

# 多足環流管をもつRH脱ガス装置水モデルの環流特性

小幡 文雄\*・若 良二\*<sup>2</sup>・上原 一剛\*・伊東 克則\*<sup>3</sup>・河田 洋祐\*<sup>3</sup>

Circulation Characteristics of RH Degassing Vessel Water Model with Multi-legs

Fumio OBATA, Ryoji WAKA, Kazutake UEHARA, Katsunori ITO and Yosuke KAWATA

**Synopsis :** RH degassing vessels having one up-leg and one down-leg have been used for secondary refining of molten steel. One of the causes that determine their lives is the melting of the firebrick on the side surface of the lower vessel, which is induced by the slag infiltration into the brick. To increase the life of the vessel, the authors have proposed an RH degassing vessel with arranged four legs on the bottom of the lower vessel. A down-leg is positioned at the center and three up-legs are arranged around the down-leg. Both the circulation characteristics and the floating behavior of the slag have been examined using a water model with four legs (proposed model). The slag behavior was simulated using colored plastic particles. To induce water circulation, the air was blown into the up-leg. The results were compared with those of a water model with two legs (conventional model). (1) In the conventional model, the side surface of the lower vessel restricts the water inlet into the down-leg. In the proposed model, the water flows uniformly into the down-leg because of the down-leg position. (2) The circulation flux (i.e. the water circulation rate per unit area of the up-leg) in the proposed model was not less than that in the conventional one. In both models, the circulation flux is increased as an increase in the blowing air rate. (3) In the proposed model, the slag gathers the central part of the surface of the water in the lower vessel.

**Key words :** secondary refining; water model; three-dimensional flow; slag flow.

## 1. 緒言

RH脱ガス装置は、溶鋼の二次精錬において脱炭や成分調節等を行う重要な反応器の一つである。このRH脱ガス装置の効率化を目的として、その環流特性や混合特性が調べられ<sup>1-6)</sup>、下降管を取鍋中心方向へ傾斜させたり、上昇管と下降管をそれぞれ2本ずつにしたりする<sup>1)</sup>などの改善策が提案されている。さらに最近では、地球環境問題への関心の高まりから、RH脱ガス装置の長寿命化が注目されるようになってきた。

上昇管と下降管がそれぞれ一本ずつである従来型RH脱ガス装置の寿命の原因は、下部槽側壁耐火煉瓦の損傷である。その損傷の一つは、下部槽内に浮遊するスラグが耐火煉瓦へ浸潤して発生する溶損であるが、その有効な防止策はまだ見出されていない。そこで著者らは、下部槽側壁にスラグが接触しにくい新しいRH脱ガス装置をここに提案する。それは、下降管を下部槽底面の中央に設け、この下降管のまわりに等間隔に3本の上昇管を配置した計4本の環流管をもつRH脱ガス装置である。

本報では、4本の環流管をもつRH脱ガス装置の水モデル(多足環流管水モデル)についてその環流特性を調べ、従来型RH脱ガス装置の水モデル(従来型水モデル)の環流特性と比較・検討した。また、下部槽側壁耐火煉瓦の溶

損と密接な関係にある下部槽内に浮遊するスラグの流動状態が両水モデルでどのように異なるかを可視化実験で明らかにした。

## 2. 水モデルの環流特性

### 2.1 水モデル

Fig. 1(a), (b)はそれぞれ、従来型水モデルと多足環流管水モデルの模式図を示す。いずれの水モデルもモデル内の流れ場を観察できるように透明アクリル樹脂を用いて製作した。従来型水モデルの寸法は実機の約1/10であり、上昇管内径 $d_u$ と下降管内径 $d_d$ はいずれも80mmとした。一般に、実機の下部槽ライニングは平面図内で上昇管と下降管が下部槽側壁と内接するように施される。そこで本水モデルでも、上昇管と下降管はそのように設置した。つぎに、多足環流管水モデルでは、下部槽と取鍋の寸法は従来型水モデルと同じとし、3本の上昇管は下部槽底部に下降管を中心に120°間隔で設置した。なお、従来型水モデルと同様、3本の上昇管は平面図内で下部槽側壁に内接するように設置した。上昇管内径と下降管内径は上昇管総断面積と下降管断面積ができるだけ等しくなるように考慮したが、市販されている透明アクリル樹脂パイプの直径の都合上、80mmの下降管内径に対して上昇管内径は50mmとした。

