液面までの距離で定義される吹き込み深さ h を示す。定常状態で実験を行うため、吹き込み開始から5 min以上経過した後測定を開始した。X軸、Y軸をFig. 2に示すように定義し、下降管の上端より190mmの水平断面内の17箇所を測定点とした。サンプル数を1000、サンプリング周波数を1 MHzとし、同一条件で3回以上測定を行いその平均値を実験値とした。

3. 実験結果および考察

Fig. 3に $h=17$ cm, $d_o=1$ mm, $N=8$ とし、吹き込みガス流量 Q_g を8, 16, 24NI/minと変化させたときの下降管内鉛直下向きの時間平均液流速 \bar{V}_i の分布を示す。横軸には下降管の内径 R_p を用いて無次元化した X/R_p , Y/R_p を用いた。 $X > 0$ の領域、すなわち上昇管から遠い領域において高い値が見られるが、吹き込み深さやオリフィスの内径および本数を変化させても同様な分布が得られた。Fig. 4 ~ 6に \bar{V}_i を面積分することによって算出された環流量 Q_i の変化を吹き込みガス流量の関数として示す。Fig. 4には吹き込み深さを17cmに固定し、内径1 mmのオリフィスを1, 4, 8本用いたときの結果が示されている。すべての場合において、始めのうちは環流量が吹き込み流量とともに増加し、その後一定値に達して見かけ上、飽和傾向が見られる。この値を飽和環流量 L_{max} 、飽和環流量を与える最小ガス流量を臨

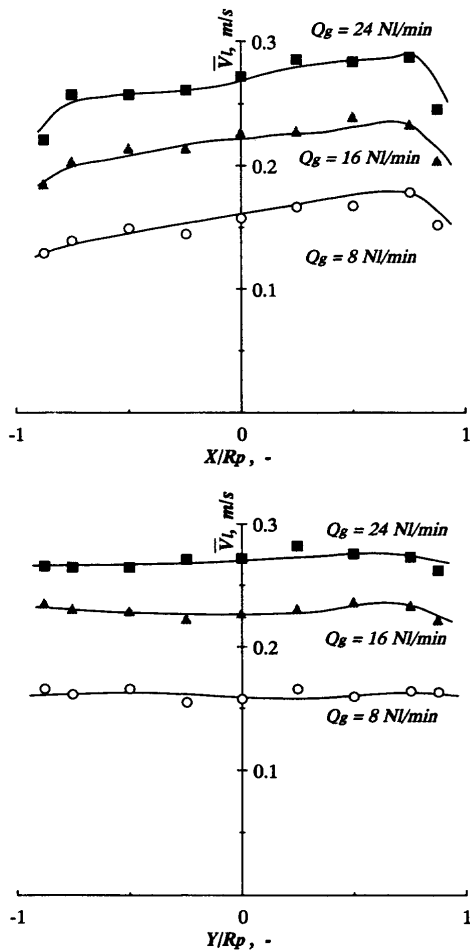


Fig. 3. Distribution of the time averaged liquid velocity. ($d_o = 1$ mm, $N = 8$, $h = 17$ cm)

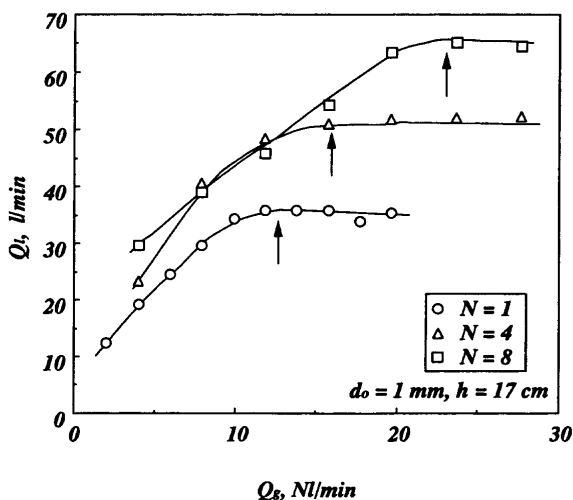


Fig. 4. Variation of circulation flow rate as a function of gas flow rate. ($d_o = 1$ mm, $h = 17$ cm)

