

底吹き溶鉄浴内の気泡特性の連続測定

井口 学*・川端 弘俊*・森田 善一郎*・中島 敬治*²・伊藤 陽一*³

Continuous Measurements of Bubble Characteristics in a Molten Iron Bath with Ar Gas Bubbling

Manabu IGUCHI, Hirotoshi KAWABATA, Zen-ichiro MORITA, Keiji NAKAJIMA and Yoichi ITO

Synopsis : A novel electro-resistivity probe was developed for measuring the bubble characteristics in a molten iron bath subject to centric bottom Ar gas injection. This probe is able to be continuously used for about two hours at a bath temperature of 1250°C. The radial and vertical distributions of gas holdup α , bubble frequency f_B , bubble rising velocity \bar{u}_B and bubble diameter \bar{d}_B were measured for the Ar gas flow rate of 50 and 100 cm³/s (at 1250°C). The Ar gas preheated up to 1250°C was injected from the bottom nozzle at 1250°C.

The results were compared with empirical correlations derived from cold and hot model experiments. The values of α , f_B and \bar{u}_B measured in the vicinity of bath surface were approximated satisfactorily by correlations proposed by the present authors, but they did not agree with the experimental results of Kawakami et al. The measured values of \bar{d}_B were a little smaller than those of Sano et al. and Irons et al.

Key words : electro-resistivity probe; molten iron; bubbling jet; steelmaking; injection; gas holdup; bubble frequency; bubble rising velocity; bubble diameter.

1. 緒言

近年鉄鋼製錬においてガスインジェクション技術が盛んに利用されており、比較的低温で扱いやすい水、水銀、ウッドメタルなどを用いた浴内の気泡特性、流動特性および均一混合時間などの基礎的研究が活発に行われている。特に吹込みガスにより生成された気泡の挙動に関してはコールドモデル実験の結果が著者らの結果を含めて数多く報告され^{1)~5)}、種々の推算式が導かれている。ただしこれらの推算式がインジェクション冶金における溶鉄浴内の気泡の挙動にどの程度適用できるかという問題についてはほとんど検討されていない。

浴の温度が1000°Cを超えるような高温実験に関しては、佐野ら⁶⁾の1000°Cの溶融銀浴中や1600°Cの溶鉄浴中での単一ノズルより形成される気泡の頻度から計算した気泡径に関する研究や、種々のノズルからArガスを1250°Cの溶鉄浴中に吹込んだときに形成される気泡の頻度から気泡径を求めたIronsら⁹⁾の研究などがある。またガスホールドアップ、気泡上昇速度、気泡頻度などの気泡特性に関しては、1250°Cの溶鉄や溶銅浴中での川上ら⁹⁾の研究が見られるだけである。ただし、川上らの実験では電気探針の電極針に黒鉛を使用しているため溶損が激しく、その寿命が溶鉄浴中では、3 min以内と短くなって、浴内の気泡を連続的かつ系統的に

測定することが難しいという問題も残されている。

本研究では溶鉄浴中の気泡の挙動を連続的に長時間測定できる電気探針システムを開発し、1250°Cの溶鉄浴中にルツボ底部からArガスを吹込んだときの気泡特性を系統的に測定し、種々のコールドモデルおよびホットモデルに基づく推算式と比較した。

2. 電気探針

まず1000°Cを超える高温において電気伝導性が良好で、なおかつ溶鉄に対する耐溶損性および耐反応性が非常に良い材料を電極針として用いる必要がある。つぎに絶縁物としては、高温において比較的絶縁性に優れ、溶鉄中での耐溶損性、耐反応性および機械的強度の大きい材料が必要となる。Fig. 1に溶鉄中での耐溶損性および耐反応性の優れた材料の電気的特性を示す^{10)~12)}。これらの高融点材料を用いた電気探針の一例をFig. 2に示す。電気探針の電極針には、Fig. 1に示したように高温において比較的電気伝導性の良いランタンクロマイト (LaCrO₃) およびジルコニア (ZrO₂) 系材料を採用し、絶縁物としてはアルミナ (Al₂O₃) を用いた。二針の電極の軸方向先端間距離は約2.5mmにセットした。また二針に同じ材質と寸法の材料を使用しているため、熱膨張による電極先端間距離の変化は無視できる。1250°C

平成5年9月2日受付 平成6年2月4日受理 (Received on Sep. 2, 1993; Accepted on Feb. 4, 1994)

* 大阪大学工学部 (Faculty of Engineering, Osaka University, 2-1 Yamadaoka Suita 565)

* 2 住友金属工業(株)鉄鋼技術研究所 (Iron & Steel Research Laboratories, Sumitomo Metal Industries, Ltd.)