平成11年6月30日受付 平成11年9月7日受理 (Received on June 30, 1999; Accepted on Sep. 7, 1999)

\* 鳥取大学大学院工学研究科 (Graduate School of Engineering, Tottori University, 4-101 Koyama-cho-minami Tottori 680-8552)

\* 2 鳥取大学教育地域科学部 (Faculty of Education and Regional Sciences, Tottori University)

\* 3 品川白煉瓦(株) 岡山工場 (Okayama Works, Shinagawa Refractories Co., Ltd.)

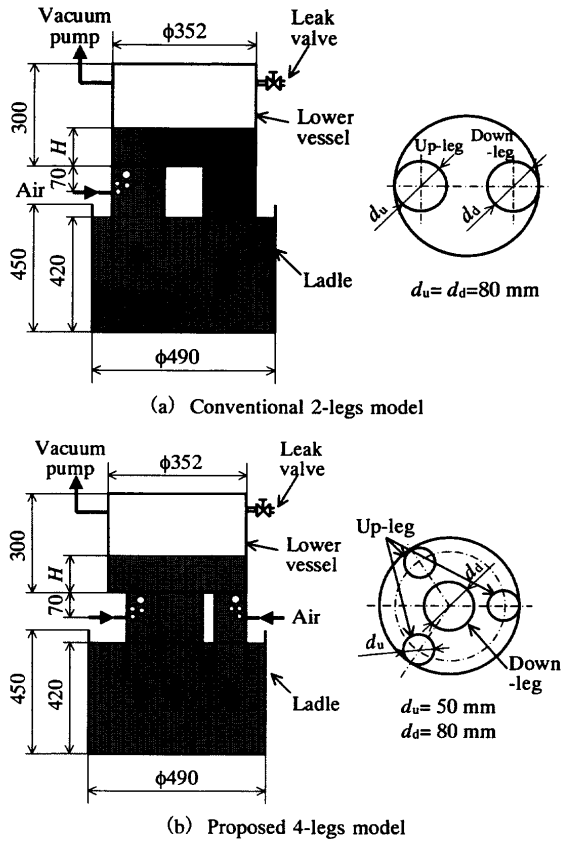


Fig. 1. Water models.

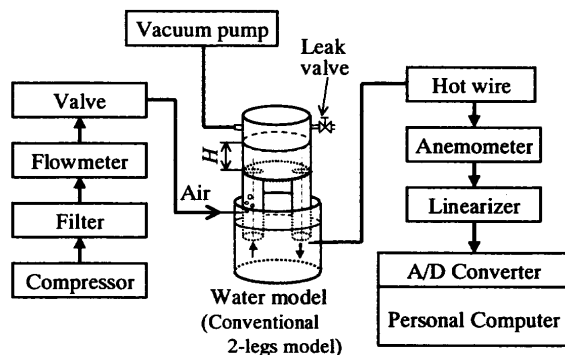


Fig. 2. Experimental set-up.

その結果、上昇管総断面積に対して下降管断面積は15%小さくなった。

水モデル実験結果を実機に適用するには、水モデルが実機と流体力学的に相似でなければならない。本実験のように重力場の影響が強い流れでは、幾何学的に相似であることの他に、(慣性力/粘性力)であるレイノルズ数と(慣性力/重力)であるフルード数の一致が必要である。上述のように両水モデルは実機の約1/10の寸法であり幾何学的相似条件は満足している。しかし、実機のレイノルズ数が約 $10^5$ 、フルード数が約0.5である<sup>1)</sup>のに対し、両水モデルではいずれの値もそれらの約1/10でしかない。そこで本研究では、実機に対して幾何学的相似条件のみを満足する水モデルを用いて、環流管配置がその環流特性などに及ぼす

Table 1. Experimental conditions.

