

論 文

噴流式攪拌による取鍋精錬法のモデル解析

藤井徹也*・小口征男*・住田則夫*・江見俊彦*²

Model Analyses on Pulsating Mixing Process for Ladle Refining of Molten Steel

Tetsuya FUJII, Yukio OGUCHI, Norio SUMIDA, and Toshihiko EMI

Synopsis:

Pulsating Mixing (PM) process has been devised for refining molten steel in ladle. The objectives of the new process are summarized as follows:

- (1) Retaining the same ability in deoxidation and alloy trimming as those of RH treatment.
- (2) Minimizing the contamination of steel, such as rephosphorization and reoxidation, arising from top slag during the treatment.
- (3) Significantly decreasing operation cost and investment in comparison with those for RH- or DH-process.

Water model experiments have been carried out with a 1/3 scale model apparatus for investigating the feasibility of the process, showing that the process satisfies the above requirements. A mathematical model has been developed based on the water model experiments for the basic designing of a commercial scale PM facility. The dimensions and operational conditions of the facility have been discussed to achieve the same stirring intensity, hence the same ability in deoxidation treatment, as that obtainable in RH treatment.

1. 緒 言

鉄鋼材料に対する需要家の要求が高度となるにつれて鋼材品質の向上と安定化を目的とした各種の取鍋精錬法が開発されてきた。とりわけ、一貫製鉄所の量産鋼材の処理を主な目的とする DH や RH 式真空脱ガス法は量産鋼材への品質上の要求をほぼ満足する精錬特性を有するものと考えられ、その普及はめざましい。また、アーク加熱設備を有する ASEA-SKF や LF, VAD 法は、溶鋼温度降下の点で精錬時間の制約を除き、大量の合金添加や脱硫と脱酸を目的としたフラックス処理ができることなど、従来の取鍋精錬装置の機能を拡大し、高級鋼材の製造に使用されている。

一方、以上のような多機能型の精錬法とは異なり、真空精錬機能のない取鍋精錬法（簡易取鍋精錬法）が広く用いられている。この方法は、気泡攪拌を利用し、目的に応じた技術を加えることによつて溶鋼の温度と成分の均一化や合金添加、介在物の減少などに対して、種々のプロセスが実用化されている。脱酸と成分調整に優れる CAS 法²⁾や SAB 法³⁾がその代表である。Al ワイヤ添加法⁴⁾や Al 弾発射法⁵⁾も簡易取鍋精錬時の合金添加法として優れた方法といえる。これらの方法は、設備費と

操業費が安価で、処理に伴う溶鋼温度降下量も少ないといった長所があり、大量生産に適したプロセスである。しかし、転炉などの一次精錬炉から流入するスラグによる溶鋼の再酸化や復燐が生じやすく、処理効果の向上のためには特別のくふうを要する。また、Al 濃度の微量調整精度や処理後の酸素濃度に代表される溶鋼の清浄性の向上効果の点で大気やスラグによる溶鋼の再酸化が少ない真空脱ガス法に劣る。

著者らは、簡易取鍋精錬法におけるこれらの問題点の解決を目的として噴流式攪拌による取鍋精錬法を考案した。すなわち本法の目的は、真空精錬機能を除けば RH や DH 式真空脱ガス法と同等の機能を有し、しかも、操業費と設備費が真空脱ガス法と比較してはるかに安価な簡易取鍋精錬法の開発にある。本法の開発に関して、1/3 規模の水モデル実験を行い、取鍋内の攪拌状況や流動の制御性などを検討した。さらに、水モデル実験結果に基づいて数式モデルを展開し、100t 溶鋼を対象とした実験用実設備について検討した。

2. PM 法の原理と特徴

RH や DH 式真空脱ガス法（以後、RH 法、DH 法と略記）では取鍋底部ほど強く攪拌されて浴表面の攪拌

昭和 55 年 4 月本会講演大会にて発表 昭和 56 年 9 月 9 日受付 (Received Sept. 9, 1981)

* 川崎製鉄(株)技術研究所 (Research Laboratories, Kawasaki Steel Corp., 1 Kawasaki-cho Chiba 260)

*² 川崎製鉄(株)技術研究所 理博 (Research Laboratories, Kawasaki Steel Corp.)

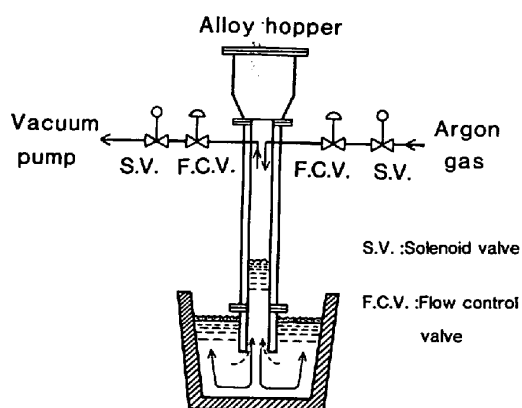


Fig. 1. Principle of PM process.