* 3 大阪大学大学院生 (現:川崎製鉄(株)) (Graduate Student, Osaka University, now Kawasaki Steel Corp.)

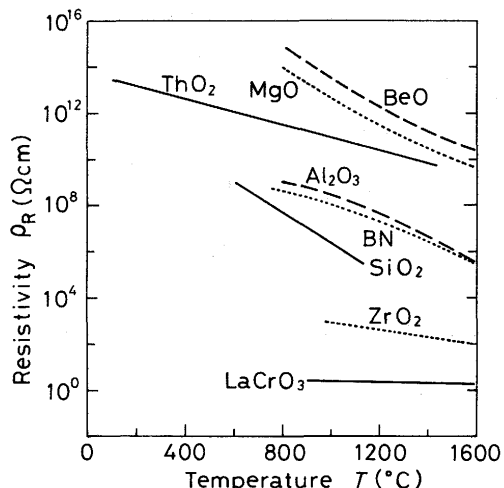


Fig. 1. Resistivity for various refractory materials at high temperature.

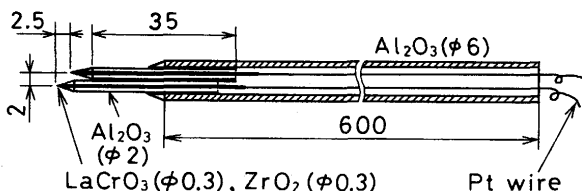


Fig. 2. Electro-resistivity probe for measuring bubbles in molten iron bath.

の溶鉄浴中においては絶縁物のアルミナとランタンクロマイトあるいはジルコニア系材料との抵抗比が大きく、電極針の溶損もほとんど見られず2時間程度に渡ってかなり精度の良い気泡特性の測定が可能である。

3. 実験装置および実験方法

実験装置の概略をFig. 3に示す。直径90mm、高さ180mmの黒鉛ルツボをタンマン炉内にセットし、浴深が約120mmになるように銑鉄を溶解した。溶鉄の主な組成はFe: 95.1

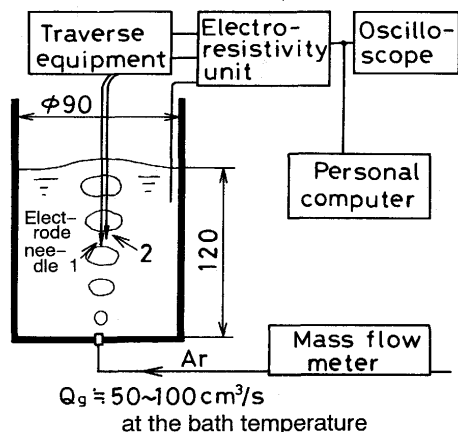


Fig. 3. Experimental apparatus for measuring bubbles in molten iron bath.

wt%, C: 4.48wt%, Si: 0.1wt%, Mn: 0.2wt%, P: 0.11wt%, S: 0.001wt%である。なお浴温は、熱電対で测温し、1250°Cに制御してある。マスフローメーターで流量制御したArガスをルツボ底部中心に設置した内径1mm、外径6mmのアルミナ製底吹きノズル (Fig. 4) から浴内に吹込んだ。Arガス流量は $Q_g = 50 \sim 100 \text{ cm}^3/\text{s}$ (at 1250°C, 1atm) である。

吹込みガスの温度は、Fig. 4に示したように浴内に入る前のノズル出口より75mm前方で熱電対を用いて測定した。浴温が1250°Cの場合、ガス流量 $Q_g = 50 \sim 100 \text{ cm}^3/\text{s}$ (at 1250°C) の条件でガス温度は約910~870°Cであった。ノズル内での熱伝達計算を行ったところ、本実験システムの場合、ガス流量 $Q_g = 50 \sim 100 \text{ cm}^3/\text{s}$ (at 1250°C) の範囲ではノズル出口より約10mm前でガスの温度は浴温とほぼ同じ1250°Cになっている。以後吹込みガス流量 Q_g は浴温と同じ温度に膨張したもとして取扱う。

電気探針は浴上部に設置したトラバース装置に取り付け、熱衝撃の影響を避けるために約20min程度予熱した後浴内にゆっくりと挿入した。電気探針システムの出信号はオシロスコープで確認しながらパーソナルコンピュータで処理した。その出力波形の一例をFig. 5に示す。電極針が液相中にある場合は約2V、気相中にある場合は約0.5Vになるように電気探針システム回路の抵抗値を調節してある。し

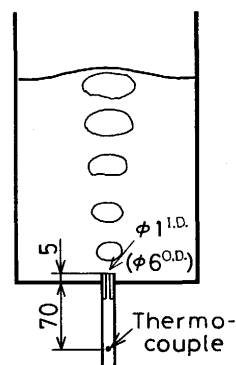


Fig. 4. Shape of bottom blowing nozzle and measurement position of Ar gas temperature.