Air flow rate $Q_b$	L/min	5 ~ 40
Head $H$	mm	30, 60, 90, 120, 150

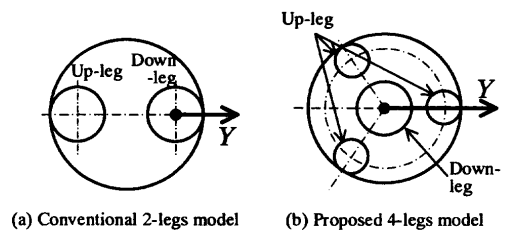


Fig. 3. Coordinate systems of water models.

影響を検討することにした。

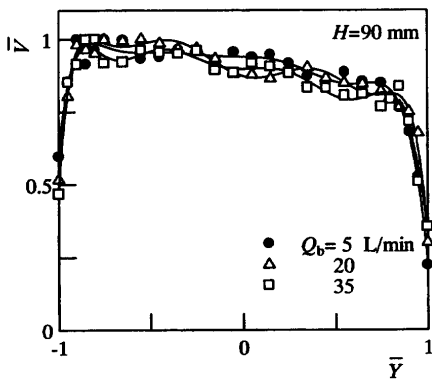
### 2・2 実験装置および実験方法

Fig. 2は、水モデルの環流量測定に用いた実験装置の概略図を示す。実用されているRH脱ガス装置と同様、取鍋内の水を下部槽内に引き上げるため、真空ポンプを用いて下部槽内を減圧した。Fig. 2中の下部槽水頭 $H$ はリークバルブで調整した。実機では炉内の溶鋼を環流させるために吹込みガスとしてアルゴンガスを用いるが、本水モデルでは圧縮空気を使用した。圧縮空気は上昇管側面の円周上に90度ごとに配置した4本のノズル(内径0.6mm)から供給した。全空気吹込み量 $Q_b$ は熱式質量流量計で測定し、25°Cで1気圧に換算した値を用いた。以上のことは多足環流管水モデルの実験でも同じであった。ただし、多足環流管水モデルでは3本の上昇管おのおのに対する空気吹込み量の総和を $Q_b$ とした。実験は室温および大気圧下で行った。Table 1は、本実験における空気吹込み量 $Q_b$ と下部槽水頭 $H$ の値を示す。

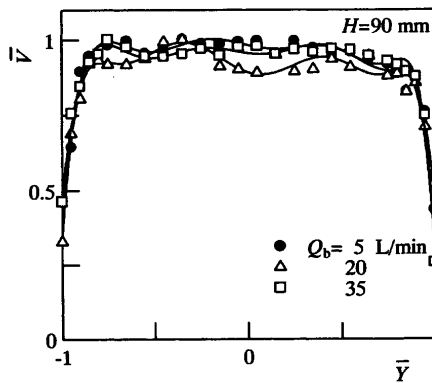
環流量 $Q_c$ は下降管出口の流速分布から求めた。流速の測定は下降管出口から3mm下流側に設置した熱線プローブをFig. 3中に示す下降管中心を通るY軸上でトラバースして行った。流速に対して非線形となる熱線流速計からの出力は、リニアライザーで流速に対して線形化したあとA/D変換ボードを介してパソコンに取り込み、データ処理した。Y軸上の測定点数は26点であり、各測定点において5msのサンプリング間隔で取り込んだ4000点のデータの平均値をその測定点での平均流速とした。

### 2・3 流速分布

Fig. 4(a), (b)はそれぞれ、従来型水モデルと多足環流管水モデルの下降管出口の流速分布に及ぼす空気吹込み量 $Q_b$ の影響を下部槽水頭 $H=90$ mmの場合で示す。縦軸には流速 $V$ を各断面内の最大流速 $V_{max}$ で除した無次元流速 $\bar{V}(=V/V_{max})$ 、また横軸には無次元Y座標 $\bar{Y}(=Y/(d_d/2))$ をとった。ここに $d_d$ は下降管内径である。Fig. 4中の曲線は最小二乗法により求めた9次の近似曲線 $\hat{V}(\bar{Y})$ である。いずれの水モデルでも下降管壁近傍では下降管壁に近づくにつれて流速は急激に小さくなるが、下降管壁近傍以外の流速分布



(a) Conventional 2-legs model



(b) Proposed 4-legs model

Fig. 4. Flow velocity distributions at outlet of down-leg ( $\bar{V} = V/V_{max}$ ).

