

快削鋼精錬時の鉛分散に関する水モデル実験

川上 潔*・井口 学*²・石堂 嘉一郎*³

Water Model Experiment on Lead Dispersion during the Refining of Free Cutting Steel

Kiyoshi KAWAKAMI, Manabu IGUCHI and Kaichiro ISHIDO

Synopsis : Water model experiment has been carried out for understanding the dispersion of lead droplets in a steel bath agitated by offset bottom gas injection. Air, water, and fluorinert are used as the model working fluids for argon gas, molten steel, and molten lead, respectively. The dispersion of fluorinert droplets is significantly dependent on the charge position of fluorinert, gas flow rate, and charge time of fluorinert. An optimum condition for the uniform dispersion is determined.

Key words : steelmaking; injection; water model; lead; free cutting steel.

1. 緒言

メカトロニクスの進歩発展によって機械加工の自動化、無人化が進み、被加工材の被削性（快削性）は極めて重要な材料特性となっている。すなわち快削鋼は刃具（工具）の寿命に優れ、切削抵抗が小さく、切り屑が細かく処理し易いために、工具コストの削減や高能率の加工（生産性向上、設備投資削減）ができるばかりか、切削加工の自動化・無人化に無くてはならない材料となっている。

快削鋼にはS系快削鋼、Pb系快削鋼、Ca系快削鋼、複合快削鋼、その他（Bi, Se, Te系）快削鋼がある。1992年の快削鋼の製造実績は102.4万t/年であり、その内約半量の52.3万t/年がPb系快削鋼である¹⁾。この内Pb快削鋼は各種快削鋼の中でも最も切り屑の破碎性が良く、かつ機械的性質、異方性等の基本的性質の低下が小さく、さらには広範な加工方法に適用できる最も優れた快削鋼である²⁾。

Pbは鋼への溶解度があるとされ³⁻⁵⁾、木村によるそれらの整理によると、1600°Cにおいて約0.2~0.3%、高温ほど溶解度は大きいとしている⁶⁾。しかし常温鋼中Pbの分散を調べた最近の研究によると、Pbは数十nm~数μmの大きさで単独、またはMnS等と複合して、金属Pb介在物として存在している^{7,8)}。すなわち、常温では鋼中には固溶していない、または少なくともその一部は微細分散しているに過ぎないと考えられる。製鋼精錬工程において溶鋼中に添加する際には、一部のPbは沈降等によってロスし鋼中に有効に分散または固溶するのは総添加量の40~80%しかない。従って添加Pbの鋼中固溶・分散歩留りを改善する

ことはコスト面のみならず、環境面からも重要な課題である。

溶鋼へのPbの添加方法については、Pb粒を鋼浴に落下させる方法、酸化Pb粉、またはPb粉とCaO粉またはCaCO₃粉を気送やワイヤで溶鋼中に添加する方法等⁹⁻¹¹⁾がある。後者の方法は精錬溶鋼へ酸素を供給する事になるため、低酸素で高清浄なPb快削鋼の製造には適さない。またPb添加時の鋼中分散歩留りには木村らの整理と相似した溶鋼処理温度との相関がある。しかし、この温度依存性が鋼中Pbの粘性や濡れ性に起因しているのか、Pbの活性化エネルギー等によるのかよく分かっていない。

本報では、Pb粒を鋼浴に落下させる方法で溶鋼中にPbを添加する場合の最適分散が得られる攪拌条件を見出す事を目的として、水-フルオリナート系において、先ず相似則による実機モデルを設定した攪拌実験を行い実機における最適添加方法を検討した。溶鋼中に添加した鉛が溶鋼中に分散し、鉛の歩留まり向上が図れる操業条件を見出すことを目的とする。ただし、基準状態として現在操業している条件を選び、この条件からパラメータを変化させたときに、分散状態がどのようになるのかを調査することになる。

2. 相似則によるモデルの設定

2.1 幾何学的相似

周知のように、円筒容器では容器底部の隅が、いわゆる死水域に近い状態となって攪拌が阻害されることになる。

平成17年11月10日受付 平成18年1月13日受理 (Received on Nov. 10, 2005; Accepted on Jan. 13, 2006)

* 山陽特殊製鋼（株）技術管理部製鋼グループ(Steelmaking Administration Group, Technical Administration Department, Sanyo Special Steel Co. Ltd., 3007 Nakashima Shikama-ku Himeji 672-8677)

* 2 北海道大学大学院工学研究科材料科学専攻 (Division of Materials Science and Engineering, Graduate School of Engineering, Hokkaido University)

* 3 山陽特殊製鋼（株）製鋼部製鋼技術グループ(Steelmaking Engineering Group, Steelmaking Department, Sanyo Special Steel Co. Ltd.)