は弱い。一方、バブリング処理に用いられる気泡攪拌では取鍋浴表面近傍が強く攪拌され、底部に近づくにつれて弱くなる。気泡攪拌は溶鋼の復焼や再酸化など、浴上スラグの影響を受けやすいプロセスである。

攪拌様式に関する以上の相違点を考慮に入れて、Fig. 1 に示す噴流式攪拌による取鍋精錬法 (Pulsating Mixing Process, PM 法と略記) を考案した。PM 法の攪拌エネルギーは円筒内ガス圧力の周期的変動によって与えられる。すなわち、円筒内のガス圧力を減圧と常圧以上の加圧間で周期的に変動させて円筒内、外に溶鋼を流入、流出させ、流出流の運動エネルギーを溶鋼攪拌に利用する。

浴面上の密閉空間内のガス圧力変動を溶鋼攪拌に利用する方法は処理槽と吸上管からなる DH 法の開発当初にも考えられたが⁹⁾、現在工業化されている DH 法では周知のように取鍋、あるいは真空槽の周期的な上、下動が引き起こす噴流を溶鋼攪拌に利用する。噴流を利用する点では PM 法と類似であるが、PM 法では本体を単純な形状の円筒として空間容積を小とし、減圧期に吸入された溶鋼浴面を急速に加圧して高速噴流として取鍋中に排出する。

簡易取鍋精錬法として PM 法が具備すべき特徴は以下のように要約される。

- (1) 脱水素や脱炭などの真空精錬機能を除外する。
- (2) 装置と操業方法が単純である。
- (3) 溶鋼と耐火物の接触面積が小さい。
- (4) 以上の結果、設備と処理費用が低価である。
- (5) 溶鋼攪拌力の制御が容易である。
- (6) 処理時の温度低下量が小さい。
- (7) スラグによる溶鋼汚染、合金添加と成分調整、および、脱酸能の点でバブリング処理に優れる。

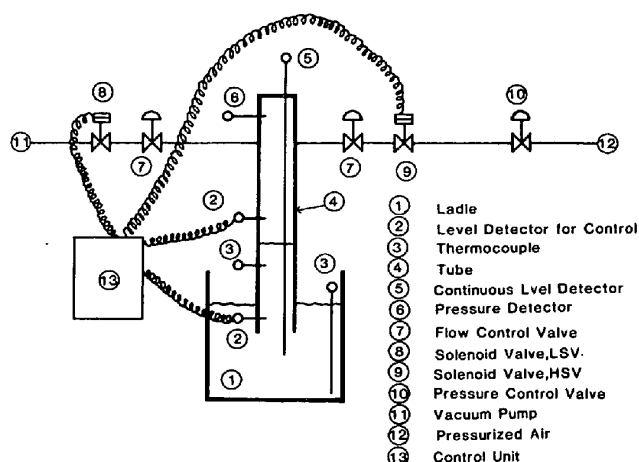


Fig. 2. Schematic view of experimental apparatus.

3. 水モデル実験

3.1 実験装置と方法

100 t 取鍋を想定した約 1/3 規模の透明アクリル樹脂製の取鍋と円筒を用いて水モデル実験を行った。実験装置の概略を Fig. 2 に示す。取鍋は内径 950 mm、深さ 1 000 mm、円筒の内径は 90 mm であり、ガス圧力制御のために円筒の上、下には液面検出器を設置した。円筒内の水の運動状況の測定には静電容量式の液面計を用い、また、ガス圧力の測定には半導体式圧力変換器を用い、それぞれ高速ペンレコーダに連続記録した。

円筒に接続された加圧用と排気用の 2 系列の配管途中に電磁弁を設置し、これらの電磁弁を交互に開閉することによって円筒内のガス圧力を変動させた。加圧用ガスには 5 atm の圧搾空気を用い、圧力および流量調節弁を用いて所定のガス流量とした。減圧、排気には排気容量が 0.45 m³/min の真空ポンプを用い、流量調節弁を用いて排気能力を調節した。

円筒内の水の運動の制御には前述の 2 個の液面検出器の信号と自動タイマーを用い、加圧用ガス配管と排気用配管中の電磁弁 (HSV, LSV と略記する) を自動開閉可能なように以下の 6 種類の制御回路を構成した。

(1) 二点液面制御 A: 液面検出器を用いて円筒内液面の上、下限位置を設定し、液面が上限位置に達した瞬間に HSV を開、LSV を閉とする。一方、液面が下限位置に達した瞬間には HSV を閉、LSV を開とする。

(2) 二点液面制御 B: 液面検出器の信号にかかわらず LSV は常時開とし、HSV は (1) と同じ動作をする。

(3) 一点液面制御 A: 液面の上限位置を設定し、液面が上限位置に達した瞬間にタイマーにて設定された時間間隔のみ HSV を開、LSV を閉とする。その後は

HSV を閉, LSV を開とする。

(4) 一点液面制御 B: 液面検出器とタイマーの信号にかかわらず LSV は常時開とし, HSV は(3)と同じ動作とする。

(5) 時間制御 A: タイマーにて設定された T_1 , T_2 の時間間隔に従って HSV と LSV を交互に開閉する。

(6) 時間制御 B: タイマーの信号にかかわらず LSV は常時開とし, HSV は(5)と同じ動作とする。

3.2 実験結果

3.2.1 円筒内の水の運動の制御性

前述の 6 種類の制御法を用いて, 円筒内の水の運動の制御性と運動状況を検討した。円筒内の水の運動状況の代表例を Fig. 3, 4 に示す。6 種類の制御法間には制御性に関する本質的な差がなく, ガスの給, 排気流量と液面検出器の設定位置, および, タイマーの時間設定値に応じて, Fig. 3 に示す振動タイプや Fig. 4 に示す鋸歯状タイプなど, 任意の運動状況の得られることが明らかとなった。実験結果を以下に要約する。

(1) 円筒内の水の運動はガス圧力制御によつて自由にコントロールできる。

(2) 6 種類の制御法は制御性に本質的な差はない。ただし, タイマーが介入する制御法では給, 排気ガス流量のより精度の高いコントロールが必要である。

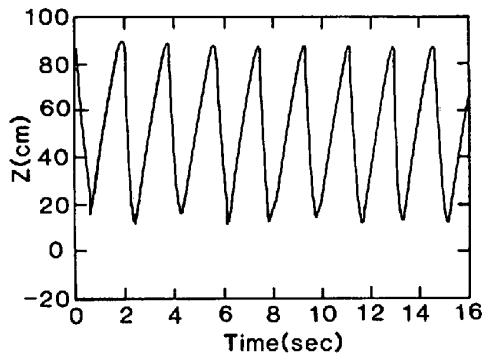


Fig. 3. Water level vs. time curve.