は水モデルで異なる。すなわち、従来型水モデルでは一様ではなく、下部槽側壁側 ( $\bar{Y}=1$ ) に向って流速が小さくなる傾向にあるのに対し、多足環流管水モデルではほぼ一様である。

以上のように従来型水モデルと多足環流管水モデルとで下降管出口の流速分布に違いが生じるが、その原因は次のように考えられる。従来型水モデルでは上昇管と同様、下降管も下部槽側壁に内接しているため、下部槽側壁側で下降管への水の流入が抑制される。一方、下部槽底部中央に下降管を配置する多足環流管水モデルではそのようなことは発生せず、下降管への水の流入がより均一に行われる。

ここで、下降管出口の流速分布の一様性について検討する。まず、流速分布の一様性の程度を示す無次元パラメータ  $\alpha$  を次式で定義する。

$$\alpha = \frac{V_{mean}}{V_{max}} = \frac{1}{2} \int_{-1}^1 \bar{V}(\bar{Y}) d\bar{Y} \dots\dots\dots (1)$$

式(1)中の  $V_{mean}$  は下降管断面内の平均流速である。 $\alpha$  が1に近いほど下降管出口の流れがより一様であることを示す。Fig. 5は  $\alpha$  に及ぼす  $Q_b$  の影響であり、Fig. 4に対応する。Fig. 5中の直線は最小二乗法により求めた。従来型水モデルでは  $\alpha$  は  $Q_b$  の増加とともに0.92から0.86へと減少し、流速分布の一様性がしだいに悪くなる。それに対

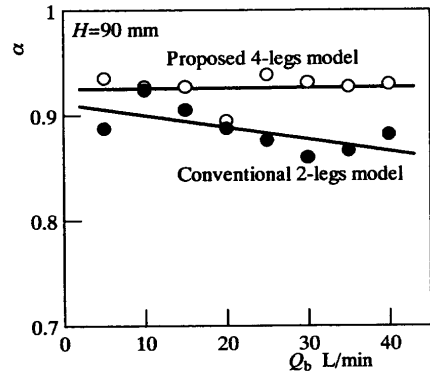


Fig. 5. Effects of air flow rate  $Q_b$  on flow velocity distribution uniformity  $\alpha (=V_{mean}/V_{max})$  at outlet of down-leg.

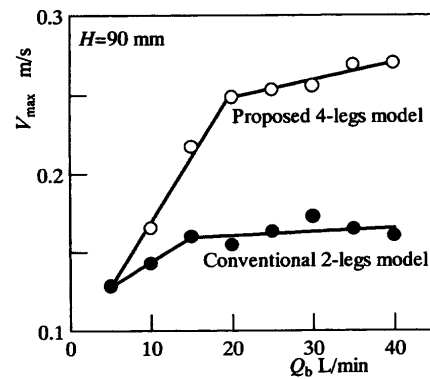


Fig. 6. Effects of  $Q_b$  on maximum flow velocity  $V_{max}$  at outlet of down-leg.

して多足環流管水モデルでは  $\alpha$  は  $Q_b$  に無関係に約0.93であり、速度分布の一様性は従来型水モデルより良い。これは、多足環流管水モデルでは下降管への水の流入が従来型水モデルより効率的に行われることを示唆する。

Fig. 6は  $V_{max}$  に及ぼす  $Q_b$  の影響であり、Fig. 4, Fig. 5に対応する。最小の  $Q_b=5$  L/minでは両水モデルの  $V_{max}$  は同じである。しかし、従来型水モデルでは  $V_{max}$  に及ぼす  $Q_b$  の影響はわずかであるのに対し、多足環流管水モデルでは  $V_{max}$  に及ぼす  $Q_b$  の影響は大きく、 $Q_b=5$  L/minから  $Q_b=20$  L/minに4倍増加することにより  $V_{max}$  は約2倍増大する。ただし、 $Q_b>20$  L/minでは  $V_{max}$  に及ぼす  $Q_b$  の影響は急激に減少する。この原因は気泡の吹抜けにあり、2・4節でふれる。

