

旋回する溶鋼噴流によって攪拌される円筒浴の 均一混合時間に関する水モデル実験

吉田 仁*・井口 大亮*²・井口 学*²

Water Model Experiment on Mixing Time in a Cylindrical Bath Agitated by Swirling Molten Steel Jet

Jin YOSHIDA, Daisuke IGUCHI and Manabu IGUCHI

Synopsis : Water model experiments were carried out on a continuous refining process using swirl motion of a molten steel jet. Mixing time was measured by the electric conductivity method. The mixing time was strongly affected by the volume of the liquid flowing in the circulation system. The effect of swirl motion on the mixing time became significant as the aspect ratio of the bath decreased and the inner diameter of the bath increased. The mixing time in a bath agitated by swirling liquid jet was shorter than that of the same scale bath agitated by swirling bubbling jet because of smaller energy loss. An empirical equation was proposed for the mixing time as a function of the aspect ratio, the inner diameter of the bath, and the volume of the liquid in the circulation system.

Key words: mixing time; jet; swirl motion; refining; blending; mixing; cylindrical vessel.

1. 緒言

液体の攪拌操作に関する研究は、主に化学工学分野で発達してきた^{1,2)}。鉄鋼精錬プロセス分野においても、攪拌操作の低コスト化および高効率化は重要な課題であり、現在、機械式攪拌^{3,4)}、バブリング^{5,6)}、電磁力攪拌^{7,8)}等の攪拌操作が行われている。筆者らは、新規攪拌手段として旋回噴流による攪拌を提案しており⁹⁻¹³⁾、以下にその概要を述べる。

液体を満たした円筒容器底部中心の単孔ノズルからガスあるいは液体を噴流状態になるように吹き込むと、噴流によって誘起された液流れにより縦方向の循環流が発生する。ガス流量あるいは液流量をある臨界値以上に増加させると液面が不安定となって液面の自励振動が発生し^{14,15)}、特定の条件においては噴流が旋回する。気泡噴流においては、浴面からランス型ノズルを浸漬させて下方にガスを吹き込んでも同様な旋回が発生する¹⁰⁾。筆者らは過去の研究において、旋回気泡噴流における均一混合時間を水モデル実験により測定し、均一混合時間に関する実験式を導出している¹²⁾。底吹き、J型トップランスによる吹込みのいずれのガス吹込み方法においても、噴流が旋回しない場合より旋回する場合の方が均一混合時間は短くなっていた。

これまで鉄鋼分野において、旋回噴流による攪拌操作中の液面スロッシングは、耐火物溶損の問題、耐震の問題等により避けられてきた¹⁶⁻¹⁹⁾。しかしながら、耐火物の開発や地震等における耐震構造技術の進展は日進月歩であり、

コストパフォーマンス的な観点も含めて上記諸問題を克服する日はそれほど遠くないと筆者らは期待を寄せている。したがって旋回噴流攪拌技術は、鉄鋼精錬分野の次世代攪拌技術に位置付けられると見なしてよいであろう。鉄鋼以外の分野において旋回噴流攪拌は、北国特有の問題である融雪技術²⁰⁾をはじめ、酪農等で発生する排水処理²¹⁾等に導入されて実績を上げている。

前報¹³⁾では、旋回溶鋼噴流による新たな省エネルギー型連続精錬プロセスを提案するとともに、水モデル実験を行い旋回水噴流の発生条件を明らかにした。さらに旋回水噴流の基本特性として液面の振幅に関する実験式を導出し、噴流の旋回周期に対しては容器を外部から加振したときに現れる回転スロッシングの周期に関する理論式が適用できることを明らかにしている。本研究では、旋回液体噴流の攪拌特性に着目し、トレーサが浴内に投入されてから均一に分散するまでの均一混合時間を測定して実験式を導出した。本研究で用いた装置はバッチ式のものであるのに対して、前報¹³⁾で提案した旋回溶鋼噴流による処理は連続式である。バッチ式と連続式で攪拌特性の相違が生じると考えられるが、本研究においては第一段階としてバッチ式における旋回液体噴流の均一混合時間を調査した。

液体噴流による攪拌操作は化学工学、土木工学、環境工学の各分野において広く用いられており、均一混合時間に関しても様々な報告が成されている²²⁻²⁹⁾。そこで本研究で導出した均一混合時間の実験式と比較を行った。さらに旋回液体噴流と旋回気泡噴流の均一混合時間を比較し、旋回

平成15年10月1日受付 平成15年12月16日受理 (Received on Oct. 1, 2003; Accepted on Dec. 16, 2003)

* 科学技術振興機構研究成果活用プラザ北海道 (Innovation Plaza Hokkaido, Japan Science and Technology Agency)

* 2 北海道大学大学院工学研究科 (Graduate School of Engineering, Hokkaido University, North 13 West 8 Kita-ku Sapporo 060-8628)

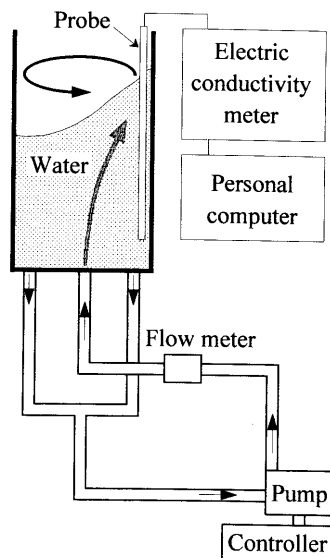


Fig. 1. Schematic illustration of experimental apparatus.

Table 1. Geometry of apparatus.