界流量 G_{max} と呼ぶことにする。 L_{max} および G_{max} は用いたオリフィスの本数とともに増加している。Fig. 5には、内径が3mmのオリフィスを8本用いた場合の結果が示されている。内径が3mmの場合の方が低い値を示しているもの、

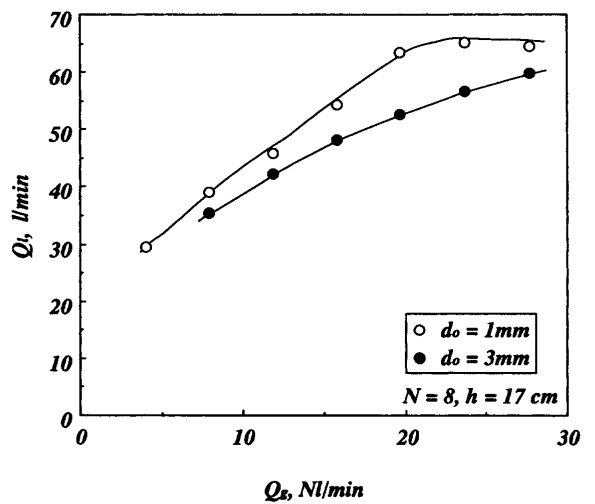


Fig. 5. Variation of circulation flow rate as a function of gas flow rate. ($N = 8$, $h = 17$ cm)

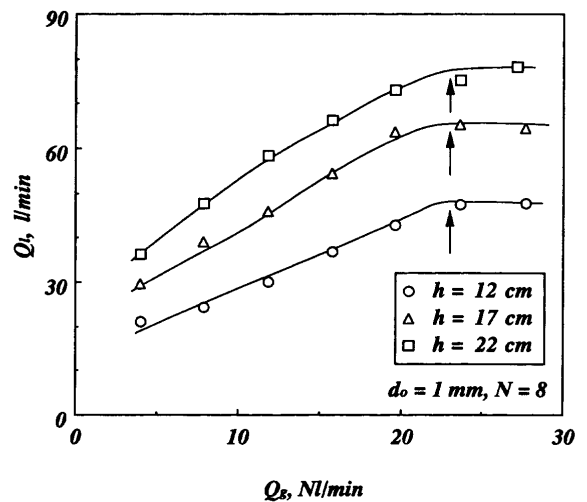


Fig. 6. Variation of circulation flow rate as a function of gas flow rate. ($d_o = 1$ mm, $N = 8$)

内径が1mmのときのように高流量域で Q_1 が飽和する傾向は見られない。Fig. 6には内径が1mmのオリフィスを8本用いて吹き込み深さを12, 17, 22cmと変化させたときの結果が示されている。吹き込み深さの増大にともなって Q_1 は増大するが、いずれの場合も投入ガス流量が25NI/min付近で Q_1 が飽和する傾向が見られる。

ビデオカメラを用いて上昇管内を下部槽底部より観察した結果を模式的にFig. 7に示す。気泡の水平断面が実線により、水平方向の軌跡が斜線領域により示されている。 $N = 1, 4, 8$ のいずれの場合においても、低流量域では吹き込まれた気泡が管壁付近を単独で上昇し、吹き込みガス流量の増加にともない気泡の直径および水平到達距離が増加していき、 G_{max} 付近において1本吹き込みの場合には気泡が反対側の壁に衝突する様子が見られ、また4, 8本吹き込みの場合には吹き込まれた気泡どうしが衝突する様子が見られた。