2・4 環流量

Fig. 7は、環流量  $Q_c$  に及ぼす空気吹込み量  $Q_b$  の影響を示す。 $Q_c$  は、Fig. 4に示した流速分布のうち  $\bar{Y}>0$  の領域と  $\bar{Y}<0$  の領域をそれぞれ原点0を通る  $\bar{Y}$  軸回りに回転させて得られる流量の平均値とした。両水モデルとも、 $Q_b$  の増加によって  $Q_c$  は増加する。ただし、従来型水モデルに比べて多足環流管水モデルの  $Q_c$  は大きく、 $Q_b=40$  L/minでは約1.8倍になる。なお、いずれの水モデルにおいても環流量の増加割合が急激に減少し始める点 (Fig. 7中で直線が屈曲している点、以下屈曲点という) が存在し、それに対

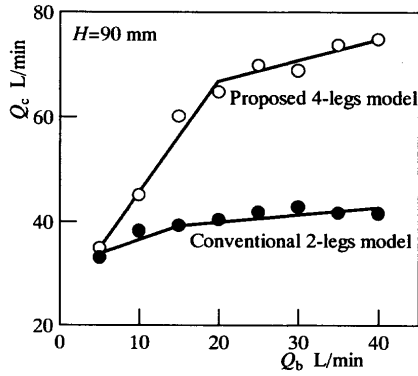


Fig. 7. Effects of  $Q_b$  on circulation rate  $Q_c$ .

する  $Q_b$  は従来型水モデルでは約 15 L/min, 多足環流管水モデルではそれより多い約 20 L/min である。

このような環流量が空気吹込み量に対して飽和する現象は従来から報告されており, その原因は気泡の吹抜けにあるとされている<sup>6)</sup>。ここで気泡の吹抜けとは, 空気吹込み量の増大によって気泡水平到達距離が長くなるため, 上昇管側面の円周上に設置された吹込みノズルから放出された気泡が互いに干渉して気泡ポンプが有効に作用しなくなる現象である。

Fig. 8 は, 上昇管内気泡の挙動に及ぼす  $Q_b$  の影響を示す。 $d_u=80$  mm である従来型水モデルの場合,  $Q_b < 15$  L/min では 4 本のノズルから噴出された気泡は互いに衝突せずに上昇管側壁近傍を上昇する。しかし,  $Q_b \geq 15$  L/min ではノズルから噴出された気泡は上昇管の中心付近で互いに衝突して気泡の吹抜けが発生する。この気泡の吹抜けが発生し始める  $Q_b=15$  L/min は, Fig. 7 中の屈曲点に対応する  $Q_b$  と一致する。 $d_u=50$  mm である多足環流管水モデルの場合も現象は同様であり,  $Q_b=20$  L/min 付近を境に気泡の吹抜けが発生する。

ここで, 気泡が互いに衝突し始める空気吹込み量 ( $Q_b$ )<sub>c</sub> を, つぎに示す鎌田らの式<sup>6)</sup>で求めてみる。

$$d_b = \sqrt{2} \left( \frac{d_u}{2} - l + \frac{d_b}{2} \right) \dots\dots\dots (2)$$

なお上式は, 上昇管内径  $d_u$ , 4 本のノズルから噴出した気泡が互いに衝突する時の気泡の直径  $d_b$ , および気泡水平到達距離  $l$  の幾何学的関係から求めたものである。 $d_b$  はつぎの佐野らの式<sup>7)</sup>で,

$$d_b = \left[ \left( \frac{6\sigma d_0}{\rho_l g} \right)^2 + \left\{ 0.54 \left( \frac{(Q_b)_c}{4n} d_0^{0.5} \right)^{0.289} \right\}^6 \right]^{1/6} \dots\dots\dots (3)$$

また  $l$  はつぎの石橋らの式<sup>8)</sup>でそれぞれ与えられる。なお, 式(3)の単位系は CGS 系である。

$$\frac{l}{d_0} = 3.7 Fr^{1/3} \dots\dots\dots (4)$$

$Q_b$	Conventional 2-legs model ( $d_u=80$ mm)	Proposed 4-legs model ( $d_u=50$ mm)
5 L/min		
10		
15		
20		
30		
40		

Fig. 8. Behavior of bubbles in up-leg.