そこで、容器側壁に角度を付けることによって、この領域をなくそうとするのが、逆円錐台形状の容器を用いる理由である。著者らの以前の実験結果によれば¹²⁾、広がり角が31.2°のとき、浴深と浴表面での容器の径との比として定義されるアスペクト比の値にもよるが、均一混合時間は円筒容器に比べてかなり短くなることが分かっている。実機の広がり角度はこれよりも小さいが、円筒容器よりは大きいので、実機の浴内の攪拌は円筒容器よりも優れていると考えられる。したがって、逆円錐台形状の容器の代わりに円筒容器を用いて実験を行い、フルオリナートの均一分散状態が得られる条件が明らかにされたとすれば、その吹き込み条件において円筒容器の代わりに逆円錐台容器を用いると、少なくとも円筒容器の場合よりもよい結果が得られると考えられる。

このような理由により、実機はバケツ状の広がり角度を持っているが、水モデル実験には取ってFig. 1に示すように円筒容器で近似する。実機の溶鋼の質量 M_R は次式で与えられる。

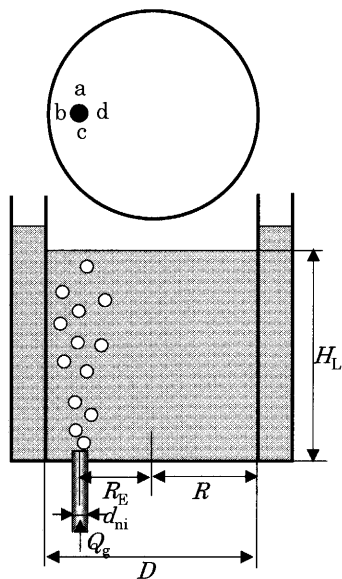


Fig. 1. Model flow field.

$$M_R = \rho_{LR} H_{LR} \pi D_R^2 / 4 \dots\dots\dots (1)$$

ここで ρ_{LR} は溶鋼の密度、 H_{LR} は実機の浴深、 D_R は円筒容器とみなした実機の直径である。なお、添え字 R は実機を表す。式(1)に

$$M_R = 160000 \text{ kg} \dots\dots\dots (2)$$

$$H_{LR} = 2.4 \text{ m} \dots\dots\dots (3)$$

$$\rho_{LR} = 7100 \text{ kg} \dots\dots\dots (4)$$

を代入すると D_R は

$$D_R = 3.46 \text{ m} \dots\dots\dots (5)$$

となる。

本実験では直径

$$D = 0.200 \text{ m} \dots\dots\dots (6)$$

の亚克力製透明円筒容器を用いるので、モデルと実機との比は

$$D/D_R = 1/17.3 \dots\dots\dots (7)$$

となる。

2.2 動的相似則

実機では多孔質ノズルを使用しているのですが、モデルでも多孔質ノズルを用いる方がよいが、内径が2mmほどのノズルを多孔質体で作ると、空隙率の大きなノズル壁近傍からガスが選択的に出るので、ガスをノズル出口全面にわたって均一に吹き込むことは難しい。

実機の高孔質ノズルから出るガスはノズル出口で気泡となって上昇する(バブリング)。この場合の浴内の流れ場は、後述のように主として気泡に働く浮力によって支配される。すなわち、浴内の液体の流速はガス流量に依存し、ノズルのごく近傍を除き、ガス吹き込み方法にはほとんど依存しない。換言すれば、本実験条件下のノズルの種類や内径には、バブリング状態となる範囲であれば、どのような値を用いてもよいわけであるが、より実機の状態に近づけることを目的として、ガスがノズル出口から均一に出てくるようにするために多孔質ノズルの代わりに単孔ノズルを用いるとともに、ノズル出口での慣性力と浮力の比として定義される修正フルード数の値が実機の値に等しくなるように単孔ノズルの内径 d_{ni} を決定した。必要となる相似則を単孔ノズルと多孔質ノズルの双方について以下に示す。

2.2.1 単孔ノズルの場合

ガスの底吹きを伴う円筒容器浴内の流動のモデル化に際しては、ノズル近傍、浴の底から浴表面まで、浴表面近傍の3箇所に着目する必要がある、それぞれの領域において異なるフルード数の相似則が用いられる¹³⁾。