D [m]	d_{nen} [m]	V_{pipe} [$\times 10^{-6} m^3$]
0.130	0.005	650, 1140, 1440
0.200	0.010	1900
0.309	0.013	2180

液体噴流の攪拌特性の相違について検討した。

2. 実験方法

実験装置の概要を Fig. 1 に示す。透明アクリル製円筒容器の底部には、中心に吹込みノズル、その周囲の四箇所に吸い込みノズルが設置されている。容器内径 D および吹込みノズル内径 d_{nen} は Table 1 に示す 3 種類を用いた。吸い込みノズルの詳細に関しては、前報¹³⁾を参照されたい。容器内には 25°C のイオン交換水が浴深 H_L になるように満たされ、前報¹³⁾の巡回液体噴流の発生条件を基にして浴のアスペクト比 (H_L/D) が $0.4 \leq H_L/D \leq 1.2$ において実験を行った。容器下方に設置したポンプによって水を循環させて吹込みノズル上方に流量 Q_L の噴流を発生させた。

浴内の均一混合時間 T_m を測定するためのトレーサーとして、濃度 1 mol/L の KCl 水溶液を用いた。水 $1 \times 10^{-3} m^3$ に対して KCl 水溶液を $1 \times 10^{-6} m^3$ 投入した。浴内の電気伝導度は、電気伝導度計により測定した。電気伝導度計のプロブは、先端が容器壁面より 0.01 m、容器底部より 0.02 m の位置になるよう設置されている。電気伝導度計の出力電圧はパーソナルコンピュータに取り込まれた。Fig. 2 に履歴の一例を示す。均一混合時間 T_m は、トレーサーを投入 ($t=0$) してから電気伝導度 (出力電圧) の終端

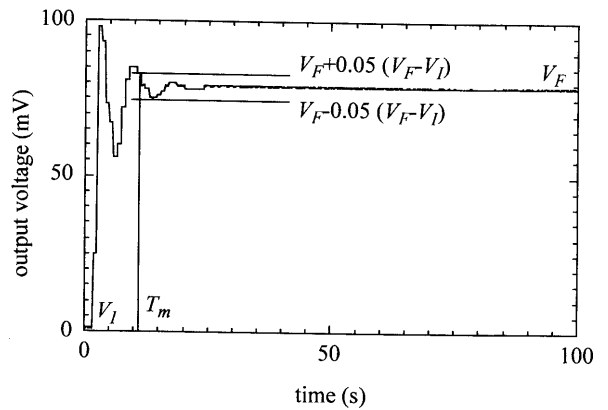


Fig. 2. Definition of mixing time, T_m .

値 V_F に対して初期値 V_i と終端値 V_F の差の $\pm 5\%$ に収まるまでの時間とした。さらに同条件において三回測定を行い、その平均値を均一混合時間の測定値とした。予備実験として、均一混合時間に対するプロブの位置およびトレーサー投入位置の影響を調査し、影響がないことを確認している。水噴流による攪拌において Maruyama ら²⁷⁾は、浴内のみならず配管部に電気伝導度計のプロブを設置しても均一混合時間に対する測定位置の影響がないことを報告している。

本実験においては、浴体積 V_{bath} に対する配管部の体積 V_{pipe} が十分に小さくないために、均一混合時間に対する配管部の影響が現れることが予想される。したがって、容器内径 $D=0.130 m$ の容器に対しては 3 種類の V_{pipe} で実験を行い、その他の容器の V_{pipe} も含めて Table 1 に表記してある。

また、 $D=0.309 m$ の容器に関しては、浴面に直径 $D_{disk}=0.150 m$ の円盤を設置し、噴流が回転しないようにした条件下で均一混合時間を測定した。円盤の設置により回転が発生しない場合と回転が発生する場合の均一混合時間を比較し、浴内の攪拌に対する噴流の巡回効果を調査した。

3. 結果と考察

3.1 巡回液体噴流の均一混合時間に関する実験式の導出

3.1.1 均一混合時間に対する吹込みノズル内径および浴内レイノルズ数の影響

Fig. 3 は、均一混合時間 T_m に対する吹込みノズル内径 d_{nen} の影響を表している。図中の H_L/D はアスペクト比である。均一混合時間 T_m は水流量 Q_L に依存するが、本実験の範囲では吹込みノズル内径 d_{nen} の影響は受けていない。

Fig. 4 は、均一混合時間 T_m と滞留時間 T_R の比に対する浴内のレイノルズ数 Re_{bath} の影響を表している。滞留時間とは、液体が装置内を一循環する時間のことである。したがって T_m/T_R は攪拌効果の指標の一つであり、その値が小さいほど攪拌効率が高いことを意味する。 T_R と Re_{bath} は以下のように定義される。

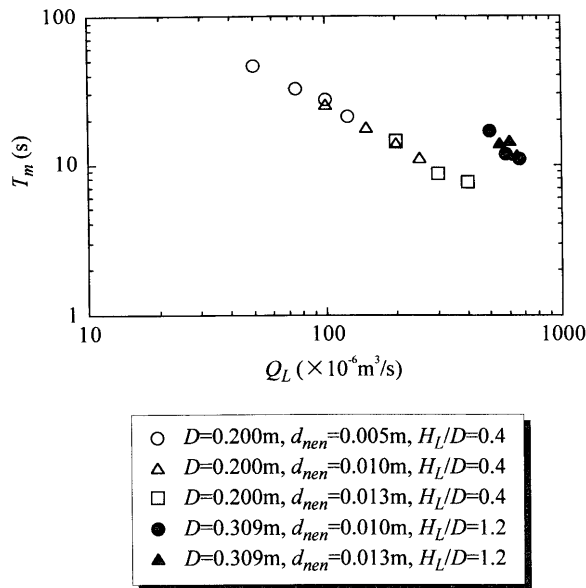


Fig. 3. Effect of nozzle diameter d_{nen} on mixing time T_m .