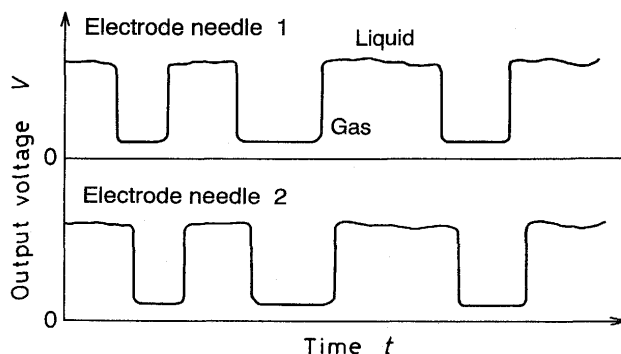


Fig. 5. Sketch of the output voltage of the probe using LaCrO_3 electrode at 1250°C.

かしながら浴温調節用の電気炉出力の増減により液相中の電圧は0.05V程度ゆらぐ。また電極針が長時間1250°Cの溶鉄浴中に挿入されているので、電極針と溶鉄中のなんらかの成分との反応により、数十分の時間オーダーで電気探針システムの出力は0.1V程度変化するので、そのつど液相中での電圧が約2Vになるように電気探針システムの抵抗を調節した。この抵抗が調節できる間に測定したデータはほとんど誤差を含んでいないが、溶鉄中に電気探針を挿入してから約2時間で電気探針システムの信号が非常に激しく変化し始め、抵抗調節などが不可能になり、誤差が大きくなって測定できなくなる。

気泡特性の半径方向分布の測定条件はサンプリング周波数が2kHz、サンプリング数が8000個である。すなわち合計4s間測定を行い1つのデータとした。また軸方向分布の測定条件はサンプリング周波数を2kHz、サンプリング数を気泡上昇速度 u_b のデータが30個測定できるまでとし、その平均値を1つのデータとした。この測定を5~10回繰返し行い、それらの平均値を求めた。また、気泡上昇速度 u_b および気泡径 d_b を測定するに際して、電極針2で検知した気泡の出力信号の時間長さが電極針1の時間長さの 10 ± 3 割の範囲である場合に同じ気泡からの信号であるとして処理した。なお、ガスホールドアップ α (%)は気泡が電極針を貫通している時間割合、気泡頻度 f_b (1/s)は単位時間当りの気泡の個数、気泡上昇速度 u_b (m/s)は気泡が二針の電極間を通過する速度および気泡径 d_b (mm)は気泡が球形であると仮定して、気泡が電極針を貫通した長さ L_b の3/2倍として求めている⁹⁾。

4. 実験結果

4.1 軸方向分布

Arガス流量 $Q_g = 100 \text{ cm}^3/\text{s}$ および $Q_g = 50 \text{ cm}^3/\text{s}$ の中心軸上

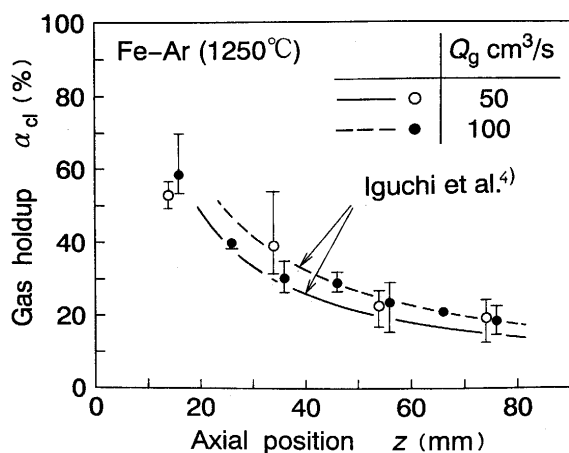


Fig. 6. Axial distributions of gas holdup α_{cl} on the bath center line in the molten iron bath with bottom blowing (1250°C). (Plots (○), (●) were slightly shifted to the left and right to avoid overlapping.)