(1) ノズル近傍

$$Fr_{m1} = \rho_g Q_g^2 / (\rho_L g d_{ni}^5) \dots\dots\dots (8)$$

ここで ρ_g と Q_g はノズル出口における実際のガスの密度と流量、 g は重力加速度、 d_{ni} はノズルの内径である。

(2) 浴の底から浴表面まで

$$Fr_{m2} = Q_g^2 / (g H_L D^4) \dots\dots\dots (9)$$

(3) 浴表面近傍

$$Fr_{m3} = Q_g^2 / (g D^5) \dots\dots\dots (10)$$

2.2.2 多孔質ノズルの場合

次の相似則が用いられる¹⁴⁾。

(1) ノズル近傍

$$Fr_{m1} = \rho_g Q_g^2 / (\rho_L g \varepsilon^2 d_{ni}^4 d_{pm}) \dots\dots\dots (11)$$

ここで ε は多孔質ノズルの空隙率, d_{pm} は気孔径である。

(2) 浴の底から浴表面まで

単孔ノズルの場合と同じフルード数が適用できる。

$$Fr_{m2} = Q_g^2 / (g H_L D^4) \dots\dots\dots (9)$$

(3) 浴表面近傍

単孔ノズルの場合と同じフルード数が適用できる。

$$Fr_{m3} = Q_g^2 / (g D^5) \dots\dots\dots (10)$$

2.3 水モデルにおけるガス流量 Q_g と単孔ノズルの内径 d_{ni} の決定

2.3.1 ガス流量 Q_g

鉛の分散には浴内の気泡噴流と溶鋼の流れが関与している。そこで、これらに最も深く関係しているフルード数として、浴の底から浴表面までを対象とした式(9)に基づいてガス流量 Q_g を決定する。すなわち、実機とモデルの Fr_{m2} が等しいとおいて Q_g を求める。なお、本研究の場合、アスペクト比 H_L/D を一定としているので、式(10)を用いても同じ結果が得られる。

$$Q_{gR}^2 / (g H_{LR} D_R^4) = Q_g^2 / (g H_L D^4) \dots\dots\dots (12)$$

式(12)より

$$Q_g = Q_{gR} [g H_L D^4 / (g H_{LR} D_R^4)]^{1/2} \dots\dots\dots (13)$$

ここで実機のガス流量は $1200 \text{ L/min} = 1200/60 \text{ L/s} = 0.0200 \text{ m}^3/\text{s}$ であるが、これはノルマル流量であるから、 1600°C の浴内のガス流量は熱膨張によって次式のようなになる。

$$Q_{gR} = 0.0200 \times (273 + 1600) / 298 = 0.126 \text{ m}^3/\text{s} \dots\dots\dots (14)$$

アルゴンガスの密度は標準状態では 1.6 kg/m^3 であるが、 1600°C の浴内では

$$\rho_{gR} = 1.6 \times 298 / (273 + 1600) = 0.255 \text{ kg/m}^3 \dots\dots\dots (15)$$

となる。

式(13)に

$$Q_{gR} = 0.126 \text{ m}^3/\text{s} \dots\dots\dots (14)$$

$$H_{LR} = 2.4 \text{ m} \dots\dots\dots (3)$$

$$D_R = 3.46 \text{ m} \dots\dots\dots (5)$$

$$D = 0.200 \text{ m} \dots\dots\dots (6)$$

$$H_L = 0.138 \text{ m} \dots\dots\dots (16)$$

を代入すると

$$Q_g = 10.1 \times 10^{-5} \text{ m}^3/\text{s} \\ \cong 100 \times 10^{-6} \text{ m}^3/\text{s} = 100 \text{ cm}^3/\text{s} \dots\dots\dots (17)$$

となる。

2.3.2 単孔ノズルの内径 d_{ni}

実機の多孔質ノズル近傍で成り立つ式(11)のフルード数を計算する。

$$Fr_{m1} = \rho_{gR} Q_{gR}^2 / (\rho_{LR} g \varepsilon^2 d_{niR}^4 d_{pmR}) \dots\dots\dots (11)$$

ここで空隙率 ε の値は 0.36 である。また、孔径 d_{pmR} は最大 $150 \sim 200 \mu\text{m}$ 、実測平均は $60 \mu\text{m}$ であるので、ここでは