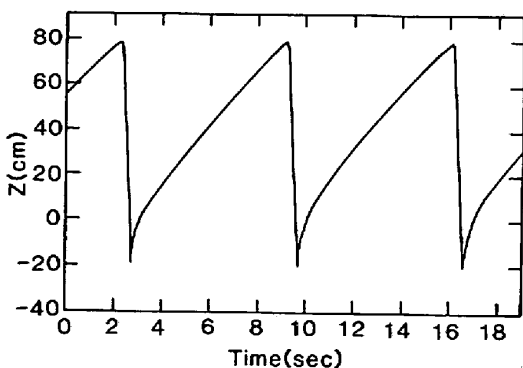


Fig. 4. Water level vs. time curve.

(3) 円筒下端から少量のガスが噴出する場合には, これらのガスは噴出水流に伴った微細気泡となつて取鍋底に衝突し, その後放射状に分散して浴中を浮上する。

(4) 円筒内でのブラッシュの発生を防止するためには, 振動タイプより鋸歯状タイプの運動が望ましい。

(5) 円筒内の水の下降流速を大とすれば取鍋内に十分な攪拌力が得られる。浴面近傍の攪拌力は弱い, 円筒内ガス圧力変動の周期が特定の値の時には共振現象が生じ, 浴面に周期的な波が発生する。このような共振現象は給, 排気ガス流量, あるいは, タイマーの設定時間を微小変化させることによつて防止できる。

以上のように, 本法は溶鋼攪拌法として優れた方法であり, いずれの制御法も使用可能と判断された。ただし, 溶鋼を用いる実設備では, 制御に使用可能な信頼性の高い液面検出器がないことや, 排気側での応答性に優れた流量制御が困難であることなど, 溶鋼の特殊性を考慮する必要がある。実設備の制御法としては, 液面検出値を制御信号として使用する必要のない時間制御 A, または B が最適と考えられる。

3.2.2 取鍋内の攪拌状況と均一混合時間

取鍋内のフローパターンの特徴について, 気泡攪拌との比較を以下に述べる。PM 法では, 排出期の下降流は円筒下端から噴流となつて取鍋底に衝突し, 底部で水平方向に放射状に分散して取鍋側壁に達し, 側壁に沿つた上昇流として減衰しながら浴面近傍まで達する。吸入期には円筒下端部周辺の水が円筒内に吸入され, 取鍋内の攪拌にはあまり寄与しない。

一方, 気泡攪拌では気泡柱内の混相流と気泡柱周辺の水が上昇流となり, 浴表面に近づくにつれてその勢いを増し, 浴表面で水平方向に放射状に分散した後取鍋側壁に沿つた下降流となつて減衰する。攪拌強度は, 気泡攪拌では浴表面近傍が最大であるのに対し, PM 法では取鍋底部が最大であり DH 法や RH 法に近い。溶鋼のスラグによる再酸化や復磷を考えると PM 法のフローパターンは取鍋精錬法として好ましいものといえる。

取鍋内の攪拌強度の特性値として均一混合時間を測定した。80~90°C の熱湯 2000 cm³ を浴面に静かに添加し, 白金測温抵抗体式温度差計を用いて浴表面から 100 mm 位置と取鍋底間の温度差を連続測温した。均一混合時間は, 温度差が最大温度差の 5% 以下となるに要する時間として求めた。均一混合時間 τ と圧力変動の周期 T の関係を Fig. 5 に示す。円筒内の液面の上限と下限位置間の距離として定義される水の運動ストローク ΔZ が大なるほど, また, T が小なるほど τ は小となり,

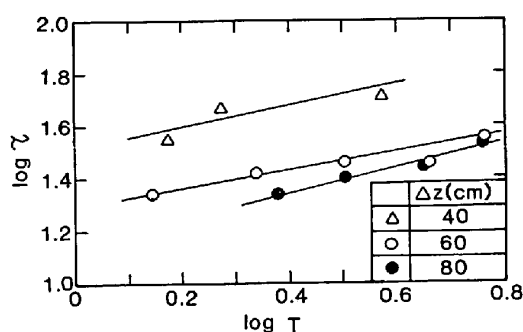


Fig. 5. Relation between period of oscillation (T) and mixing time, τ .

攪拌力が増大する。

20~60 s なる τ の測定結果に対応する攪拌エネルギー供給速度 $\dot{\epsilon}$ について、従来報告されている τ と $\dot{\epsilon}$ の関係から推察すると、PM 法の $\dot{\epsilon}$ は取鍋精錬装置として十分と判断される。

3.2.3 合金添加

合金添加、成分調整機能の検討を目的として、円筒内に添加された合金の取鍋への排出状況のモデル実験を行った。実験は、合金剤の種類に応じて以下の3方法とした。

(1) 実験A：溶鋼より密度が小さくて溶解に多少の時間を要する炭素粒を想定した 4~5 mm 径、密度 0.02 g/cm³ の発泡ポリスチロールの排出状況観察

(2) 実験B：溶鋼と密度がほぼ等しくて溶解に多少の時間を要する Fe-Mn, Si-Mn 合金を想定した 4~5 mm 径、0.9 g/cm³ 密度のポリプロピレン粒子の排出状況の観察

(3) 実験C：溶解所要時間が短かく、液体状態で円筒から排出されると考えられる Al を想定した熱湯の排出状況の測定

実験Aによれば、水面上に浮遊した発泡ポリスチロール粒子の排出速度は遅く、加圧期の円筒内液面位置が円筒下端と一致した場合にのみ排出可能であった。一方、実験Bによれば、水とほぼ同密度のポリプロピレン粒子は水の運動状況に依存せず水中に懸濁した状態で容易に排出できた。実験Cでは、約 80°C の熱湯 200 cm³ を円筒内に添加し、前述の温度差計を用いて取鍋浴面と同一レベルの円筒内と取鍋底部間の水温差を連続的に測定した。温度差の経時変化の代表例を Fig. 6 に示す。取鍋内の水温上昇を無視し、円筒内は完全混合状態であるとの仮定のもとに得られる(1)式の計算値は測定値とほぼ一致する。したがって、排出速度は円筒内の水の最小と最大体積の比である V_{\min}/V_{\max} に依存し、排出速度の増大のためには V_{\min}/V_{\max} を小とすることが効果的