のガスホールドアップ α_{cl} (%)の軸方向分布をFig. 6に示す。ここで z はノズル出口から浴表面への軸方向距離を表わす。なお気泡特性の測定に関しては、3章で述べたように温度によるガスの膨張がないことを確認しているが、溶鉄浴内の静圧変化によるガスの膨張の影響は浴が浅いので考慮していない。

なお測定値を描く場合、 $Q_g = 50, 100 \text{ cm}^3/\text{s}$ の平均値のプロット(○, ●)の重なりを防ぐために少し左右にずらしてあり、5~10回繰返した測定値の最大値と最小値の間をエラーバーで示してある。 α_{cl} はどちらのガス流量の場合でも同程度の値を示し、ノズル出口付近($z = 15 \text{ mm}$)では60%近いがノズルから離れるにしたがって急激に減少し、浴表面近傍($z = 75 \text{ mm}$)では約20%にまでなっている。

また図中に著者が³⁾コールドモデルで導出した気泡特性の推算式⁴⁾から求めた値を $Q_g = 100 \text{ cm}^3/\text{s}$ の場合を破線で、 $Q_g = 50 \text{ cm}^3/\text{s}$ の場合を実線で示す。ただし、この推算式は液体と気体の密度比 ρ_L/ρ_g が水-空気系と水銀-空気系の間、すなわち ρ_L/ρ_g が800~12000の範囲において導出したもので、その適用範囲は α_{cl} が10%以上50%以下の軸位置である。本実験のホットモデルでは密度比 ρ_L/ρ_g は約21000であり、コールドモデルの推算式の適用範囲外にある。しかしながら、 α_{cl} が50%以下の軸位置において、溶鉄浴内における本測定値とコールドモデルの推算値⁴⁾は比較的よく一致している。

Fig. 7に気泡頻度 $f_{b,cl}$ (1/s)の軸方向変化を示す。●印で示したArガス流量 $Q_g = 100 \text{ cm}^3/\text{s}$ の方が○印で示した $50 \text{ cm}^3/\text{s}$ の場合よりもどの軸位置においても多少大きくなっている。また $z = 45 \text{ mm}$ 付近まで、測定値は破線で示した $Q_g = 100 \text{ cm}^3/\text{s}$ と実線で示した $50 \text{ cm}^3/\text{s}$ の推算値⁴⁾よりも大きいが、 $z = 55 \text{ mm}$ 以上の軸位置では測定値と推算値はほぼ一致する。

平均気泡上昇速度 $\bar{u}_{b,cl}$ (m/s)の軸方向変化をFig. 8に示す。 $\bar{u}_{b,cl}$ は $z = 15 \text{ mm}$ のノズル付近ではどちらの流量の場合でも約0.27m/sとほぼ同じであるが、ノズルから離れるにし

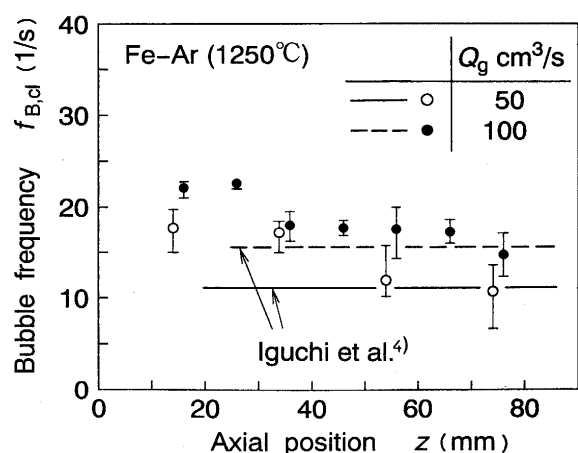


Fig. 7. Axial distributions of bubble frequency $f_{b,cl}$ on the bath center line in the molten iron bath with bottom blowing (1250°C). (Plots (○), (●) were slightly shifted to the left and right to avoid overlapping.)

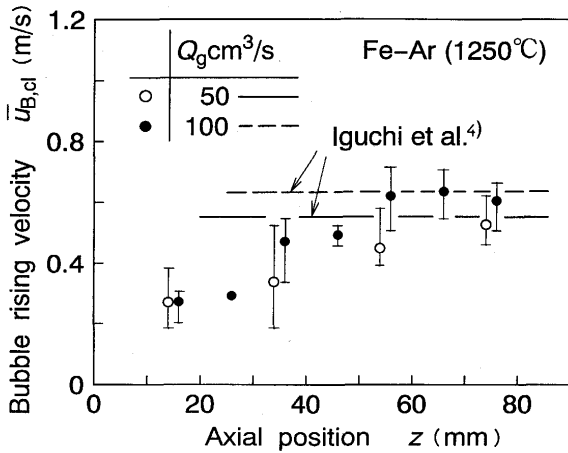


Fig. 8. Axial distributions of bubble rising velocity $\bar{u}_{B,cl}$ on the bath center line in the molten iron bath with bottom blowing (1250°C). (Plots (○, ●) were slightly shifted to the left and right to avoid overlapping.)