$$d_{pmR} = 60 \mu\text{m} \dots\dots\dots (18)$$

とおけば、

$$Fr_{m1} = 74.8 \dots\dots\dots (19)$$

となる。

式(8)に示した単孔ノズルの Fr_{m1} が 74.8 になるように、 d_{ni} を決定する。

$$\rho_g Q_g^2 / (\rho_L g d_{ni}^5) = 74.8 \dots\dots\dots (20)$$

$$d_{ni} = [\rho_g Q_g^2 / (74.8 \rho_L g)]^{1/5} \dots\dots\dots (21)$$

ガスには空気、液体には水を用いるので

$$\rho_g = 1.23 \text{ kg/m}^3 \dots\dots\dots (22)$$

$$\rho_L = 997 \text{ kg/m}^3 \dots\dots\dots (23)$$

ならびに

$$Q_g = 100 \times 10^{-6} \text{ m}^3/\text{s} \dots\dots\dots (17)$$

を式(21)に代入すると

$$d_{ni} = 0.00176 \text{ m} \dots\dots\dots (24)$$

を得る。このことから、単孔ノズルの内径として

$$d_{ni} = 2.0 \text{ mm} \dots\dots\dots (25)$$

を採用する。

2.4 鉛のモデルであるフルオリナートの体積の決定

鉛の密度は

$$\rho_{LPb} = 11340 \text{ kg/m}^3 \dots\dots\dots (26)$$

フロリナートの密度は

$$\rho_{LF} = 1680 \text{ kg/m}^3 \dots\dots\dots (27)$$

鉛の体積 V_{Pb} は次式で与えられる。

$$V_{Pb} = 600 / 11340 = 0.0529 \text{ m}^3 \dots\dots\dots (28)$$

溶鋼の体積 V_{St} は

$$V_{St} = 160000 / 7100 = 22.54 \text{ m}^3 \dots\dots\dots (29)$$

これより、鉛と溶鋼の体積比は

$$V_{Pb}/V_{St}=0.0529/22.54=0.002347 \dots\dots\dots(30)$$

フルオリナートの体積 V_F は次のようにして求められる。
まず、水の体積 V_w は

$$V_w=H_L\pi D^2/4=0.004335 \text{ m}^3 \dots\dots\dots(31)$$

であるから

$$V_F=0.004335 \times 0.002347 \text{ m}^3=10.2 \times 10^{-6} \text{ m}^3=10.2 \text{ cm}^3 \dots\dots(32)$$

2.5 モデル実験におけるフルオリナート投入時間の決定

実機において、鉛を投入している間に浴内の循環流が何回循環するのかを基準にして選ぶ。そこで、本研究では循環時間 T_c に着目する。

$$T_c=V_w/Q_w \dots\dots\dots(33)$$

$$V_w=(\pi D^2/4)H_L \dots\dots\dots(31)$$

$$Q_w=3.6u_{cl}b_u^2 \dots\dots\dots(34)$$

$$u_{cl}=3.66Q_g^{0.255} \dots\dots\dots(35)$$

$$b_u=0.14H_L \dots\dots\dots(36)$$

ここで Q_w は気泡噴流に誘起される水の上向き方向の流量、 u_{cl} は水の噴流中心における平均流速、 b_u は水の上向き流れの速度分布の半値半幅である^{15,16)}。

まず、実機における循環時間を T_{cR} で表して、これを計算する。ガス流量 Q_{gR} と浴深さ H_{LR} はそれぞれ

$$Q_{gR}=0.126 \text{ m}^3/\text{s} \dots\dots\dots(14)$$

$$H_{LR}=2.4 \text{ m} \dots\dots\dots(3)$$

であるから、誘起される溶鋼の流量 Q_{st} は

$$\begin{aligned} Q_{st} &= 3.6 \times [3.66 \times (0.126)^{0.255}] \times (0.14 \times 2.4)^2 \\ &= 3.6 \times 2.158 \times 0.113 \\ &= 0.877 \text{ m}^3/\text{s} \dots\dots\dots(37) \end{aligned}$$

となり、循環時間 T_{cR} で与えられる。

$$T_{cR}=V_{st}/Q_{st}=22.54/0.877=25.7 \text{ s} \dots\dots\dots(38)$$

実機での投入時間 T_{inR} は

$$T_{inR}=15 \text{ min}=900 \text{ s} \dots\dots\dots(39)$$

したがって、無次元投入時間は

$$T_{inR}/T_{cR}=900/25.7=35.0 \dots\dots\dots(40)$$

となる。

モデルでは

$$Q_w=3.6 \times [3.66 \times (100 \times 10^{-6})^{0.255}] \times (0.14 \times 0.138)^2$$

$$\begin{aligned} &= 0.000470 \text{ m}^3/\text{s} \\ &= 4.70 \times 10^{-4} \text{ m}^3/\text{s} \dots\dots\dots(41) \end{aligned}$$

となる。よって循環時間 T_c は

$$\begin{aligned} T_c &= V_w/Q_w = 4.34 \times 10^{-3} / 4.70 \times 10^{-4} \\ &= 9.22 \text{ s} \dots\dots\dots(42) \end{aligned}$$