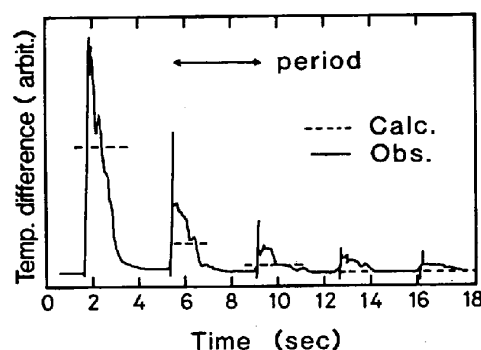


Fig. 6. Change in difference in temperature with time between water in tube and in ladle.

である。

$$\Delta T_n = (V_{\min}/V_{\max}) \Delta T_{n-1} \dots\dots\dots (1)$$

ここで、 ΔT_n は熱湯添加 n サイクル後の水温差であり、 V_{\max} , V_{\min} は円筒内の水の最大、最小体積である。

以上のモデル実験から、Fe-Mn, Fe-Si, および, Al などの合金添加は容易であり、炭素粒添加には円筒内容鋼の運動を精度よく制御する必要のあることが明らかとなった。

4. 円筒内流動の水モデル実験結果の解析

PM 法の取鍋内攪拌エネルギーは、円筒から流出する溶鋼が取鍋内に持ち込む運動エネルギーによつて供給される。円筒内の水の運動状況を数式モデル化することができれば攪拌エネルギーの推算が可能であり、従来の取鍋精錬装置の攪拌エネルギーと比較することによつて本法の実用化の検討が容易となる。また、数式モデルは、水モデル実験結果を実用規模装置にスケールアップする際に有力な手段となる。そこで、円筒内流動に関する数式モデルを作った。

4.1 数式モデル

Fig. 7 に示す記号に従つて数式モデルの基礎式を誘導する。円筒内、外の圧力差がなく、系が平衡状態にある時の浴面を Plane O として座標の原点とする。円筒内の圧力が P_1 まで減圧され、円筒内液面位置が Z_1 だけ上昇し、取鍋浴面が Z_2 だけ下降した瞬間を考える。Plane 1 と Plane 2 間に非定常ベルヌーイ式を適用すると、円筒断面積と取鍋断面積の比 S_1/S_2 が $S_1/S_2 \ll 1$ なる条件下で(2)式が得られる。

$$\frac{d^2 Z_1}{dt^2} + \frac{1}{2(h+Z_1)} \left\{ 1 + \eta e + \eta f \frac{h+Z_1}{R_h} \right\} \left(\frac{dZ_1}{dt} \right)^2 + \frac{Z_1}{h+Z_1} g + \frac{P_1 - P_2}{\rho(h+Z_1)} = 0 \dots\dots\dots (2)$$

ただし、 $dZ_1/dt \geq 0$ で、 $\eta = 1, e = \zeta$

$dZ_1/dt < 0$ で、 $\eta = -1, e = \xi$

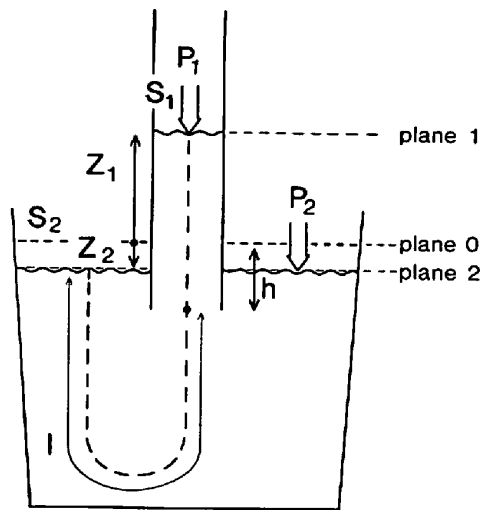


Fig. 7. Schematic representation of PM process with notations for the mathematical model.

- ここで、 g : 重力加速度
- h : 円筒の浸漬深さ
- f : 管壁摩擦係数
- P_1, P_2 : 円筒内, 外のガス圧力
- R_h : 円筒動水半径
- S_1, S_2 : 円筒, 取鍋の水平断面積
- t : 時間
- ρ : 液体密度
- Z_1 : 円筒内の液面位置
- ξ, ζ : 円筒下端の出口, 入口圧力損失係数

(2)式において P_2 は大気圧相当とし、 P_1 を時間の関数で与え、 $t=0$ で $Z_1=P_1/\rho g$ なる初期条件(周期運動であるため、定常状態の運動が達成されるまで計算すれば初期条件は結果に影響しない)のもとで数値計算すれば、円筒内液面位置が時間の関数として求められる。

以下に、攪拌エネルギー供給速度の基礎式を誘導する。円筒内、外の圧力 P_1, P_2 が dt 時間の間になす仕事を dW とすれば(3)式が得られる。

$$dW = \{-P_1 S_1 (dZ_1/dt) + P_2 S_2 (dZ_2/dt)\} dt \dots (3)$$

運動の一周期での平均仕事率 $(dW/dt)_{av}$ は、 dW/dt を周期 T で時間平均した(4)式で求められる。

$$\left(\frac{dW}{dt}\right)_{av} = \frac{1}{T} \int_t^{t+T} \left(\frac{dW}{dt}\right) dt \dots (4)$$