たがって増加しつつ、流量の大きな $Q_g = 100 \text{ cm}^3/\text{s}$ のほうの値が $50 \text{ cm}^3/\text{s}$ の場合の値よりも大きくなる。また気泡頻度の場合と同様に、 $z = 55 \text{ mm}$ 以上の軸位置で測定値と推算値はほぼ一致するようになる。

Fig. 9 に平均気泡径 $\bar{d}_{B,cl}$ (mm) の軸方向分布を示す。気泡はノズルから離れて $z = 25 \text{ mm}$ 付近で一度小さくなりやがて $z = 35 \text{ mm}$ 付近から浴表面側ではほぼ一定の大きさ ($\bar{d}_{B,cl} \approx 15 \text{ mm}$) になる。この結果は本実験のどちらの流量でもあまり変わらない。したがって $z = 15 \text{ mm}$ の軸位置ではノズルで膨張している気泡あるいは離脱直後の気泡を測定していることになる。また、Fig. 9 の $Q_g = 100 \text{ cm}^3/\text{s}$ の場合、 $z = 25 \text{ mm}$ の軸位置で気泡があたかも一度小さくなったかのような現象は以下のように説明できる。本実験での気泡径の測定方法は、気泡が球であると仮定して、電極針を貫通した長さ L_B の $3/2$ 倍として気泡径を求めているが、Fig. 7 に示したよう

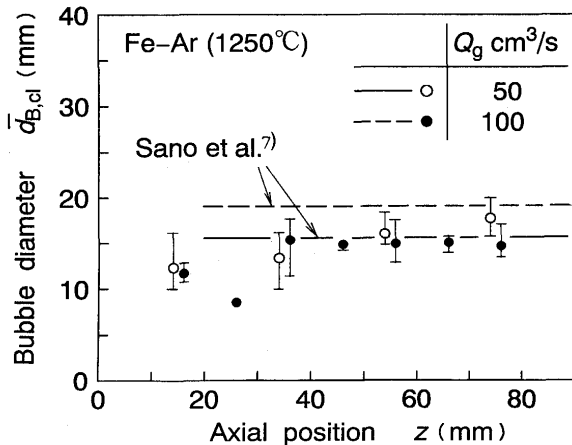


Fig. 9. Axial distributions of bubble diameter $\bar{d}_{B,cl}$ on the bath center line in the molten iron bath with bottom blowing (1250°C). (Plots (○, ●) were slightly shifted to the left and right to avoid overlapping.)

に $z = 15$ と 25 mm の軸位置での気泡頻度はほぼ同じであり、気泡の合体・分裂は起っていない。また、気泡の容積が軸方向に不連続に変化することは考えられないので、気泡はノズルから離脱したこの軸位置付近で横方向に扁平な形状になっているものと考えられる。このため $z = 25 \text{ mm}$ で \bar{d}_B が小さくなったように測定されたと考えられる。

つぎに他の研究者らの気泡径 \bar{d}_B との比較を行う。まず、佐野ら⁷⁾が Davidson¹⁾らのコールドモデルにおける気泡径の推算式を基にして溶融銀や 1600°C の溶鉄浴を用いて気泡頻度とガス流量から求めたノズル付近の気泡径 \bar{d}_B の推算式を次式に示す。

$$\bar{d}_B = \left[\left(\frac{6\sigma d_n}{\rho_L g} \right)^2 + \{0.54(Q_g \cdot d_n^{0.5})^{0.289}\}^6 \right]^{1/6} \dots\dots\dots (1)$$

ここで d_n はノズル外径、 σ は表面張力である。また本実験での蓄気室容積は約 60 cm^3 であり、気泡径に及ぼす蓄気室の影響は無視できる。なお式(1)はこの影響を考慮していない。この式から求めた結果を破線 ($Q_g = 100 \text{ cm}^3/\text{s}$) と実線 ($Q_g = 50 \text{ cm}^3/\text{s}$) で示す。測定値は推算値よりも幾分小さい。この差は測定方法の違いに起因しているものと思われる。すなわち、本測定方法は小さな気泡も大きな気泡も含めて電極針を貫通したほとんど全ての気泡に関する平均値を平均気泡径 $\bar{d}_{B,cl}$ としているのに対して、佐野らはノズル配管内の圧力変動より気泡頻度を測定し、吹込みガス流量との関係から \bar{d}_B を求めているので比較的圧力変動の大きな気泡のみを対象としていることに違いがあると考えられる。しかしながら、本測定値と佐野らの推算値は比較的よく一致していると見ても良いと思われる。

また、Ironsら⁸⁾は佐野らと同様の方法で種々の吹込み形態すなわち種々の外径の上吹き、横吹き、底吹きノズルを使用して、 1250°C の溶鉄浴中に Ar ガスを吹込んで気泡径 \bar{d}_B を測定した。彼らの使用したノズル外径は非常に大きくまた測定された気泡径 \bar{d}_B もかなり大きい。最も小さな外径のノズル ($d_n = 6.35 \text{ mm}$) を用いた場合の測定値は $\bar{d}_B = 15 \sim 22 \text{ mm}$ の範囲にある。彼らの結果も佐野らの結果と同様に本測定値よりも幾分大きな値を示している。この違いも上述した測定方法の違いに起因しているものと考えられる。