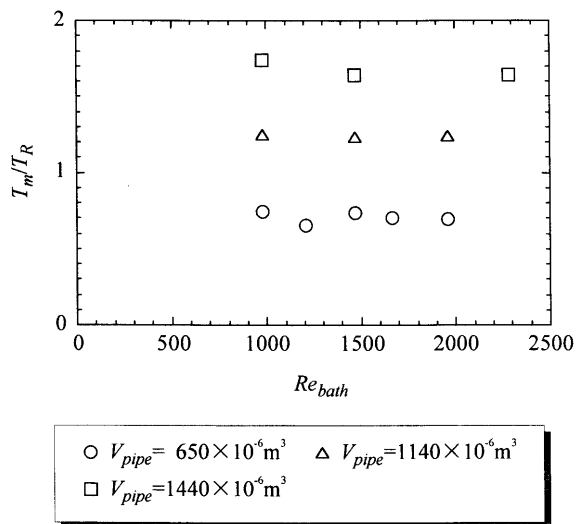


Fig. 4. Relation between T_m/T_R and Re_{bath} [$D=0.130\text{m}, H_L/D=0.4$].

$$T_R = \frac{V_{bath} + V_{pipe}}{Q_L} \dots\dots\dots(1)$$

$$Re_{bath} = \frac{DU_{bath}}{v_L} \dots\dots\dots(2)$$

$$U_{bath} = \frac{4Q_L}{\pi D^2} \dots\dots\dots(3)$$

ここで、 U_{bath} は容器断面における液体の空塔速度、 v_L は液体の動粘度を表している。Fig. 4の Re_{bath} は、 $D=0.130\text{m}$ 、 $v_L=0.891 \times 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$ と一定であるために、式(2)、(3)から Q_L のみの関数となるのがわかる。また、 V_{pipe} ごとにプロットしているため、Fig. 4は Q_L が T_m/T_R に及ぼす影響を表している。本実験の条件範囲内では T_m/T_R に対する Re_{bath} の影響はほとんど無く、 T_m/T_R を Q_L に対して一定値と見なすことができる。

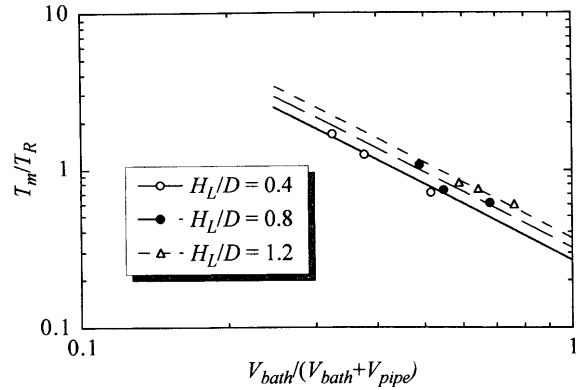


Fig. 5. Relation between T_m/T_R and $V_{bath}/(V_{bath}+V_{pipe})$ [$D=0.130\text{m}, d_{nen}=0.013\text{m}$].

3・1・2 T_m/T_R に対する配管部の体積 V_{pipe} の影響

Fig. 4において、配管部の体積 V_{pipe} の増加とともに T_m/T_R が増加している。これは、配管内における液体の攪拌効果が浴内の攪拌効果に対して非常に小さいためである。配管部ではエルボ部やT字部およびポンプ内インペラー部において大きな乱れが生じ、その乱れは配管の断面方向に対して攪拌効果があると考えられる。しかしながら、配管部において液体の輸送方向は一方向であり、配管長さや配管内径の比が非常に大きいことから配管の長手方向に対する攪拌効果は小さい。それに対して浴内においては、様々な要因により攪拌が行われており、以下に詳細を説明する。

攪拌操作における一般的な攪拌要因は、「循環」、「乱れ」の二つであるが、旋回噴流攪拌では「波動」を加えた三要因となる。つまり、噴流により縦方向の循環流が発生し、乱れ成分が大きい噴流そのものが旋回して、激しい液面の波動との相乗効果で高い攪拌効果を得ることが出来る。また、噴流と浴内の液体の回転方向が逆¹⁾であることが攪拌効果をさらに向上させている。

Fig. 5は、 T_m/T_R と液全体積中の浴体積の割合 $V_{bath}/(V_{bath}+V_{pipe})$ の関係を表しており、例えば $H_L/D=0.4$ についてはFig. 4に示した各 V_{pipe} に対する T_m/T_R の平均値をプロットしてある。いずれのアスペクト比においても、 $V_{bath}/(V_{bath}+V_{pipe})$ が小さいほど、すなわち $V_{pipe}/(V_{bath}+V_{pipe})$ が大きいくほど T_m/T_R は大きくなっており、旋回液体噴流による攪拌操作では配管部の体積が液全体の攪拌に大きな影響を及ぼしていることが分かった。

3・1・3 T_m/T_R に対するアスペクト比 H_L/D の影響

Fig. 5において、浴のアスペクト比が小さいほど T_m/T_R は小さくなっていった。またFig. 6は、旋回噴流における均一混合時間と浴面に円盤を設置して噴流が旋回しない場合の均一混合時間を比較したものである。アスペクト比が小さいほど、噴流の旋回による攪拌効果が大きく現れており、Fig. 5と同じ傾向にある。前報¹³⁾において、噴流の旋回周期はアスペクト比が0.4以上になると容器内径 D のみの関数となることを報告している。したがって、本実験の条件

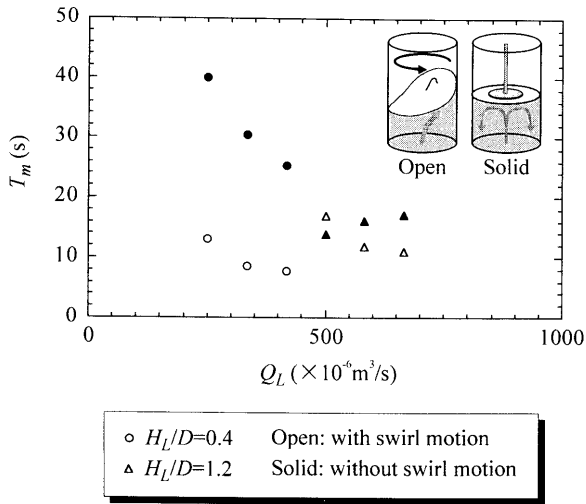


Fig. 6. Comparison of T_m with swirl motion and without swirl motion [$D=0.309$ m, $d_{nen}=0.010$ m].