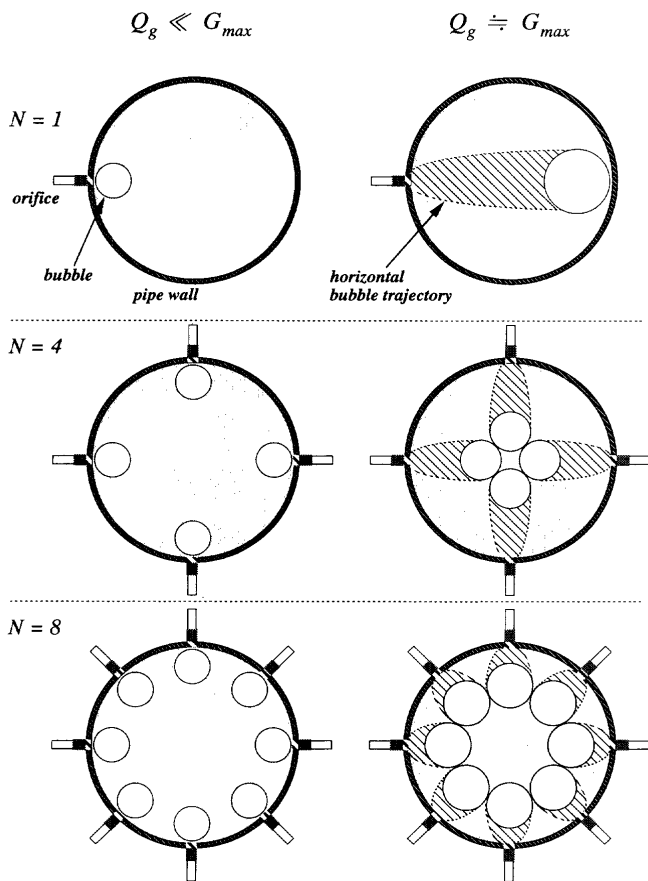


Fig. 7. Illustration of bubble dispersion behavior in up-leg observed from the bath bottom.

すなわちガス流量が増大し、気泡が吹き抜ける状態になると液の輸送効率が減少し、環流量が飽和する傾向が生ずるものと考えられる。したがって、気泡と壁もしくは気泡どうしの接触が生じる時のガス流量が G_{max} であると考えられ、気泡が完全な球であると仮定した場合の幾何学的条件は(1)、(2)式で与えられる。

$$l_b/d_p = 1 (N=1) \dots\dots\dots (1)$$

$$d_b = (d_p/2 - l_b + d_b/2) 2 \sin(\theta_N/2) (N=4, 8) \dots\dots\dots (2)$$

ここで、 d_p 、 l_b 、 d_b はそれぞれ上昇管(浸漬管)の管径、オリフィスの先端(管壁)から気泡の先端までの距離で定義される気泡の水平到達距離、気泡の直径を示し、 θ_N は 2π を N で除した値である。(3)~(5)式で示される石橋らの式⁹⁾および(6)式で示される佐野、森の式⁹⁾を用いて見積もった気泡の水平到達距離および直径を(1)もしくは(2)式に代入して G_{max} を計算したところ1、4、8本吹き込みのときそれぞれ12.6、15.9、22.9Nl/minとなった。

$$Fr' = \frac{\rho_g}{\rho_l - \rho_g} \frac{V_g^2}{gd_o} \dots\dots\dots (3)$$

$$V_g = (Q_g/N) / (\pi d_o^2/4) \dots\dots\dots (4)$$

$$l_b/d_o = 3.7 Fr'^{1/3} \dots\dots\dots (5)$$

$$d_b = \left[\left(\frac{6\sigma d_o}{\rho_l g} \right)^2 + 0.538 \left((Q_g'/N) d_o^{0.5} \right)^{0.289} \right]^{1/6} \dots\dots\dots (6)$$