と求められる。したがって、

$$T_{in}/T_c = T_{inR}/T_{cR} \dots\dots\dots(43)$$

とおけば、

$$\begin{aligned} T_{in} &= 322 \text{ s} \\ &= 5.38 \text{ min} \dots\dots\dots(44) \end{aligned}$$

となる。

3. 実験装置と測定方法

3.1 実験装置

Fig. 1に示した透明アクリル製円筒容器の内径 D は 200 mm、容器高さ H は 500 mm である。前述のように、液体には水およびフルオリナートを用いた。空気は流量 Q_g をマスフローコントローラにより設定し、円筒容器底部偏心位置 ($R_E/R=0.52$) に設置した内径 $d_{in}=2$ mm の単孔ノズルから吹き込んだ。フルオリナートは出口径 1 mm のロートを用いて浴表面近傍から滴下した。この理由について以下に述べる。

本研究では、固体鉛粒を鋼浴表面へ落下させる方式を採用しているが、鉛粒は溶鋼中に投入されてから昇温し、溶融することになる。浴内の流れ場は非常に強い乱れを伴っているため、溶融した滴には大きな乱流せん断応力が働き、滴は分裂し、分散する。しかしながら、今のところ、実機中でこの過程を詳しく調べることはできない。鉛滴の粒径 d_{pR} が分かると、下記のように粒子レイノルズ数を合致させることによって実機での分散状態をモデル化できる。

$$u_{clR} d_{pR} / \nu_{LR} = u_{cl} d_p / \nu_L \dots\dots\dots(45)$$

ここで u_{clR} と u_{cl} はそれぞれ実機とモデルの気泡噴流の中心軸上液速度、 ν_{LR} と ν_L は液の動粘度である。この式から

$$d_p = (u_{clR}/u_{cl})(\nu_L/\nu_{LR})d_{pR} \dots\dots\dots(46)$$

が得られる。また、式(35)から

$$u_{clR}/u_{cl} = (Q_{gR}/Q_g)^{0.255} \dots\dots\dots(47)$$

となるので、実機とモデルのガス流量ならびに動粘度を式(46)に代入すると

$$d_p \approx 6d_{pR} \dots\dots\dots(48)$$

が得られる。

本実験では d_{pR} に投入時の固体鉛粒子の直径を用いるとともに、フルオリナートの投入時間の兼ね合いも考慮して、上述のように出口径1mmのロートから滴下した。熔融鉛滴の直径 d_{pR} が分からないので厳密なことはいえないが、フルオリナート滴の直径はレイノルズ数に基づく相似則をオーダー的には満足していると考えられる。なお、粒子の径や生成に関しては今後の課題としたい。

3.2 実験条件

3.2.1 標準実験

標準実験の条件は以下になる。

$Q_g=100\text{ cm}^3/\text{s}$, $D=0.200\text{ m}$, $H_L=0.138\text{ m}$, $T_{in}=322\text{ s}$, 浴温は 20°C 。投入位置はFig. 1に示すa, b, c, dの4箇所とした。aは吹き出し口の真上であり、bは吹き出し口から側壁側へ、cは吹き出し口を通る直径方向と垂直に、dは吹き出し口から容器中心側に、それぞれ0.24R外れた位置である。すなわち、aをXY座標の原点(0,0)とし、a点と容器の中心(円心)を通る直線をX軸とすれば、各座標はa(0,0), b(-0.24R,0), c(0,-0.24R), d(0.24R,0)である。

3.2.2 吹き込みガス流量を変えた実験

(a) ガス流量2倍実験

$Q_g=200\text{ cm}^3/\text{s}$, $D=0.200\text{ m}$, $H_L=0.138\text{ m}$, $T_{in}=322\text{ s}$, 浴温は 20°C 、投入位置はa。

(b) ガス流量1/2倍実験

$Q_g=50\text{ cm}^3/\text{s}$, $D=0.200\text{ m}$, $H_L=0.138\text{ m}$, $T_{in}=322\text{ s}$, 浴温は 20°C 、投入位置はa。

3.2.3 短時間投入実験

$Q_g=100\text{ cm}^3/\text{s}$, $D=0.200\text{ m}$, $H_L=0.138\text{ m}$, $T_{in}=2.5\text{ s}$, 浴温は 20°C 、投入位置はa, b, c, dの4箇所。

3.3 実験方法

実験は各条件について3度行った。浴中を分散しながら移動しているフルオリナート滴を高速ビデオカメラとホームビデオカメラを用いて撮影しようと試みたが、円筒容器が透明であることに加えて、フルオリナートも透明なために、正確に捉えることは難しかった。そこで、ガス吹き込みを止めてから容器の底部に堆積したフルオリナート滴の分散状況によって浴内の分散状況の判定材料とした。ただし、ビデオカメラの画像をそのまま掲載しても容器底に堆積した滴の存在領域が明確に示されないので、トレースして明示した。今後、フルオリナートを着色して浴中の分散状況を観察したい。