4.2 半径方向分布

Ar ガス流量 $Q_g = 100 \text{ cm}^3/\text{s}$ における気泡特性の半径方向分布の測定結果に着目する。

Fig. 10 に各軸位置におけるガスホールドアップ α (%) の半径方向分布を示す。ここで r はノズル中心から浴壁への半径方向距離を表わす。 $z = 15 \text{ mm}$ のノズル出口付近 (○印) では $r = 0 \text{ mm}$ の浴中心部で α は 60% 以上にもなっているが、半径方向への広がりには小さく、半値半幅で 7 mm 程度である。浴表面に近づくに伴い、すなわち z が大きくなるとともに α の中心軸上値は急激に小さくなるが、半径方向への広がりが大きくなって、 $z = 75 \text{ mm}$ の軸位置では半値半幅は 14 mm 程度になっている。中心軸上の値は、川上ら⁹⁾の実験条件より

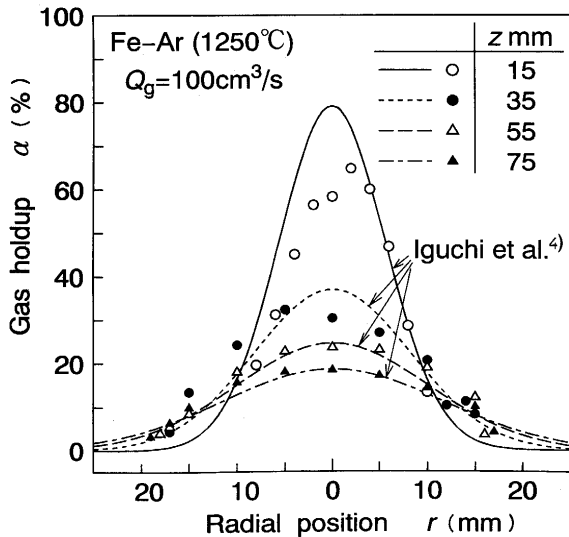


Fig.10. Radial profiles of gas holdup α at different axial positions in the molten iron bath with bottom blowing (1250°C).

ガス流量が約1/9と非常に少ないにもかかわらず、彼らの測定結果よりかなり大きな値が得られた。

α が50%以下の軸位置すなわち $z=35, 55, 75\text{mm}$ の軸位置において、溶鉄浴内における本測定値とコールドモデルの推算値⁴⁾はよく一致している。

Fig.11に各軸位置における気泡頻度 f_B (1/s)の半径方向分布を示す。 f_B の中心軸上値は $z=15\text{mm}$ のノズル近傍から浴表面に行くにしたがって、多少小さくなる傾向を示しているが浴全体に渡って変化は小さい。また図中に著者らのコールドモデルでの推算値⁴⁾を示した。ノズル近傍では推算値と測定値はあまり一致していないが、 $z=55, 75\text{mm}$ の浴表面側ではよく一致するようになってくる。

前述のように、気泡径 \bar{d}_B は約15mm程度であるので、 $z=15\text{mm}$ の位置は気泡がノズルに付着したまま膨張しているか

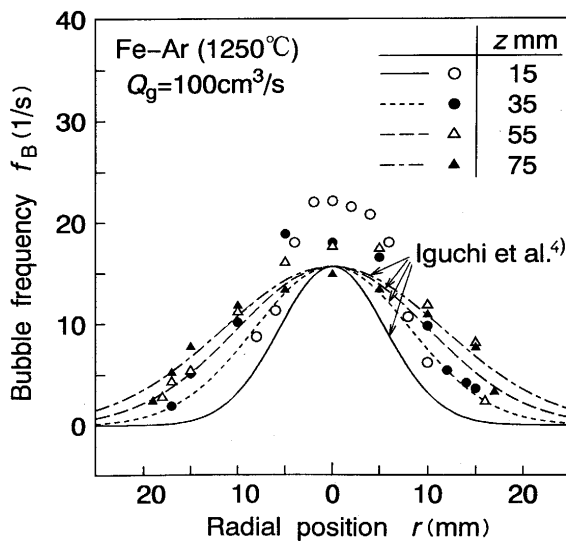


Fig.11. Radial profiles of bubble frequency f_B at different axial positions in the molten iron bath with bottom blowing (1250°C).