ここで、 ρ_g 、 ρ_l 、 σ 、 g はそれぞれ吹き込みガスの密度、液体の密度および表面張力、重力加速度を示し、 Q_g は標準状態におけるガス流量、 Q_g' は静水圧を考慮して換算した吹き込み位置におけるガス流量である。なお、(6)式中の d_b 、 Q_g' および d_o の単位はそれぞれcm、cm³/sec、cmである。Fig. 4、6中に矢印を用いて G_{max} の計算値が示されているが実験値と良く一致していることがわかる。本実験範囲においては吹き込み深さを変化させても吹き込み口における静水圧はほとんど変化しないことから G_{max} の計算値には大きな差異はなく、Fig. 6の結果と整合している。

水平到達距離の推算式については石橋らのほかにThemelisら¹⁰⁾およびHoefeleら¹¹⁾の報告がある。しかし、他の2つの方法に比べ見積りが容易であること、およびThemelisらおよびHoefeleらがplum領域の中心までの距離を水平到達距離と定義しているのに対し、石橋らが本研究と同様な定義を用いていることから石橋らの式を用いた。本実験においては、管側面に取り付けたオリフィスが使われており石橋らを用いた水平浸漬ノズルとは異なるものの、低流量域を除いて吹き込み気泡が管壁付近を上昇する現象は見られず、水平到達距離に及ぼす管壁の影響は無視出来ると考えた。

気泡径の推算式については多くの報告がある^{9,12-15)}。佐野ら¹⁵⁾によれば、気泡径は低ガス流量域においてはガス流量と無関係に一定値をとるが、その後流量を増加させるとガス流量に比例して増加する。本実験範囲は後者の領域に属すると考えられるが、両者の領域において適用が可能である佐野、森の式を用いて計算した。また坂口ら¹⁶⁾が、吹き込み口における静水圧を用いて換算したガス流量の値を用いることによって減圧下での気泡径の見積もりが可能であると報告していること、および本実験においては複数のオリフィスより吹き込みを行ったことより、(6)式に示されたようにガス流量の値には Q_g'/N を用いて計算を行った。

Fig. 8、9に槽内圧 P_v を3 torr、吹き込み深さを140cmしたときの溶鋼系における G_{max} および L_{max} を重量流量に換算した W_{max} をオリフィスの本数および内径の関数として示した。両者の図において、(a)には浸漬管径が60cmのときの(b)には70cmのときの値が示されている。 G_{max} の見積もりにおいては、溶鋼系においても石橋らの式および佐野、森の式が適用可能である^{8,9,17)}ので、水系と同様に水平到達距離および気泡径は(5)、(6)式を用いて計算した。ただし、気泡径の見積もりには吹き込まれた気泡の膨張が考慮されている。小沢ら¹⁸⁾によれば溶鋼系においてオリフィスより吹き込む場合の気泡径の見積もりにはノズルの外径に相当する見かけの外径としてオリフィス内径の5~10倍の値を用いなければならないので、Fig. 8、9においては(6)式中の d_o に