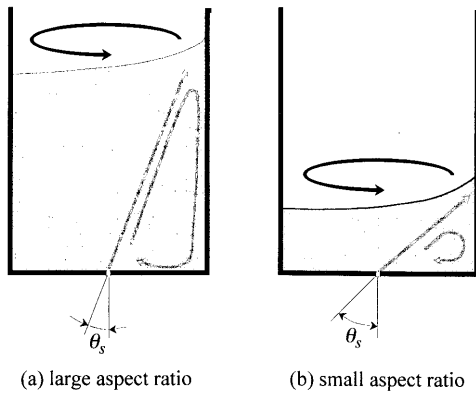


Fig. 7. Schematic illustration of flow pattern.

範囲では噴流の旋回周期はアスペクト比の影響を受けない。アスペクト比较大的場合は、Fig. 7(a)のように噴流の旋回角度 θ_s が小さく、浴内の攪拌は鉛直方向の循環流支配となる。それに対してアスペクト比が小さい場合は、Fig. 7(b)のように旋回角度 θ_s が大きくなるために旋回噴流が直接影響を及ぼす領域が増え、浴内の攪拌が旋回流支配となるためであると考えられる。Takatsukaら¹²⁾は底吹き旋回気泡噴流において、旋回気泡噴流における均一混合時間 T_m と旋回無しの気泡噴流における均一混合時間 T_{mb} の比に対するアスペクト比の影響に関して本研究と同様の傾向を得ており、その理由に関しては言及されていないが上記理由によるものと考えられる。

Fig. 5において、各アスペクト比によって T_m/T_R に関する近似式は以下のように表すことができる。

$$\frac{T_m}{T_R} = a_k \left(\frac{V_{bath}}{V_{bath} + V_{pipe}} \right)^{-1.6} \dots\dots\dots (4)$$

式(4)の a_k をアスペクト比の影響に着目して容器内径により整理すると Fig. 8 を得る。係数 a_k はアスペクト比 H_L/D の関数として式(5)で表すことができる。

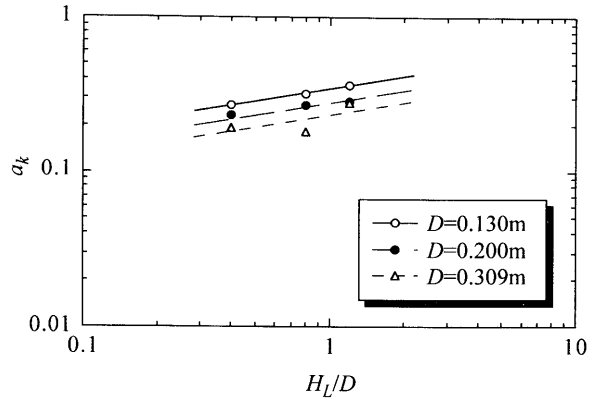


Fig. 8. Relation between a_k and H_L/D .

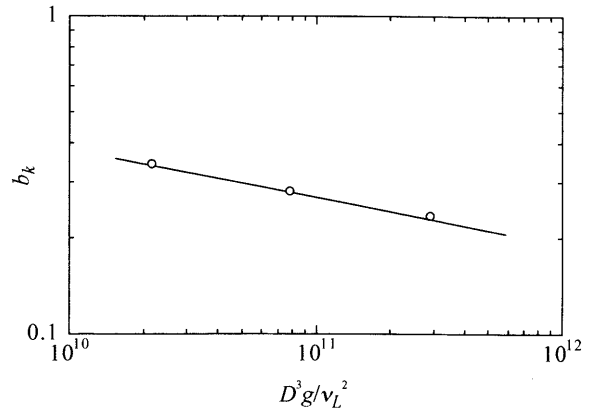


Fig. 9. Relation between b_k and D^3g/v_L^2 .

$$a_k = b_k \left(\frac{H_L}{D} \right)^{0.27} \dots\dots\dots (5)$$

3・1・4 T_m/T_R に対する容器内径 D の影響

式(5)の係数 b_k は、容器内径 D の影響を受けている。Takatsukaら¹²⁾は、旋回気泡噴流における均一混合時間に対する容器内径の影響を考えるに際して、噴流が浴断面を一回りする間に運動量交換の行われる距離に着目している。この距離はストークスの第一問題³⁰⁾を基にして決定している。容器内径 D を噴流が浴内を一回りする間に運動量交換の行われる距離 L で除した値は以下のように表すことができる¹²⁾。

$$\frac{D}{L} = \left(\frac{D^3g}{v_L^2} \right)^{0.25} \dots\dots\dots (6)$$

ここで g は重力加速度である。本研究においては、整理の簡便化のために式(6)の両辺の4乗を用いて式(5)の b_k を整理すると Fig. 9 を得ることができ、 b_k は以下の式で表される。

$$b_k = 12 \left(\frac{D^3g}{v_L^2} \right)^{-0.15} \dots\dots\dots (7)$$

したがって、式(1)、式(4)、式(5)、式(7)から T_m に

関する実験式として式(8)が得られる。

$$T_m = 12 \left(\frac{V_{\text{bath}} + V_{\text{pipe}}}{Q_L} \right) \left(\frac{v_L^2}{D^3 g} \right)^{0.15} \left(\frac{H_L}{D} \right)^{0.27} \left(\frac{V_{\text{bath}} + V_{\text{pipe}}}{V_{\text{bath}}} \right)^{1.6} \dots\dots\dots(8)$$