あるいはノズルから離脱した直後の位置である。この位置において個々の気泡が同じ大きさの球形で、軸方向に真直ぐ上昇すると仮定すると、 $z=15\text{mm}$ の位置では気泡頻度 f_B は半径方向に分布を持たないことになる。しかしながら測定結果は明らかに半径方向に f_B が減少する分布を持っている。この事は、ノズルから離脱する気泡が同一の大きさではないこと⁶⁾およびノズルを中心として常に対称な気泡が生成されるわけではなく、その気泡が離脱するときにも多少半径方向に揺れていることに起因している。

各軸位置での気泡上昇速度 \bar{u}_B の半径方向分布をFig.12に示す。 $z=15\text{mm}$ から35, 55mmへとノズルから離れるに伴って \bar{u}_B は増加していき、 $z=55, 75\text{mm}$ の浴表面側の軸位置で \bar{u}_B はほぼ同程度の値になり、図中に示した著者らのコー

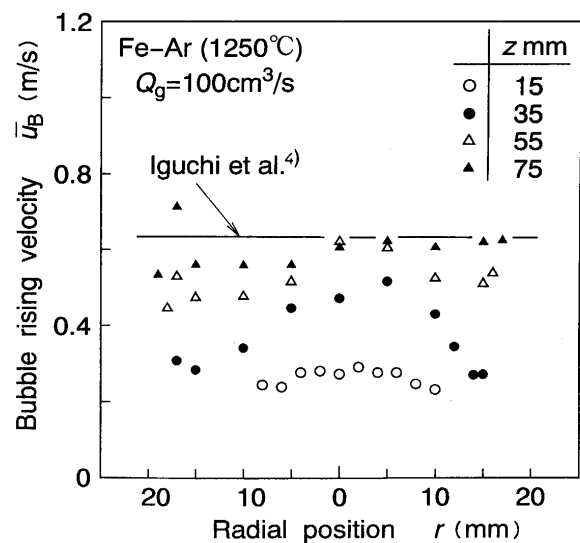


Fig.12. Radial profiles of bubble rising velocity \bar{u}_B at different axial positions in the molten iron bath with bottom blowing (1250°C).

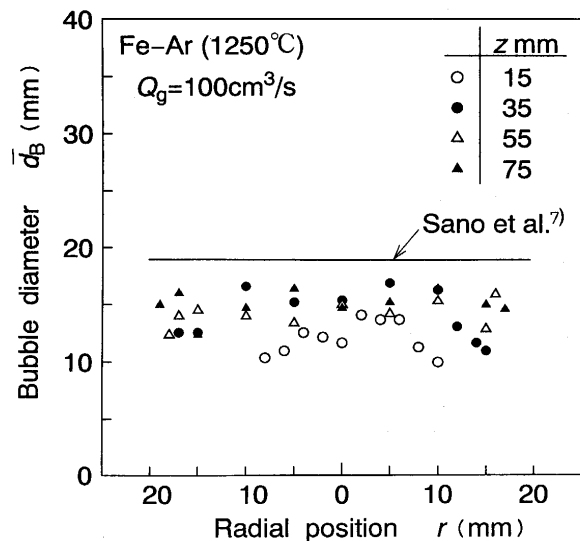


Fig.13. Radial profiles of bubble diameter \bar{d}_B at different axial positions in the molten iron bath with bottom blowing (1250°C).

ルドモデルでの推算値⁴⁾に近づく。また、 $z=35\text{mm}$ を除いて半径方向への速度の分布はほとんどないようである。

次にFig.13に示した気泡径 \bar{d}_B の半径方向分布から、 $z=15\text{mm}$ を除いて、どの軸位置においても \bar{d}_B にあまり大きな変化は見られない。また測定値はどの軸位置においても図中に示した佐野らの推算値よりも多少小さい。

気泡が球形をして軸方向に真直ぐ上昇している場合、非常に細い電極針を使用して気泡径を測定すると浴中心部から離れるにしたがって電極針を貫通する気泡長さは短くなり、明らかに半径方向に分布を持つことになる。本測定結果の $z=15, 35\text{mm}$ (○, ●印)の軸位置では中心軸から半径方向へ離れるに伴い \bar{d}_B は少し小さくなる結果となっているが⁵⁾、 $z=55, 75\text{mm}$ の位置では半径方向への変化はほとんどない。これらのことは電極針の絶縁管の径が太いことと気泡が蛇行しながら上昇していることに起因しているものと考えられる。