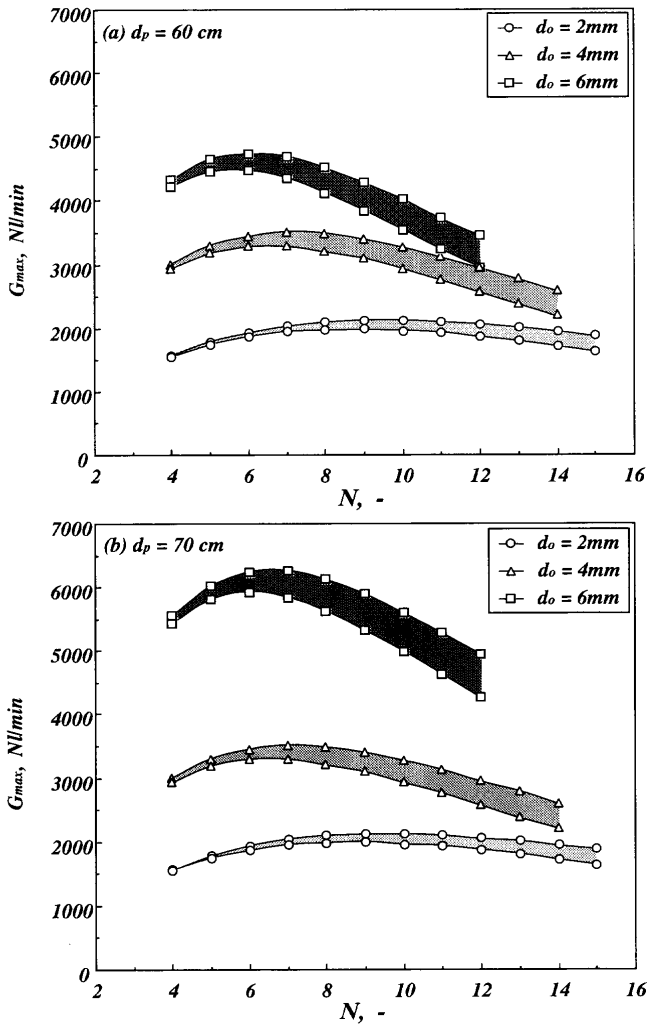


Fig. 8. Variation of G_{max} as a function of the diameter and the number of orifices in molten iron system.
 (a) $d_p=60\text{cm}$, (b) $d_p=70\text{cm}$

内径の5倍の値を用いて計算した上限値および10倍の値を用いて計算した下限値が示されている。 W_{max} については以下に示す考察を考慮に入れ見積りを行った。1つの気泡によって上方へ輸送される液体の量は、気泡の上部に位置していた量に比例すると仮定すると、この体積は気泡の水平方向の断面積に比例する。また、複数のオリフィスから同時に吹き込まれた気泡同士が合体することなく上昇すると仮定すると、用いたオリフィスの本数と等しい数の気泡が同時に真空槽に達する。したがって(7)式に示した S_b に比例した量の液体が気泡によって輸送されることが考えられる。