(4)式に(3)式を代入し、(2)式を用いて整理すると(5)式が得られる。

$$\left(\frac{dW}{dt}\right)_{av} = \frac{1}{T} \int_t^{t+T} \frac{1}{2} \rho S_1 \left\{ e + f \left(\frac{Z_1+h}{R_h}\right) \left(\frac{dZ_1}{dt}\right)^3 \right\} dt \dots (5)$$

(5)式右辺の{ }内の第1項は円筒下端での吸入

時、排出時の圧力損失を、第2項は円筒管壁での摩擦損失を表す。(5)式の $(dW/dt)_{av}$ のうちで取鍋内の攪拌に利用されるものは排出期 $(dZ_1/dt < 0)$ の圧力損失項であり、吸入期 $(dZ_1/dt > 0)$ の圧力損失項と管壁の摩擦損失項は円筒内の攪拌に参与するのみで取鍋内の攪拌には利用されない。したがって、取鍋内の攪拌に供されるエネルギーの供給速度 $\dot{\epsilon}$ (以後、攪拌エネルギー供給速度と称する)は(6)式で与えられる。

$$\dot{\epsilon} = \frac{1}{T} \int_t^{t+T} \frac{1}{2} \rho S_1 e \beta \left(\frac{dZ_1}{dt}\right)^3 dt \dots (6)$$

ここで、 $dZ_1/dt < 0$ で $\beta = -1$
 $dZ_1/dt \geq 0$ で $\beta = 0$

(2)式は振動系の微分方程式と類似で、固有振動が存在する。円筒内ガス圧力変動に要するエネルギーを取鍋内容鋼の攪拌エネルギーに転換するに際しては、加、減圧の周期と系の固有振動周期を同期させることがエネルギー転換効率の点で有利と考えられる。そこで、本系の固有振動周期を解析した。Fig. 7において、平衡浴面(Plane 0)から Z_0 の位置で溶鋼に微小振動を与える。(2)式において、左辺の第2項は無視できる程小さいので(7)式が得られる。

$$\frac{d^2 Z_1}{dt^2} = -\frac{g}{h+Z_1} \left(Z_1 + \frac{P_1 - P_2}{\rho g} \right) \dots (7)$$

微小振動であるので、 $h+Z_1 \approx h+Z_0$ とすると(7)式の解は(8)式、また、その周期 T_0 は(9)式ようになる。

$$Z_1 = A \sin \{ \sqrt{g/(h+Z_0)} t \} - (P_1 - P_2)/\rho g \dots (8)$$

$$T_0 = 2\pi \sqrt{(h+Z_0)/g} \dots (9)$$

ここで、 A は定数、 Z_0 は振動の中心位置であり圧力 P_1 (自由振動であるので定数)に対応する溶鋼柱高さ($Z_0 = P_1/\rho g$)である。

4.2 水モデル実験結果の解析

数式モデルを用いて水モデル実験結果を解析した。実験時に測定した円筒内圧力の経時変化を(2)式中の P_1 として使い、 P_2 は大気圧として(2)式の数値計算を行い、円筒内液面の経時変化を算出し、また、同時に、(6)式を用いて $\dot{\epsilon}$ を算出した。液面位置の計算値と測定値を比較しFig. 8に示す。これらの計算では、計算値と測定値の差を最小とするように、円筒出口、入口圧力損失係数を $\xi = 2.0, \zeta = 0.5$ とし、管壁摩擦係数 f は平滑管に対する(10)式の10倍の値とした。 f 値が大となった原因は、円筒内の流れが非定常流のためと考えられるが数式モデルのパラメータの意味もある。

$$f = 0.005(5.3/D)^{0.314} \dots (10)$$

ここで、 D は円筒内径(cm)である

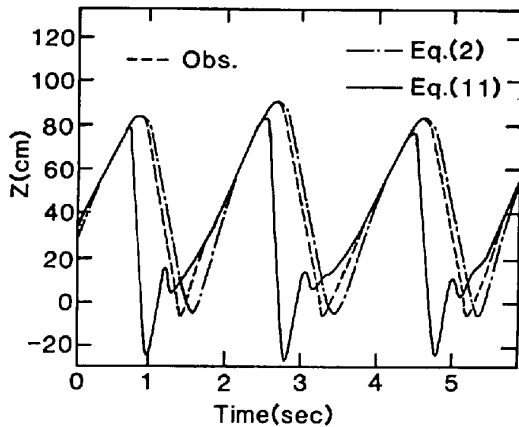


Fig. 8. Comparison of observed and calculated water level vs. time.

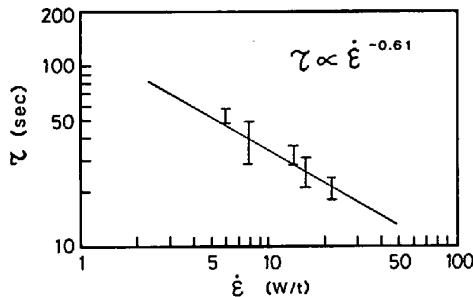


Fig. 9. Relation between rate of supply of stirring energy ($\dot{\epsilon}$) and perfect mixing time, τ .