式(4)中の  $Fr$  (修正フルード数) は次式で

$$Fr = \frac{\rho_g}{\rho_l - \rho_g} \frac{V_g^2}{g d_0} \dots\dots\dots (5)$$

で, また式(5)中の空気噴出速度  $V_g$  は次式でそれぞれ求められる。

$$V_g = \frac{(Q_b)_c / 4n}{\pi d_0^2 / 4} \dots\dots\dots (6)$$

式(3)~(6)中の  $\sigma$ ,  $d_0$ ,  $\rho_l$ ,  $\rho_g$ ,  $g$ ,  $n$  はそれぞれ, 水の表面張力, ノズル内径, 水の密度, 空気の密度, 重力加速度, 上昇管の本数である。計算の結果,  $(Q_b)_c$  は従来型水モデルの場合 11 L/min, 多足環流管水モデルの場合 16 L/min となり, いずれも前述の実験結果とほぼ一致する。

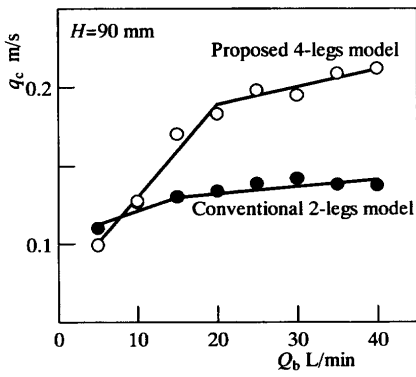


Fig. 9. Effects of  $Q_b$  on circulation flux  $q_c$ .

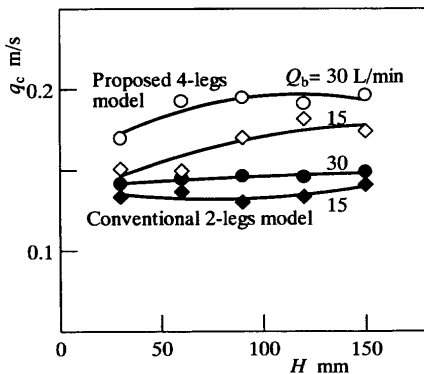


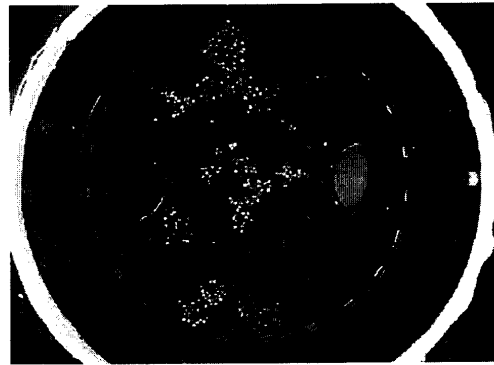
Fig. 10. Effects of head  $H$  on  $q_c$ .

### 2.5 環流束

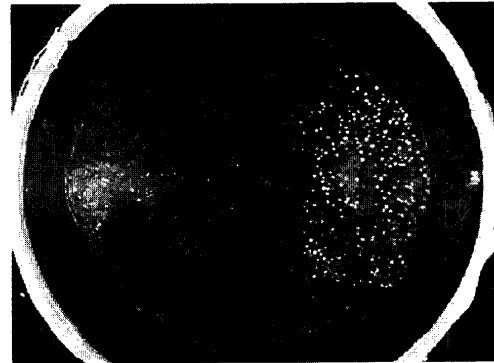
2.4節において、空気吹込み量が同じ場合、多足環流管水モデルの環流量は従来型水モデルより多いことを示した。しかし、両水モデルの上昇管総断面積が異なるため、Fig. 7に示した環流量 $Q_c$ で環流管配置が環流の起こりやすさ（環流束）に与える影響を直接比較することはできない。ここで、環流束を上昇管単位面積あたりの環流量と定義し、環流束に及ぼす環流管配置の影響を検討する。