$$S_b = N \times (\pi d_o^2 / 4) \dots\dots\dots (7)$$

1つのオリフィスから単位時間当たり(8)式で示される f_b 個の気泡が発生するので、環流量は S_b および f_b の関数となると考えられる。

$$f_b = (Q_g' / N) / (\pi d_o^2 / 6) \dots\dots\dots (8)$$

両者の変数のべき乗の形で吹き込み深さが17cmのときの実

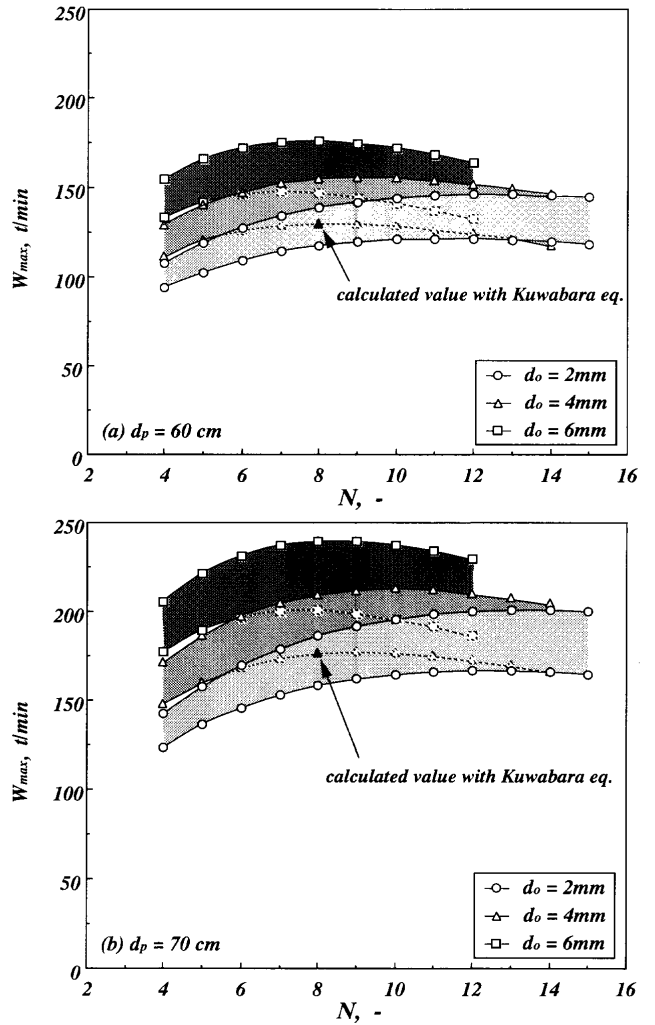


Fig. 9. Variation of L_{max} as a function of the diameter and the number of orifices in molten iron system.
 (a) $d_p=60\text{cm}$, (b) $d_p=70\text{cm}$

験結果を回帰分析し、(9)式に示す実験式を得た。

$$Q_l \propto S_b^{0.643} f_b^{0.881} \dots\dots\dots (9)$$

(9)中の係数は吹き込み深さ、浸漬管の管径および液体の物性値の関数と考えられる。Fig. 9に示した W_{max} は内径が4mmのオリフィスを8本用い、見かけのオリフィス外径を内径の5倍としたときの値を基準とするために(10)式に示される桑原らによる式⁷⁾を用いて計算し(図中において黒三角で示されている)、他の条件においては(9)式に示した環流量の S_b 、 f_b に対する依存性を考慮に入れて計算した。

$$W = 11.4 Q_g^{1/3} d_p^{4/3} \left(\ln(1 + \rho g h / P_v) \right)^{1/3} \dots\dots\dots (10)$$

ここで W は重量流量であり単位はt/min、 Q_g および d_p の単位はそれぞれNl/min、mである。図中に示された値は種々の仮定を用いて見積もられているため、その絶対値には疑問が残る。さらに W_{max} がオリフィスの見かけ上の外径をどのような値を用いるかによって大きく変化しているので、この値を正確に見積もることが課題であると考えられる。し

かし、操業の最適条件がオリフィスや上昇管の内径を大きく受けるため、1チャージごとに耐火物の損傷によりそれらの内径が変化する実操業においては、最適条件を操業回数にともなって変化していくことが示唆されている。

4. 結言

RH反応器内の環流特性に影響を与える因子であるオリフィスの内径および本数についての定量的な議論を行うために、レーザドップラー流速計を用いた液流速の測定ならびにビデオカメラを用いた流動観察を行い、次の結論を得た。

(1) 内径が1mmのオリフィスを用いたとき、吹き込みガス流量の増加とともに環流量は始め増加し、その後見かけ上飽和する傾向が見られた。飽和環流量 L_{max} および臨界ガス流量 G_{max} はオリフィスの本数とともに増加した。内径が3mmのオリフィスを用いたときには、環流量に飽和傾向は見られなかった。

(2) 吹き込んだ気泡が管壁付近を上昇していく領域においては、環流量はガス流量に比例して増大し、吹き込んだ気泡が反対側の管壁(1本吹き込み)や他の気泡(4, 8本吹き込み)と衝突する領域において飽和傾向が見られた。

(3) 石橋らの気泡の水平到達距離および佐野らの気泡径に関する実験式から G_{max} を求めたところ、実験結果とよく一致した。

(4) オリフィスの内径および本数を変化させると気泡の断面積および上昇管内の気泡頻度が変化し、環流特性に影響を与えると考えられる。2つの因子に対する環流量の依存性を実験的に求めることにより、得られる最大流量 W_{max} を求めた。 W_{max} は浸漬管やオリフィスの内径の影響を大きく受け、1チャージごとにこれらの内径が変化する実操業においてはその都度最適条件を見積もる必要があることが示唆された。