図中には、(2)式の第1, 第2項を無視して得られる(11)式から算出される液面位置を併記した。

$$Z_1 = (P_2 - P_1) / \rho g \dots\dots\dots (11)$$

減圧期で圧力変化速度が小さい中期以後 ($Z = 40 \sim 80$ cm) では(2), (11)式による計算値と測定値はほぼ一致する。しかし、加圧期や減圧開始時 ($Z = 0 \sim 40$ cm) のように圧力変化速度が大きい期間では、(2)式と(11)式の計算値間には差が生じ、流動の動的な効果を考慮した(2)式の計算値が測定値に近い。

攪拌エネルギー供給速度 $\dot{\epsilon}$ と均一混合時間 τ 間には、

$$\tau \propto \dot{\epsilon}^{-n}$$

なる関係があり⁶⁾、 n の値は $0.23 \sim 0.54$ の範囲にあると報告されている⁷⁾。そこで、PM法についても水モデル実験で測定された τ と(2), (6)式から算出される $\dot{\epsilon}$ を用いて(12)式の関係を検討した。結果を Fig. 9 に示す。図中の直線の傾きから n 値を求めると $n = 0.61$ となり、上述の値より大きい。PM法の攪拌はRH法や気

泡攪拌法と異なりDH法と同様の非定常攪拌である。PM法では攪拌エネルギーが0.5s程度の短時間内に鋭敏なパルス状に供給され、DH法の8~10s間⁸⁾に渡る滑らかな供給法とも異なる。 n 値の異なる理由は、定常供給とパルス状非定常供給の差によるものと推察されるがその内容は明らかでない。

5. 100 t 実験用実設備の検討

水モデル実験を近似可能な数式モデルが得られた。そこで、数式モデルに基づいて、RH法と同等の攪拌力が得られるPM設備の基本条件を検討した。なお、PM法の取鍋内フローパターンはRH法と類似であるので、RH法と同等の攪拌エネルギーが供給できれば、溶鋼温度や成分の均一化のみならず、脱酸処理時の脱酸速度や到達酸素濃度において、PM法はRH法と同じ処理効果が期待できる。

RH法の浸漬管耐火物寿命に関する従来の実績を考慮に入れて、数式モデルを用いて円筒寸法と基本操作条件を決定した。結果を Table 1 に示す。以下に、基本操作条件が円筒内容鋼の運動と攪拌エネルギー供給速度に及ぼす影響について述べる。

5.1 加圧速度

系の固有振動などの影響を除いて、加圧速度 dP/dt のみの影響を明らかにするために以下の計算を行った。すなわち、円筒内を最小圧力 P_{min} まで排気して溶鋼を吸入し、この状態で保持された円筒内圧を種々の dP/dt で最大圧力 P_{max} まで急加圧し、円筒内容鋼を排出した。この際に、円筒から排出される溶鋼が取鍋内容鋼に供給するエネルギー W を算出した。

以上の操作を数式表現すると、(13), (14)式のようになる。

$$W = \int_0^T \frac{1}{2} \rho \beta S_1 e \left(\frac{dZ_1}{dt} \right)^3 dt \dots\dots\dots (13)$$

$$\left. \begin{aligned} &t < 0 \text{ で, } P_1 = P_{min} \\ &0 \leq t < t_1 \text{ で, } P_1 = P_{min} + (dP/dt) t \\ &t_1 \leq t < T \text{ で, } P_1 = P_{max} - (P_{max} - P_{min}) \\ &\quad (t - t_1) / (T - t_1) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (14)$$

ここで、 T は加、減圧の周期であり、 t_1 は加圧期の時間 $[= (P_{max} - P_{min}) / (dP/dt)]$ である。

(14)式の条件下で(2), (3)式を計算した。結果を

Table 1. Standard conditions for calculations.

| Tube dia. | Immersion depth | Maximum pressure | Minimum pressure | Rate of pressurizing | Period of pressure change |
|-----------|-----------------|------------------|------------------|----------------------|---------------------------|
| 300 mm | 600 mm | 1.39 atm | 0.34 atm | 2.63 atm/s | 4.0 s |

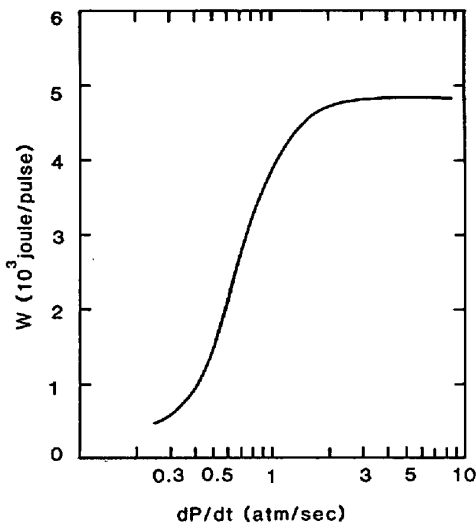


Fig. 10. Effect of rate of pressure increase (dp/dt) on the stirring energy supplied by one pulsation (W).

Fig. 10 に示す。 W は dP/dt の増加とともに増大するが 2 atm/s 以上の領域で飽和傾向を示し、2.5 atm/s 以上ではほぼ一定値となる。PM 法の $\dot{\epsilon}$ を RH 法と同程度 (5~10 W/t steel) とするには、 $T=4$ s で 2000~4000 joule/pulse の W が必要であり、この条件を満足する dP/dt は 1 atm/s 以上である。前述の飽和傾向が現われる 2 atm/s 以上の dP/dt が達成可能なように加圧ガス供給系の能力を決定した。

5.2 加、減圧の最大、最小圧力

5.1 と同様な計算方法を用いて、 W に及ぼす P_{\max} と P_{\min} の影響を検討した。結果を Fig. 11, 12 に示す。 W に及ぼす P_{\max} と P_{\min} の影響はほぼ等しく、 P_{\max} の増加、あるいは、 P_{\min} の減少とともに W はほぼ直線的に増加する。ただし、 P_{\max} を無制限に増大することはできず、Table 1 の条件下では、1.4 atm 以上とすると円筒下端からガスの噴出が生じる。ガスが噴出する条件下では、ガス気泡によつてスラグと溶鋼の界面が攪拌され、スラグによる溶鋼汚染が生じるものと予想される。また、 P_{\min} についても制限条件があり、0.1~0.2 atm 以上の高真空度を用いることは排気ポンプのエネルギー使用効率の点で不利である。