Fig. 9は、環流束 $q_c (=Q_c/(n\pi d_u^2/4))$ に及ぼす空気吹込み量 $Q_b$ の影響を示す。なお、すでに示したが、 $n$ は上昇管の本数、 $d_u$ は上昇管内径である。いずれの水モデルでも $Q_b$ の増加により $q_c$ は増加し、その増加割合は従来型水モデルより多足環流管水モデルの方が大きい。また、 $Q_b \leq 10 \text{ L/min}$ では両水モデルとも $q_c$ はほぼ同じであるが、 $Q_b > 10 \text{ L/min}$ では多足環流管水モデルの $q_c$ は従来型水モデルの $q_c$ より大きく、 $Q_b = 40 \text{ L/min}$ で約1.5倍大きくなっている。このように多足環流管水モデルの $q_c$ が従来型水モデルより大きくなる原因として、つぎの二つのことが考えられる。一つは、2.3節で述べた、多足環流管水モデルでは下降管への水の流入がより均一に行われることである。もう一つは、多足環流管水モデルでは上昇管一本あたりの空気吹込み量が従来型水モデルの1/3であるため、気泡の水平到達距離が短くなって気泡ポンプが有効に作用することである。

Fig.10は、環流束 $q_c$ に及ぼす下部槽水頭 $H$ の影響を空気



(a) Before bubbling



(b) In bubbling

Fig. 11. Slag in lower vessel of conventional 2-legs model ( $Q_b = 15 \text{ l/min}$ ).

吹込み量 $Q_b$ との関係で示す。従来型水モデルでは $Q_b$ によらず $q_c$ はほぼ一定である。しかし、多足環流管水モデルでは $H$ を大きくすることにより $q_c$ はある程度増加する。いずれの $H$ においても多足環流管水モデルの $q_c$ は従来型水モデルの $q_c$ よりも大きい。

### 3. スラッグ停留箇所

2.4, 2.5節で明らかにしたように、多足環流管水モデルの環流特性は従来型水モデルより優れている。本章では、下部槽側壁耐火煉瓦溶損の原因となるスラッグがどのようなところに停留するか、両モデルを用いて実験的に検討する。

スラッグに見立てて実験で使用した粒子は直径約3ミリのポリプロピレン製であり、識別しやすいように数種類に色分けされた粒子を下部槽内に浮遊させた。いずれの水モデルでも空気吹込み開始前に下部槽内に粒子をまばらに分散させてから15 L/minで圧縮空気を吹込み、十分に時間が経過した後、デジタルビデオカメラで粒子の状態を撮影した。

Fig.11, 12はそれぞれ、従来型水モデルと多足環流管水モデルの下部槽上面から撮影した粒子の様子を示す。Fig.11の従来型水モデルでは、粒子は空気の吹込みによって下部槽側壁に接するように下降管近傍の水面に多量に集

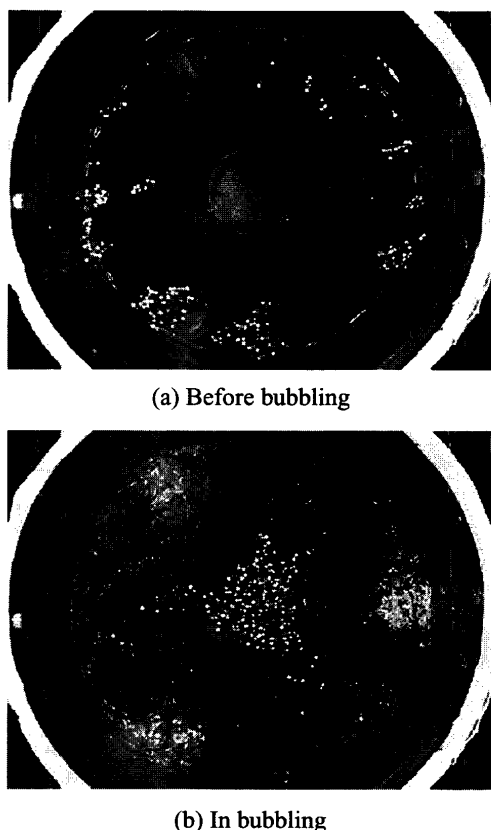


Fig. 12. Slag in lower vessel of proposed 4-legs model ( $Q_b=15$  l/min).