5. 実測値から計算したガス流量 $Q_{g,cal}$ と吹込んだガス流量 $Q_{g,in}$ との比較

ノズルから吹込んだArガス流量 $Q_{g,in}$ と各軸位置 z において測定したガスホールドアップ α の半径方向分布および中心軸上の平均気泡上昇速度 $\bar{u}_{B,cl}$ より計算したガス流量 $Q_{g,cal} = \int_0^{2\pi} \pi r \cdot \alpha \cdot dr \times \bar{u}_{B,cl}$ との比較をTable 1に示す。ここで気泡上昇速度に $\bar{u}_{B,cl}$ を使用した理由は、上述したように、 \bar{u}_B は半径方向にほぼ一定であることによる。測定時間が非常に短いにもかかわらず、 $z=35\text{mm} \sim 75\text{mm}$ の軸位置においては $Q_{g,in}$ と $Q_{g,cal}$ はどちらの流量の場合でも、比較的一致していると思われるが⁵⁾、 $z=15\text{mm}$ の軸位置においては、 $Q_{g,in}=50\text{cm}^3/\text{s}$ の場合が $Q_{g,cal}$ の約1/2、 $Q_{g,in}=100\text{cm}^3/\text{s}$ の場合が $Q_{g,cal}$ の約1/4になっている。これは電極針の絶縁管が $\phi=2\text{mm}$ と比較的太く、 $z=15\text{mm}$ の軸位置ではノズルで膨張している

Table 1. Comparison between injected Ar flow rate $Q_{g,in}$ and calculated flow rate $Q_{g,cal}$ from measured α and $\bar{u}_{B,cl}$ values in molten iron bath at 1250°C .

	$Q_{g,in}$ (cm^3/s)	$Q_{g,cal}$ (cm^3/s)	$Q_{g,in}$ (cm^3/s)	$Q_{g,cal}$ (cm^3/s)
$z=15\text{mm}$	50	22.2	100	28.7
$z=35\text{mm}$	50	61.3	100	77.1
$z=55\text{mm}$	50	65.3	100	90.2
$z=75\text{mm}$	50	59.7	100	77.8

気泡あるいは離脱直後の気泡を測定しているの、電極針の存在により気泡成長がノズル軸に関して軸対称な状態から外れやすくなること、あるいは気泡の上昇速度が小さいために気泡の端側では気泡が電極針を避けやすいことが大きな原因ではないかと考えられる。ただし、ノズルから離れて上昇速度が大きくなるとこのような問題はなくなる。

6. 結論

溶鉄浴中の気泡を長時間安定に測定できる電気探針システムを開発し、 1250°C の溶鉄浴中において気泡特性を系統的に測定し以下の結論を得た。

(1) 1250°C の溶鉄浴中のガスホールドアップ α 、気泡頻度 f_B 、気泡上昇速度 \bar{u}_B および気泡径 \bar{d}_B などの気泡特性に及ぼす吹込みガス流量 Q_g の影響を調べ、気泡特性の軸方向ならびに半径方向の分布を明らかにした。

(2) 著者が前に提案したコールドモデル実験に基づくガスホールドアップ、気泡頻度、平均気泡上昇速度の推算式はノズルから離れた浴表面近傍では測定値と比較的よく一致しているが、川上らの結果とはかなり異なっている。

(3) 平均気泡径の本測定値は佐野らやIronsらがノズル近傍の配管内の圧力変動とガス流量から求めた平均気泡径よりもやや小さい。

本研究の遂行にあたり貴重なご助言を頂いた大阪大学工学部助教授片山巖先生に感謝の意を表します。

文 献

- 1) L.Davidson and E.H.Amick, Jr.: AICHE J., 2(1956), p.337
- 2) A.H.Castillejos and J.K.Brimacombe: Metall. Trans. B, 20(1989), p.595
- 3) 井口 学, 川端弘俊, 岩崎敏勝, 野沢健太郎, 森田善一郎: 鉄と鋼, 76(1990), p.840
- 4) 井口 学, 出本庸司, 菅原直也, 森田善一郎: 鉄と鋼, 78(1992), p.407
- 5) Y.K.Xie, S.Orsten and F.Oeters: Proc. IISC, 1(1990), p.421
- 6) 佐野正道, 森 一美, 佐藤哲郎: 鉄と鋼, 63(1977), p.2308
- 7) 佐野正道, 森 一美: 鉄と鋼, 60(1974), p.348
- 8) G.A.Irons and R.I.L.Guthrie: Metall. Trans. B, 9(1978), p.101
- 9) 川上正博, 細野 聡, 高橋一寿, 伊藤公允: 鉄と鋼, 78(1992), p.267
- 10) 小松和藏, 佐多敏之, 守吉佑介, 北澤宏一, 植松敬三 共訳: セラミックス材料科学入門(応用編), (1983), p.871 [内田老鶴圃新社]
- 11) 素木洋一: ファインセラミックス, (1976), p.409 [技報堂]
- 12) 酸化セラミックス, (1989), p.12 [(株)ニッカトー]