Fig. 11 と Fig. 12 によれば、 W は P_{\max} と P_{\min} の差として定義される圧力ストローク ΔP によつてほぼ決まるので、所定の W が得られる ΔP に基づいて P_{\max} と P_{\min} を決定した。

5.3 平均圧力と円筒浸漬深さ

平均圧力 $P_{\text{mean}} = [(P_{\max} + P_{\min})/2]$ が W に及ぼす影響を検討した。この計算では、 ΔP が一定の条件で

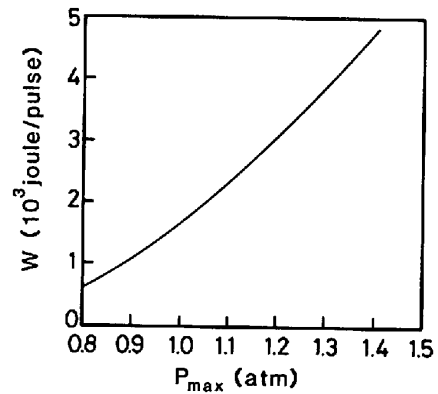


Fig. 11. Effect of maximum pressure, P_{\max} , on the stirring energy, W , supplied by one pulsation.

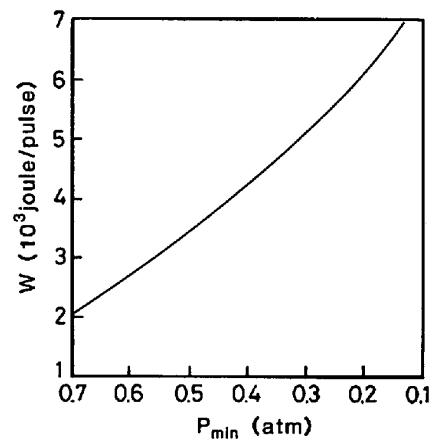


Fig. 12. Effect of minimum pressure, P_{\min} , on the stirring energy, W , supplied by one pulsation.

P_{\max} と P_{\min} を同時に変化させて P_{mean} のみを変更した。 P_{mean} の W に及ぼす影響は小さく、したがつて同一の ΔP であれば排気ポンプ能力が小さくても処理可能である P_{mean} の高い領域での操業が有利である。

さらに、円筒の浸漬深さ h についても同様な検討を行ったが、 P_{mean} と同様にその影響は小さく、耐火物使用量を減らすには h は小さいほどよい。

5.4 仮想圧力変動パターン下での溶鋼流動と攪拌エネルギー

以上の計算によれば、Table 1 の条件下で 4000~5000 joule/pulse の攪拌エネルギーが供給可能であり、4~6 s の圧力変動周期を用いると 10 w/t の攪拌エネルギー供給速度が得られる。そこで、鋸歯状の仮想の圧力変化を円筒内に与え、溶鋼の運動状況と攪拌エネルギー供給速度を算出した。試算条件は Table 1 に従い、 P_{\max} から P_{\min} 間の排気時間を変化させて圧力変動周期を変更した。計算結果の代表例を Fig. 13, 14 に示す。圧力変動周期 T が 1.2 s の Fig. 13 では、溶鋼運動が圧力変動に追従できず、溶鋼運動のストローク ΔZ は圧力変動のストロークより小さい。 $T=3.4$ s の Fig. 14

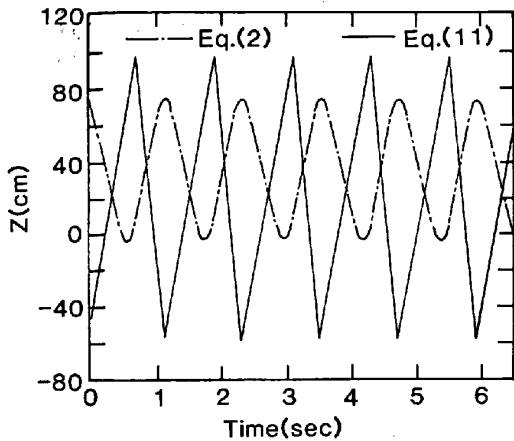


Fig. 13. Molten steel level vs. time as calculated by assuming ideal pressure change.

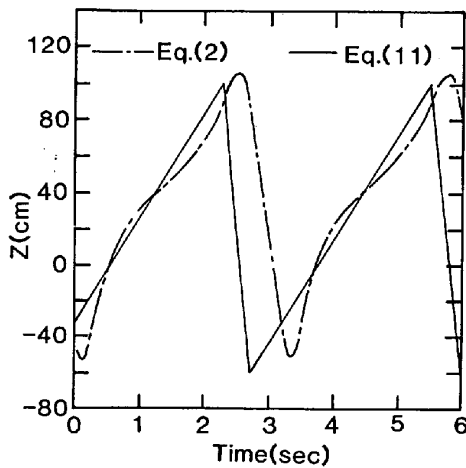


Fig. 14. Molten steel level vs. time as calculated by assuming ideal pressure change.

の例では、溶鋼運動は圧力変動にほぼ追従し、水モデル実験結果と同様にガス圧力制御によつて溶鋼運動の制御が可能である。Fig. 14 の例では、系の固有振動の影響が現れ、減圧期の溶鋼液面は単調に上昇しない傾向が認められる。

計算結果によれば、 T が 1.8 s 以上の領域では溶鋼運動が圧力変動に容易に追従できる。1.8 s 以下の領域では溶鋼運動の追従性が低下し、圧力変動発生に要するエネルギーのうちで溶鋼流動の誘起に利用される割合、すなわち、エネルギーの転換効率が急速に低下することが明らかとなった。Fig. 15 には、圧力変動周期 T が攪拌エネルギー供給速度 $\dot{\epsilon}$ と溶鋼運動ストローク ΔZ に及ぼす影響を示す。 T が 1.8~2.0 s の時に $\dot{\epsilon}$ は最大となり、 $T < 1.8$ s では、上述の溶鋼運動の追従性の低下のために $\dot{\epsilon}$ は低下する。 ΔZ は T に対して周期的に増減し、固有振動の影響が認められる。(2)式と(9)式を用いて、固有振動の周期と振動の中心位置の関係を算出した。結