なお、本実験は一連の研究の第1段階であるため、まず常温での分散状況を対象としたが、実機では鉛の分散状況は強く温度に依存することが分かっているので、今後、温度を高くした実験も予定している。

4. 実験結果と考察

4.1 浴内の気泡噴流の挙動

ガス流量 Q_g を標準値である $100\text{ cm}^3/\text{s}$ の周りに大きく変化させて気泡噴流の挙動を観察した。 $100\text{ cm}^3/\text{s}$ よりも小さい場合には、気泡噴流はノズルの真上に向かって上昇したが、2倍近い値になると壁面に沿って遥動が始まった。そこで、前述のように、ガス流量は $50\text{ cm}^3/\text{s}$ と $200\text{ cm}^3/\text{s}$ に設定して観察を行った。

4.2 液滴分散に及ぼす投入位置の影響

4箇所投入位置からフルオリナート 10.2 cm^3 を徐々に投入して100s経過後、ガスの吹き込みを止めたときの底面上に分散した滴の状況をFig. 2に示す。濃いハッチング部分は直径が5mm以上の滴が見られるところ、薄い箇所は5mm未満の滴が見られるところである。フルオリナートは、前述のように出口径1mmのロートからゆっくりと投入した。モデル化したときの投入時間である322sをかけて連続的に同一流量で投入することは難しく、100sで終了したが、予備実験で確認したところ、100sと322sで分散状態に殆ど相違は見られなかった。したがって、循環時間が約10sであるから、フルオリナート滴の投入時間は浴内液体の循環時間 T_c の約10倍あれば、それ以上の投入時間の場合と比較してフルオリナートの分散に影響しない。

フルオリナート滴の分散状態は気泡噴流の真上の位置であるaから投入したときが最も良好であることが分かる。投入位置bでは、aと同様に滴は底面全体に分散するが、bの真下に多くの滴がそのまま落下する傾向が見られた。また、投入位置cでは、この位置が気泡噴流の中心からずれているために、水の上昇流が十分強くなく、滴は気泡噴流からやや遠ざかる方向に流されるものの全体的には、cの

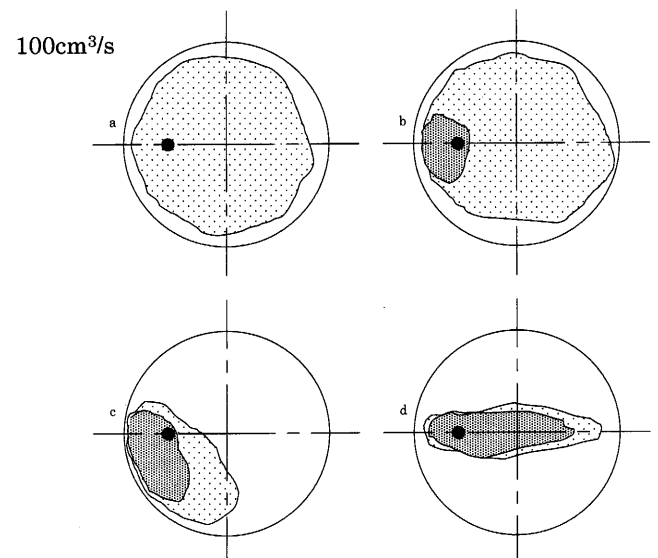


Fig. 2. Effect of fluorinert charge position on its dispersion in the bath.

周辺にそのまま落下している。一方、投入位置dでは、気泡噴流によって誘起された大きなスケールの循環流がa点からb点を経由して浴中心方向へ向かうため、投入されたフルオリナートは、この循環流に乗って運ばれ、a点とb点を通る直径の周りに分散した。

いずれにしても、ガス流量が $100\text{ cm}^3/\text{s}$ の標準条件の場合には、ノズルの上に形成される気泡噴流の中心、すなわちノズルの真上に投入すると最も効率よく液滴を分散させることができる。

4.3 液滴分散に及ぼすガス流量の影響

フルオリナートの投入位置をaに固定し、ガス流量 Q_g を標準値 $100\text{ cm}^3/\text{s}$ の2倍ならびに1/2にしたときの結果を Fig. 3 に示す。ガス流量 Q_g が $200\text{ cm}^3/\text{s}$ のとき、ノズルの上に形成された気泡噴流は真上に上昇することなく、容器側壁にそって周期的な揺動を呈した。揺動の周期は約 0.45 s である。著者らの以前の研究によれば、この揺動は容器径 D に固有な振動であり、浴深 H_L にはほとんど依存しないことが分かっている¹⁷⁾。