Fig.10は、Fig.3の測定値を式(8)から計算される均一混合時間 T_m と比較している。実線と破線が計算値である。なお、Fig.3において均一混合時間に対する吹込みノズルの影響は無視できることが明らかであるために、プロットは容器径とアスペクト比で分類してある。式(8)は測定値を良く近似しており、他のすべての測定値も Fig.11に示すように $\pm 20\%$ の偏差で近似できる。

3.2 従来の液体噴流攪拌における均一混合時間に対する実験式との比較

従来、液体噴流攪拌下の均一混合時間に関する研究はいくつかあるが、それらはすべて旋回現象の生じない場合について行われている。Patwardhanら²²⁾は従来の均一混合時間に関する実験式を表にまとめている。その中でも本研究と関係のある縦型円筒容器内における噴流攪拌を扱ったものを選択し、式(8)と比較する。

Fossett²³⁾は、円筒容器底部の様々な位置および角度に設置した単孔もしくは二孔ノズルの角度を変えて噴流攪拌を行い、均一混合時間に関する式(9)を導いている。

$$T_m = 8D^2 / (Q_L U_{\text{nozzle}})^{0.5} \quad (Re_{\text{nozzle}} \geq 4500) \dots\dots\dots(9)$$

$$Re_{\text{nozzle}} = \frac{d_{\text{nen}} U_{\text{nozzle}}}{\nu_L} \dots\dots\dots(10)$$

$$U_{\text{nozzle}} = \frac{4Q_L}{\pi d_{\text{nen}}^2} \dots\dots\dots(11)$$

ここで、 U_{nozzle} は吹込みノズル出口速度、 Re_{nozzle} はノズル出口におけるレイノルズ数である。ただし、単孔ノズルはコーナーにのみ設置している。二孔ノズルはT字型をしており、ノズルの傾斜角度は小さい。しかしFossett²³⁾は均一混合時間に対するノズルの位置および形状の影響を無視して式(9)を導出している。

Van de Vusse²⁴⁾は、円筒容器底部コーナーより単孔ノズル傾斜角度 $\theta_{\text{nozzle}} = 25 \text{ deg.}$ において実験を行い、式(12)を導いている。

$$T_m = 8.7D^2 \sin \theta_{\text{nozzle}} / (d_{\text{nen}} U_{\text{nozzle}})^{0.5} \dots\dots\dots(12)$$

沖田ら²⁵⁾は、 $0 \leq \theta_{\text{nozzle}} \leq 90$ において実験を行い、均一混合時間に対するノズル傾斜角度の影響は小さいと見なし、式(13)を提案している。ただし単孔ノズルは容器底部の中心あるいはコーナーに設置されている。

$$T_m = 5.5 \left(\frac{d_{\text{nen}}}{U_{\text{nozzle}}} \right) \left(\frac{D}{d_{\text{nen}}} \right)^{1.5} \left(\frac{H_L}{d_{\text{nen}}} \right)^{0.5} \quad (5000 \leq Re_{\text{nozzle}} \leq 10^5) \dots\dots\dots(13)$$

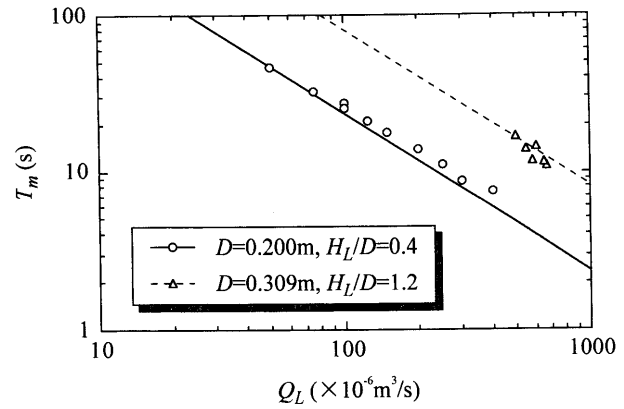


Fig. 10. Comparison of Eq. (8) with measured values of T_m .

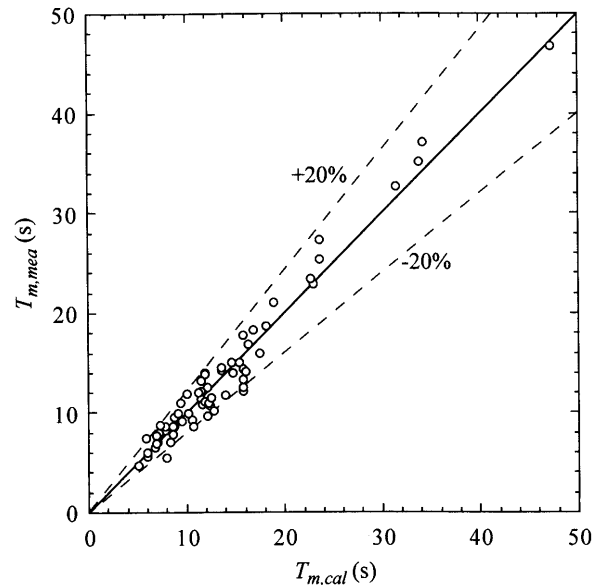


Fig. 11. Relation between $T_{m,\text{mea}}$ and $T_{m,\text{cal}}$.