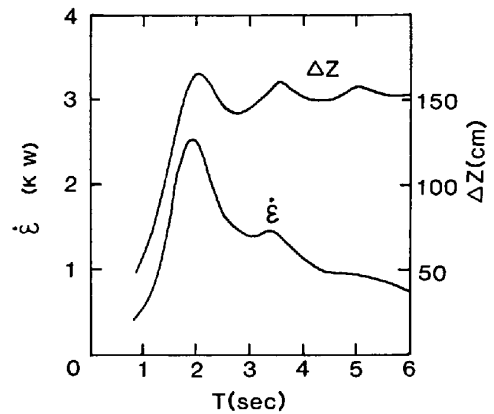


Fig. 15. Effect of period of oscillation (T) on the rate of supply of stirring energy ($\dot{\epsilon}$) and amplitude of fluid motion (ΔZ).

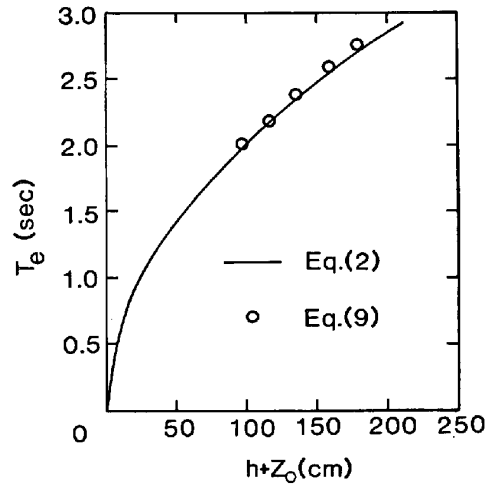


Fig. 16. Relation between center position of oscillation ($h+Z_0$) and period of proper oscillation (T_e).

果を Fig. 16 に示すが、Fig. 15 の ΔZ の増減の周期の 1.5 s に対応する振動の中心位置は約 600 mm であり、Fig. 14 に示した溶鋼運動の中心位置とほぼ一致する。以上のような一種の共振現象の影響のために、 ΔZ が最大で、しかも、単位時間当たりの振動回数の多い $T = 1.8 \sim 2.0$ s の周期で $\dot{\epsilon}$ が最大となる。ただし、 $T = 1.8 \sim 2.0$ s の領域での溶鋼運動は、加圧期と減圧期の溶鋼流速がほぼ等しい振動型であり、 $\dot{\epsilon}$ に寄与しない上昇流速が大きい。水モデル実験結果によれば、このような振動型の運動時にはスプラッシュが多量に発生する。溶鋼を用いる実機操作を想定すると、円筒内壁への地金付着の問題が生じるものと予想される。実機では、溶鋼流動の制御が容易で攪拌力が安定している $\dot{\epsilon}$ の T への依存性が小さい領域で、また、上昇流速が小さいためスプラッシュの発生の防止の点で有利な鋸刃型運動を実現できる 3~5 s の T が望ましいものと判断される。

6. 結 言

ガスバブリング処理に代表される簡易取鍋精錬法の問題点の解決を目的として PM 法を考案した。本法の可能性について水モデル実験を行い、数式モデルに基づいて実験結果を解析した。さらに、数式モデルに基づいて、100 t 溶鋼を対象とした実設備の基本条件を設計した。得られた結果を以下に要約する。

(1) 円筒内の流動はガス圧力変動の調節によつて制御可能であり、振動型や鋸歯型などの広範囲の流動様式が得られる。

(2) 取鍋内の攪拌様式は RH 式真空脱ガス法と類似であり、取鍋の底、中部が強攪拌され、浴表面の攪拌は弱い。スラグによる溶鋼汚染防止に有利な攪拌様式である。

(3) 円筒内への合金添加モデル実験を行い、処理途中に、成分調整用合金の添加が可能と判断した。

(4) 攪拌エネルギー供給速度と均一混合時間の関係は従来の溶鋼攪拌法とほぼ同じである。

(5) 円筒内の流動は非定常の機械的エネルギー収支式から成り立つ数式モデルにて記述できる。

(6) 数式モデルに基づき、100 t 溶鋼を対象とした実設備で RH 式真空脱ガス法と同等の攪拌力を得るための基本条件を検討し、以下の値を得た。

円筒内径：300 mm, 加圧時最大圧力：1.39 atm
減圧時最小圧力：0.34 atm, 加圧速度：2.6 atm/s
加減圧の周期：3~5 s

文 献

- 1) 飯田義治：取鍋精錬技術と鋼材特性，第54・55回西山記念技術講座（日本鉄鋼協会編）（1978），p. 25
- 2) 原口 博，大河平和男，森 久，薄本宗雄：鉄と鋼，61(1975)，S 135
- 3) 満尾利晴，高島 靖，尾野 均，有馬廣治：鉄と鋼，60(1974)，S 397
- 4) 根本秀太郎，川和高穂，笹島保敏，佐藤秀樹：鉄と鋼，56(1970)，S 430
- 5) 梅田洋一，安蔵泰夫，末安正信，青木健郎：鉄と鋼，58(1972)，S 88
- 6) K. NAKANISHI, T. FUJII, and J. SZEKELY: Ironmaking and Steelmaking, 2(1975), p. 193
- 7) 浅井磁生，岡本徹夫，鞆 巖：鉄と鋼，66(1980)，S 821
- 8) 松永 久，富永忠男，王寺睦満，田中英夫：鉄と鋼，63(1977)，p. 1945
- 9) 日本国特許公報：特許出願公告，昭 46-8082