このような揺動が生じると、あたかも投入位置aとcの間を周期的に移動させながらフルオリナートを投入したかのような状態となって、Fig. 3の左の図に示す分散状態が得られたものと考えられる。したがって、このような揺動が実操業において現れると、好ましくない結果が予想される。

一方、 Q_g を $50\text{ cm}^3/\text{s}$ にした場合には、上昇流が弱くなるために投入位置aの周辺のみでフルオリナート滴が分散すると予想される。Fig. 3の右の図に示すように、大部分は予想通りaの周辺に分散したが、一部は前節の投入位置bに関して述べたように、循環流に乗って反対側の壁近傍に達し、堆積した。

以上の実験結果から判断すれば、水モデルの標準条件の基となっている実操業条件下では、鉛の良好な分散状況が実現できているものと考えられる。滴の径を更に小さく、かつ均一に分散させるには、揺動の起こらない範囲でガス流量をできるだけ大きくすればよいと考えられる。

4.4 短時間投入実験

実操業の生産性を上げるには、鉛の投入時間をできるだけ短くできればよい。そこで、モデル実験における標準条件下の循環時間である $T_c=9.22\text{ s}$ よりも極めて短い 2.5 s で投入したところ、Fig. 4に示す結果が得られた。全体的にはFig. 2の分散状態に似ているが、投入位置がaの場合にも、均一分散は望むべくもないことが分る。

4.5 実操業への指針

今回の水モデルによる実験では、4.2で述べたようにフルオリナートの投入位置はガス吹き出し口の真上が最もよく、また4.3に記したように攪拌ガス流量は気泡噴流が揺動を始める直前の最大流量にするのが良いと考えられる。さらに投入時間は、循環時間 T_c の少なくとも約10倍以上

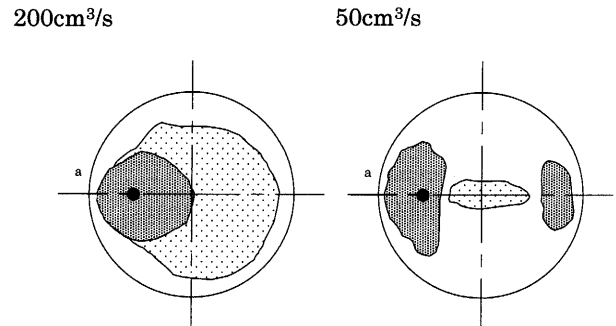


Fig. 3. Effect of gas flow rate on fluorinert dispersion in the bath.

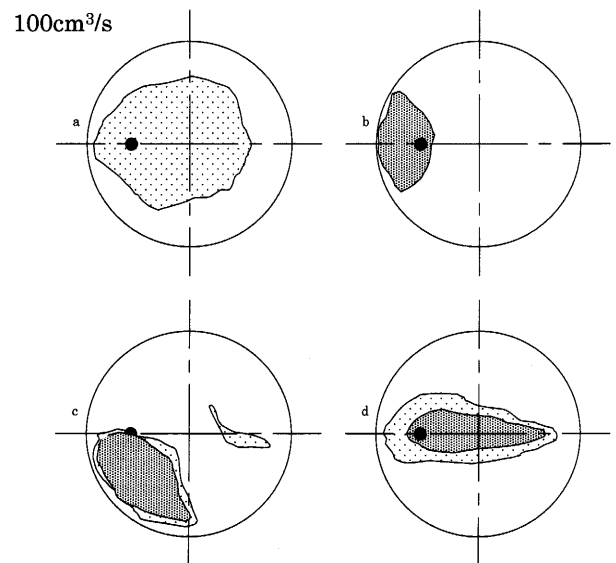


Fig. 4. Dispersion of fluorinert for short charge time.

あれば、それ以上の投入時間と比較してフルオリナートの分散に影響しないことが分かった。

実機においても溶鋼にPbを添加する場合の添加位置はガス吹き出し口の真上が最もPbの歩留りが良く、吹き出し口の真上を外れると急速に歩留りは低下する。このため、Pbが精度よく同じ位置に落下するように添加装置が造られてあるし、取鍋がPb添加装置の下に精度よくセットされる様に工夫している。

実機でのPb添加時の攪拌ガス流量については $800\sim 1200\text{ L/min}$ ・溶鋼 160 t の範囲では攪拌ガス流量の影響はあまり認められないが、この流量未満では歩留りは低下傾向が明瞭になってくる。この事は水モデルの実験で、ガス流量 Q_g を $100\text{ cm}^3/\text{s}$ から $50\text{ cm}^3/\text{s}$ に下げたときに、フルオリナートの分散が極めて悪くなった事と良く対応していると思われる。