Grenvilleら²⁶⁾は、コーナーに設置した単孔ノズルの傾斜角度も考慮して次式を提案している²²⁾。

$$T_m = k \frac{D^2 H_L}{U_{\text{nozzle}} d_{\text{nen}} L_{\text{jet}}} \dots\dots\dots(14)$$

ここで L_{jet} は、ノズルから噴流が浴面もしくは容器壁面に到達するまでの距離を表しており、本研究ではノズルが容器底部に鉛直上向きに設置されてあることから、 $L_{\text{jet}} = H_L$ と見なすことができる。なお、 k は $\theta_{\text{nozzle}} > 15 \text{ deg.}$ のとき $k = 9.34$ であり、 $\theta_{\text{nozzle}} < 15 \text{ deg.}$ のとき $k = 13.8$ である。本研究では、 $\theta_{\text{nozzle}} = 90 \text{ deg.}$ であることから $k = 9.34$ である。

式(9)、(12)、(13)、(14)を式(1)の形に変形すると式(15)~(18)を得る²⁷⁾。

$$\frac{T_m}{T_R} = 9 \frac{d_{\text{nen}}}{H_L} \quad (Re_{\text{nozzle}} \geq 4500) \dots\dots\dots(15)$$

$$\frac{T_m}{T_R} = 8.7 \frac{d_{\text{nen}} \sin \theta_{\text{nozzle}}}{H_L} \dots\dots\dots(16)$$

$$\frac{T_m}{T_R} = 5.5 \frac{d_{nen}}{(DH_L)^{0.5}} \quad (5000 \leq Re_{nozzle} \leq 10^5) \dots\dots\dots(17)$$

$$\frac{T_m}{T_R} = 9.34 \frac{d_{nen}}{H_L} \dots\dots\dots(18)$$

ここで、式(9)、(12)、(13)、(14)は V_{bath} に対して V_{pipe} が非常に小さい条件で行われているために $V_{pipe}=0$ と見なしている。なお、式(16)を本研究に適用する場合は $\theta_{nozzle}=90$ deg.とすればよい。本実験条件下では、 $9800 \leq Re_{nozzle} \leq 84900$ であり、式(15)、(17)が適用可能である。またMaruyamaら²⁷⁾は、様々なノズルの設置深さ、および角度を設定して実験を行い、式(19)を得ている。

$$\frac{T_m}{T_R} = k' \frac{d_{nen}}{L_{jet}} \quad (2.5 \leq k' \leq 8, Re_{nozzle} > 30000) \dots\dots\dots(19)$$

式(15)、(16)、(18)、(19)が導かれた攪拌法では、ノズルが容器底部コーナーに設置されている場合^{23,24,26,27)}、もしくは二孔ノズルが容器底部中心に設置された場合²³⁾であり、噴流が容器中心において鉛直上方を向いていない。したがって、アスペクト比および液流量に関わらず、噴流の旋回現象は発生しない。なお、式(17)で表される沖田ら²⁵⁾の実験では、 $\theta_{nozzle}=90$ deg.のとき、本研究と同様に容器底部より鉛直上方噴流を発生させて容器底部近傍より排水する実験が行われているが、旋回は発生しない。それは次の理由による。彼らの実験条件は、 $H_L/D=1.0$ で修正ロスビー数 Ro_m ¹³⁾が $Ro_m \leq 2.5 \times 10^{-5}$ であり、筆者らが前報で報告した旋回発生条件¹³⁾ $3.0 \times 10^{-3} \leq Ro_m \leq 7.0 \times 10^{-3}$ と比べて十分に小さいために噴流は旋回しない。

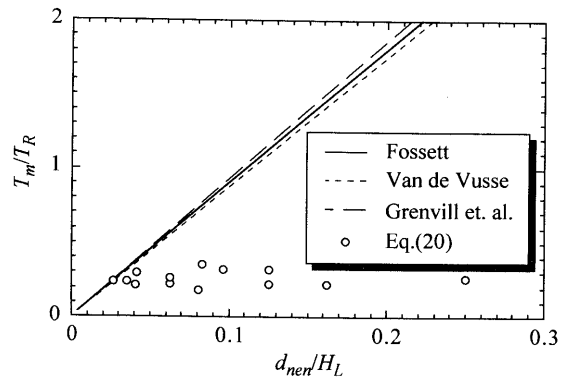
本実験の装置では、配管の影響が大きいため T_m の測定値を従来の式と直接比較することができない。そこで、式(8)において $V_{pipe}=0$ とした式(20)に本実験条件を代入した値と従来の式を比較した。

$$T_m = 12 \left(\frac{V_{bath}}{Q_L} \right) \left(\frac{v_L^2}{D^3 g} \right)^{0.15} \left(\frac{H_L}{D} \right)^{0.27} \dots\dots\dots(20)$$

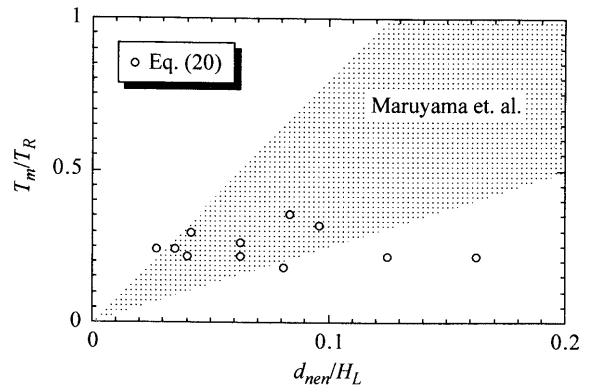
Fig.12, Fig.13に示すように、横軸の値が大きくなるほど式(20)の計算値は式(15)~(19)より小さくなっていった。ノズル内径 d_{nen} 、容器内径 D が一定と仮定すると、Fig.12, 13において H_L が減少つまりアスペクト比 H_L/D が減少するとともに式(20)の計算値と式(15)~(19)の差が大きくなる事が分かる。これは3・1・3で説明した様に、アスペクト比が小さくなるほど攪拌に対する旋回の効果が大きくなるためであると考えられる。

Foxら²⁸⁾、Laneら²⁹⁾は、均一混合時間ファクターとして f_0 を定義して、 f_0 と Re_{nozzle} の関係から均一混合時間を導いている。

$$f_0 = \frac{T_m(d_{nen} U_{nozzle})^{2/3} g^{1/6}}{H_L^{0.5} D} \dots\dots\dots(21)$$



(a) Comparison of Eq.(20) with Fossett, Van de Vusse, and Grenvill et. al.



(b) Comparison of Eq.(20) with Maruyama et. al.