まっている。これは、従来型RH脱ガス装置で下部槽側壁が溶損しやすいという事実を裏付けている。一方、Fig.12の多足環流管水モデルでは、ほとんどの粒子は下部槽水面の中央に集まり、下部槽側壁に接する粒子はみられない。このことから、多足環流管をもつRH脱ガス装置では、下部槽側壁に接触するスラグが少なくなって、下部槽側壁耐火煉瓦の溶損が大幅に減少することが予想される。また、スラグ集合箇所が下部槽湯面中央部に限られてスラグ除去が容易となるため、脱ガス槽真上から精錬用酸素を吹き込むOTB操業の効率向上が考えられる。さらに、従来型RH脱ガス装置では酸素ガスの燃焼による急激な発熱が原因でスラグ燃焼域直下の耐火煉瓦が異常損傷するのに対し、多足環流管をもつRH脱ガス装置ではスラグ燃焼域の直下は下降管であるためそのような異常損傷は発生しにくくなるものと思われる。

#### 4. 結言

溶鋼の二次精錬に用いられているRH脱ガス装置の長寿命化を図るために、下部槽底部の中央に設置した下降管を中心に3本の上昇管を120°間隔で配置する新しいRH脱ガス装置を提案した。この装置の水モデルである多足環流管水モデルを製作し、その環流特性とスラグに見立てた粒子の下部槽内停留箇所を、上昇管と下降管をそれぞれ一本ずつもつ従来型水モデルのそれらと比較・検討した。その結果、本実験条件下で以下のことが明らかとなった。

(1) 従来型水モデルでは下降管への水の流入が下部槽側壁によって抑制される。それに対し、下部槽底部の中央に下降管を配置する多足環流管水モデルでは下降管への水の流入はより均一に行われる。

(2) 上昇管単位面積当たりの環流量である環流束は、空気吹込み量が少ない限られた領域を除いて、従来型水モデルより多足環流管水モデルの方が大きかった。いずれの水モデルにおいても空気吹込み量の増加により環流束は増加したが、その増加割合は従来型水モデルより、気泡の吹抜けが発生しにくかった多足環流管水モデルの方が大きかった。

(3) 従来型水モデルではスラグに見立てた粒子はおもに下部槽側壁に接触するように下降管近傍の水面に停留する。一方、多足環流管水モデルではその粒子は下部槽側壁から離れた下部槽中央部の水面に停留する。このことは、多足環流管をもつRH脱ガス装置を用いれば下部槽側壁耐火煉瓦の溶損が軽減できるとともに、スラグ除去も容易になることを示唆する。

以上の水モデルによる実験結果から、多足環流管をもつRH脱ガス装置は溶鋼の二次精錬の効率化およびRH脱ガス装置の長寿命化に有効であることが予想される。

#### 文 献

- 1) T.Katoh and T.Okamoto: *Denki Seiko*, **50** (1979), 128.
- 2) H.Watanabe, K.Asano and T.Saeki: *Tetsu-to-Hagané*, **54** (1968), 1327.
- 3) H.Tanaka, M.Sakakibara and J.Hayashi: *Seitetsu Kenkyu*, **293** (1978), 12427.
- 4) K.Ono, M.Yanagida, T.Katoh, M.Miwa and T.Okamoto: *Denki Seiko*, **52** (1981), 149.
- 5) R.K.Hanna, T.Jones, R.I.Blake and M.S.Millman: *Ironmaking Steelmaking*, **21** (1994), 37.
- 6) C.Kamata, S.Hayashi and K.Ito: *Tetsu-to-Hagané*, **84** (1998), 484.
- 7) M.Sano, K.Mori and T.Sato: *Tetsu-to-Hagané*, **63** (1977), 2308.
- 8) M.Ishibashi, Y.Shiraishi, S.Yamamoto and M.Shimada: *Tetsu-to-Hagané*, **61** (1975), 111.