高流量の側でも同様に、実機においても気泡噴流が揺動を始める直前の最大流量で攪拌しながらPbを添加する時に、Pbの歩留りが最も良くなる可能性がある。ただし、実機では強攪拌に十分な取鍋フリーボードがある場合においても、攪拌ガス流量増加によるスラグの溶鋼中への巻き

込み汚染、空気酸化による溶鋼汚染、さらにはスブラッシュ（溶鋼飛沫）飛散などの問題があり、これらはPbを添加する時期が溶鋼精錬後の鑄造直前の工程であるだけに、溶鋼の清浄度を維持して極低酸素の高信頼性鉛鋼の鑄片を製造するには何れも適さない。この様な理由で実機での攪拌ガス流量1200 L/minはほぼ限界条件である。

実機でのPbの投入時間については一般に大きいほうが良いと言われており、循環時間 T_{cr} の20倍未満の実績を持たないが、 T_{cr} の20倍から40倍の範囲ではPbの歩留りへの影響はほとんど認められない。この点についても水モデルによる結果は実機における知見と矛盾せず、今回採用した水—フルオリナート系が溶鋼へのPbの分散を実験するモデルとして適当であったと考えられる。

今回の実験では、温度の影響については全く調査せず、それ以外の要因に関しての整理を試みた。緒言で述べたように、実機では鉛の分散状況（歩留り）は温度に依存することが分かっているので、今後、温度を高くした実験も検討し、温度依存性の理由を明らかにしていきたい。

5. 結論

快削鋼精錬時の鉛分散に関する水モデルから得られた主な成果は次のようにまとめられる。

(1) 鉛のモデルであるフルオリナート滴を浴内に均一に分散させるには、気泡噴流の中心、すなわちノズルの真上から投入するとよい。

(2) フルオリナート滴の均一分散には、吹き込みガス

流量が強く関与しており、気泡噴流の揺動が起こらない範囲でガス流量をできるだけ大きくするとよい。

(3) フルオリナート滴の投入時間は浴内液体の循環時間 T_c の約10倍あれば、それ以上の投入時間と比較してフルオリナートの分散に影響しない。

文 献

- 1) A.Takayama: *Spec. Steel*, **42** (1993), No. 6, 12.
- 2) T.Ohno: 96th and 97th Nishiyama Memorial Lecture, ISIJ, (1984).
- 3) K.O.Miller and J.F.Elliot: *Trans. AIME*, **218** (1960), 900.
- 4) T.Araki, A.Koyanagi, T.Yamagami and H.Ohashi: *Tetsu-to-Hagané*, **45** (1959), 240.
- 5) A.E.Load and N.A.Parlee: *Trans. AIME*, **218** (1960), 644.
- 6) A.Kimura: 96th and 97th Nishiyama Memorial Lecture, ISIJ, (1984), 136.
- 7) N.Tsunekage: Doctor Dissertation, Himeji Institute of Technology, (2002), 90.
- 8) A.Kimura, K.Namiki and T.Nakamura: *Electr. Furn. Steel*, (1989), 251.
- 9) T.Ohnishi, Y.Takagi, T.Ohshiro, H.Koarai and H.Matsuyama: *Kobe Steel Eng. Rep.*, **33** (1983), No. 1, 85.
- 10) A.Aoki, H.Ishii and Y.Kinomoto: *CAMP-ISIJ*, **10** (1997), 961.
- 11) K.Kamo, S.Takaba, T.Kanie and T.Yamada: *Tetsu-to-Hagané*, **70** (1984), No. 12, S973.
- 12) Y.Kosaka and M.Iguchi: *J. JSEM*, **5** (2005), No. 3, 216.
- 13) O.J.Ilegbusi, M.Iguchi, W.Wahnsiedler: *Mathematical and Physical Modeling of Materials Processing Operations*, Chapman & Hal/CRC, Boca Raton, (1999).
- 14) M.Iguchi, M.Kaji and Z.Morita: *Metall. Mater. Trans. B*, **29B** (1998), 1209.
- 15) M.Iguchi, J.Tani, T.Uemura, H.Kawabata, H.Takeuchi and Z.Morita: *ISIJ Int.*, **29** (1989), No. 4, 309.
- 16) M.Iguchi, H.Takeuchi and Z.Morita: *ISIJ Int.*, **31** (1991), No. 3, 248.
- 17) H.Ihira, M.Iguchi and S.Hosohara: *ISIJ Int.*, **43** (2003), No. 8, 1283.