Fig. 12. Relation between T_m/T_R and d_{nen}/H_L .

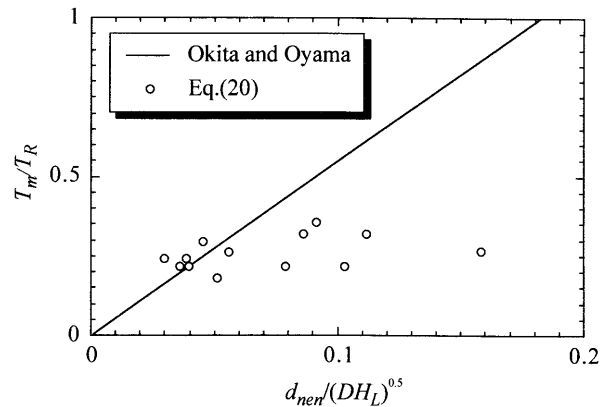


Fig. 13. Relation between T_m/T_R and $d_{nen}/(DH_L)^{0.5}$.

Foxら²⁸⁾は容器底部コーナーから単孔ノズルを用いて噴流を発生させている。Laneら²⁹⁾は容器底部中心において上向きに設置した単孔ノズルを使用しており、平底円筒容器と丸底円筒容器の二種類で実験を行っている。しかしながら、液体を水面近傍から排水しているために噴流の旋回は発生していないと考えられる。 f_0 と Re_{nozzle} の関係式は提示されていないが、文献中のグラフ^{28,29)}から読み取るとFig.14が得られる。プロットは式(20)から計算した値であり、Foxら²⁸⁾、Laneら²⁹⁾らの値よりも下側に位置している。

以上のことから、円筒容器内における単孔ノズルを用いた液体噴流攪拌では、本研究の旋回噴流攪拌の方が優れて

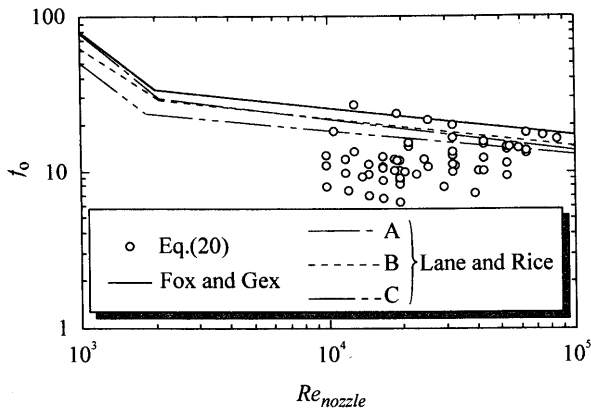


Fig. 14. Relation between f_0 and Re_{nozzle} [A: inclined side entry jet in a flat base cylindrical vessel, B: axial vertical jet in a flat base cylindrical vessel, C: axial vertical jet in a hemispherical base cylindrical vessel].

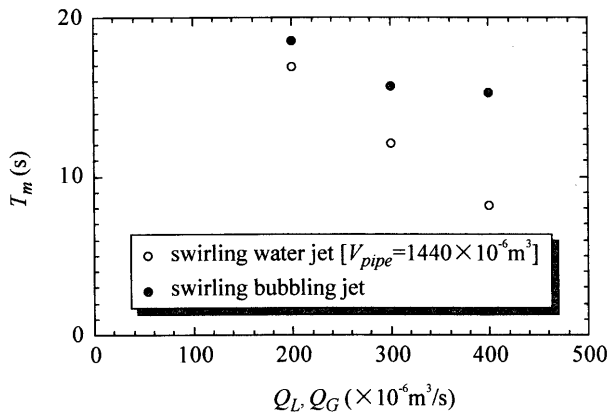


Fig. 15. Comparison between T_m in swirling water jet and T_m in swirling bubbling jet [$D=0.200$ m, $d_{nen}=0.013$ m, $H_L/D=0.4$].

いることが分かる。また、本実験条件範囲内では $T_m/T_R < 1$ であり、液体が装置内を一回循環するよりも速く均一に攪拌が行われることを意味している。これは、噴流によって周りの液体が巻き込まれて配管内の流量より浴内の循環流量が大きくなるためである²⁷⁾。したがって、本研究の実験装置のようにループ式にする必要はなく、前報¹³⁾で提案した連続式においても浴内で十分に攪拌が行われると推測される。連続式処理における均一混合時間に関しては、今後の課題としたい。

3.3 旋回気泡噴流における均一混合時間との比較

Fig.15は、旋回液体噴流と旋回気泡噴流の均一混合時間の比較を示している。浴内の液体量を等しくしても、旋回気泡噴流と比べて旋回液体噴流攪拌の方が配管内体積だけ液体体積が大きくなる。それにも関わらず、Fig.15では旋回液体噴流攪拌の方が均一混合時間が短くなっている。気泡噴流では、気泡の上昇に伴って流動する液体により攪拌が行われて気泡から液体への運動量の伝達に損失が生じる。それに対して液体噴流では、この損失が小さい。その結果、流量が大きくなるに従って、旋回気泡噴流と旋回液

体噴流の均一混合時間の差が大きくなったと考えられる。

4. 結言

旋回溶鋼噴流攪拌による精錬プロセスに関する水モデル実験を行い、攪拌特性を調査した。本研究では第一ステップとしてバッチ式の装置を用いて均一混合時間を測定し、以下の実験式を導出した。

$$T_m = 12 \left(\frac{V_{bath} + V_{pipe}}{Q_L} \right) \left(\frac{v_L^2}{D^3 g} \right)^{0.15} \left(\frac{H_L}{D} \right)^{0.27} \left(\frac{V_{bath} + V_{pipe}}{V_{bath}} \right)^{1.6}$$

円盤を用いて旋回を抑制した条件および旋回気泡噴流の均一混合時間と旋回液体噴流の均一混合時間を比較した結果、旋回液体噴流による攪拌力は気泡噴流攪拌と比べて非常に大きいことが分かった。