本研究の予備実験において多大な貢献をしてくれた早稲田大学大学院生、松村英明、宮坂博両氏に感謝いたします。なお、本研究の一部は鉄鋼協会鉄鋼研究振興助成、日本学術振興会未来開拓学術研究推進事業研究プロジェクトによったことをここに記し、謝意を表します。

記号

d_b	: 気泡径[L]
d_o	: オリフィス内径[L]
d_p	: 浸漬管の直径[L]
f_b	: (8)式で定義される量[T^{-1}]
g	: 重力加速度[LT^{-2}]
h	: 吹き込み深さ[L]
G_{max}	: L_{max} を与えるガス流量[L^3T^{-1}]
l_b	: 気泡の水平到達距離[L]
L_{max}	: 飽和環流量[L^3T^{-1}]
N	: オリフィスの本数[-]
P_v	: 槽内圧力[$L^{-1}MT^{-2}$]
Q_g	: 投入ガス流量[L^3T^{-1}]
Q_g'	: 吹き込み口におけるガス流量[L^3T^{-1}]
Q_l	: 環流量[L^3T^{-1}]
R_p	: 浸漬管の半径[L]
S_b	: (7)式で定義される量[L^2]
\bar{V}_l	: 時間平均液流速[LT^{-1}]
W	: 重量流量[MT^{-1}]
W_{max}	: 最大重量流量[MT^{-1}]
θ_s	: $= 2\pi/N$ [-]
ρ_g	: ガス密度[$L^{-3}M$]
ρ_l	: 液体密度[$L^{-3}M$]
σ	: 表面張力[MT^{-2}]

文 献

- 1) 住田則夫, 藤井徹也, 小口征男, 森下 仁, 吉村啓助, 数土文夫: 川鉄製鉄技報, **15** (1983), 152.
- 2) 加藤時夫, 岡本徹夫: 電気製鋼, **50** (1979), 128.
- 3) 渡辺秀夫, 浅野綱一, 佐伯 毅: 鉄と鋼, **54** (1968), 1327.
- 4) 田中英雄, 榎原路悟, 林 順一: 製鉄研究, **293** (1978), 49.
- 5) 小野清雄, 柳田 稔, 加藤時夫, 三輪 守, 岡本徹夫: 電気製鋼, **52** (1981), 149.
- 6) V.Seshadri and S.L.De Souza Costa: ISIJ Int., **26** (1986), 133.
- 7) T.Kuwabara, K.Umezawa, K.Mori, and H.Watanabe: ISIJ Int., **28** (1988), 305.
- 8) 石橋政衛, 白石惟光, 山本里見, 島田道彦: 鉄と鋼, **61** (1975), S111.
- 9) 佐野正道, 森 一美, 佐藤哲郎: 鉄と鋼, **63** (1977), 2308.
- 10) N.J.Themelis, P.Trassoff and J.Szekely: Trans. Met. Soc. AIME, **245** (1969), 2425.
- 11) E.O.Hoefele and J.K.Brimacombe: Metall. Trans.B, **10B** (1979), 631.
- 12) W.Siemes: Chem. Eng. Sci., **5** (1956), 127.
- 13) J.F.Davidson and B.O.G. Schuler: Trans. Inst. Chem. Eng., **38** (1960), 335.
- 14) L.Davidson and E.H.Amick, Jr.: AIChE J., **2** (1956), 337.
- 15) 佐野正道, 森 一美: 鉄と鋼, **60** (1974), 348.
- 16) K.Sakaguchi and K.Ito: ISIJ Int., **35** (1995), 1348.
- 17) 森 一美, 佐野正道: 鉄と鋼, **67** (1981), 672.
- 18) 小沢泰久, 森 一美, 佐野正道: 鉄と鋼, **67** (1981), 2655.