記号

a_k	: 式(4)の係数 (-)
b_k	: 式(5)の係数 (-)
d_{nen}	: 吹込みノズル内径 (m)
D	: 容器内径 (m)
D_{disk}	: 円盤直径 (m)
f_0	: 均一混合時間ファクター (-)
g	: 重力加速度 (m/s ²)
H_L	: 浴深 (m)
k	: 定数 (-)
k'	: 定数 (-)
L	: 噴流が巻き込む周囲の液層の厚さ (m)
L_{jet}	: 噴流の軸長さ (m)
Q_g	: 空気流量 (m ³ /s)
Q_L	: 液流量 (m ³ /s)
Re_{bath}	: 浴断面におけるレイノルズ数 (-)
Re_{nozzle}	: ノズル出口におけるレイノルズ数 (-)
t	: 時間 (s)
T_m	: 均一混合時間 (s)
T_{mb}	: 旋回しない底吹き気泡噴流における均一混合時間 (s)
T_R	: 滞留時間 (s)
U_{bath}	: 噴流の空塔速度 (m/s)
U_{nozzle}	: 噴流のノズル出口速度 (m/s)
V_{bath}	: 浴体積 (m ³)
V_{pipe}	: 配管内液体体積 (m ³)
V_F	: 終端電圧 (mV)
V_I	: 初期電圧 (mV)
ν_L	: 液体の動粘度 (m ² /s)
θ_{nozzle}	: ノズルの傾斜角度 (deg.)
θ_s	: 噴流の旋回角度 (deg.)

文献

- 1) 化学工学便覧第5版, 化学工学会編, 丸善, 東京, (1988), 889.
- 2) Engineering Data on Mixing, ed. by R.Mezaiki, M.Mochizuki and K.Ogawa, Elsevier, Tokyo, (2000).
- 3) Y.Nakai, I.Sumi and Y.Kikuchi: *CAMP-ISIJ*, **15** (2002), 216.
- 4) M.Maniruzzaman and M.Makhlof: *Metall. Mater. Trans. B.*, **33B** (2002), 305.
- 5) K.Naito, S.Kitamura and Y.Ogawa: *Ironmaking Steelmaking*, **29** (2002), 209.
- 6) T.Fabritius, P.Kupari and J.Harkki: *Scand. J. Metall.*, **30** (2001), 57.
- 7) S.Asai: *Tetsu-to-Hagané*, **75** (1989), 32.
- 8) S.Taniguchi, K.Ueno, K.Takahashi, K.Maitake and M.Okubo: *CAMP-ISIJ*, **16** (2003), 6.
- 9) M.Iguchi, S.Hosohara, T.Kondoh, Y.Itoh and Z.Morita: *ISIJ Int.*, **34**

- (1994), 330.
- 10) M.Iguchi, T.Uemura, H.Yamaguchi, T.Kuranaga and Z.Morita: *ISIJ Int.*, **34** (1994), 973.
 - 11) M.Iguchi, T.Kondoh, T.Uemura, F.Yamamoto and Z.Morita: *Exp. Fluids*, **16** (1994), 255.
 - 12) Y.Takatsuka and M.Iguchi: *ISIJ Int.*, **41** (2001), 124.
 - 13) J.Yoshida, D.Iguchi, M.Shitara and M.Iguchi: *ISIJ Int.*, **43** (2003), 1890.
 - 14) H.Madarame, K.Okamoto and M.Iida: *J. Fluids Structure*, **16** (2002), 417.
 - 15) J.Zheng, K.Kataoka, T.Yoshimura and N.Ohmura: *J. Chem. Eng. Jpn.*, **36** (2003), 147.
 - 16) I.Yamasaki, Y.Tozaki, N.Aoki, H.Nakajima and Y.Watanebe: *Tetsu-to-Hagané*, **70** (1984), S1002.
 - 17) H.Hiraoka, Y.Takeda, Y.Nakao, Y.Akamatsu, K.Hikita and M.Mimura: *Tetsu-to-Hagané*, **70** (1984), S1003.
 - 18) T.Imai, E.Ikezaki, K.Kishigami, T.Inoshita, M.Inatomi and M.Sasakawa: *Tetsu-to-Hagané*, **72** (1986), S294.
 - 19) Y.Fukuzawa, S.Furuyama, S.Iwasaki and A.Fukuzawa: *Tetsu-to-Hagané*, **79** (1993), 464.
 - 20) M.Iguchi, Y.Sasaki, K.Sasaki and J.Yoshida: *Jpn. J. Multiphase Flow*, **16** (2002), 232.
 - 21) M.Shitara and Y.Shimizu: Tokachi Mainichi Shinbun, May 29th, (2001).
 - 22) A.W.Patwardhan and S.G.Gaikwad: *Trans. Inst. Chem. Eng.*, **81** (2003), 211.
 - 23) H.Fossett: *Trans. Inst. Chem. Eng.*, **29** (1951), 322.
 - 24) J.G.Van de Vusse: *Chem. Ing. Tech.*, **31** (1959), 583.
 - 25) N.Okita and Y.Oyama: *Kagaku Kogaku Ronbunshu*, **27** (1963), 252.
 - 26) R.K.Grenville: Proc. 9th European Conf. on Mixing, Paris, (1997), 67.
 - 27) T.Maruyama, Y.Ban and T.Mizushina: *J. Chem. Eng. Jpn.*, **15** (1982), 342.
 - 28) E.A.Fox and V.E.Gex: *AIChE J.*, **2** (1956), 539.
 - 29) A.G.C.Lane and P.Rice: *Ind. Eng. Chem. Proc. Des. Dev.*, **21** (1982), 650.
 - 30) H.Schlichting: *Boundary Layer Theory*, 7th ed., translated by J.Kestin, McGraw-Hill, New York, (1979), 90.