

© 1982 ISIJ

論文

噴流式攪拌による取鍋精錬法の実機実験

藤井 徹也*・小口 征男*・住田 則夫*

江見 俊彦*²・石坂 邦彦*³Commercial Scale Experiments on Pulsating Mixing Process
for Ladle Refining of Molten SteelTetsuya FUJII, Yukio OGUCHI, Norio SUMIDA,
Toshihiko EMI, and Kunihiko ISHIZAKA

Synopsis:

Commercial scale experiments have been carried out to develop a new ladle refining process termed PM (Pulsating Mixing Process) invented on the basis of water model experiments and theoretical calculations. The results obtained for a 100 t PM facility are as follows:

(1) The rate of input of stirring energy is calculated to be 5 to 10W/t steel, equivalent to that obtained for an RH degasser.

(2) The rate of deoxidation and oxygen concentration after the treatment are shown for aluminum and aluminum-silicon killed steels to be close to those for RH treatment.

(3) Yield of additions, such as Al and C, for trimming during the treatment is found to be larger than 85%, approximately the same as that for RH treatment.

(4) The rate of the decrease in temperature of the melt throughout the treatment is on the average 1.7°C/min, about 30% smaller than that for RH treatment.

(5) As far as deoxidation and trimming of alloys are concerned, the PM process is much superior to conventional argon bubbling, and comparable with RH- or DH-degassing.

1. 緒 言

著者らは、前報¹⁾、新しく考案した噴流式攪拌による取鍋精錬法 (Pulsating Mixing Process, PM 法と略記) の水モデル実験を行い、PM 法は真空精錬機能を有しない取鍋精錬法 (簡易取鍋精錬法) として優れたプロセスと判断した。さらに、実験結果に基づき PM 法の数式モデルを作り、100 t 溶鋼を対象とした実設備の設備と操業条件について基本的な検討を行った。

気泡攪拌の原理を用いたバブリング処理に代表される簡易取鍋精錬法では、取鍋浴上のスラグと溶鋼間の攪拌が活発に生じるため、スラグによる溶鋼汚染の防止には特別のくふうが必要となる²⁾³⁾。水モデル実験結果によれば、PM 法の取鍋内攪拌様式は DH や RH 真空脱ガス法 (以後、DH 法、RH 法と略記) と類似で、浴面上のスラグの影響を受けにくいプロセスである。また、数式モデルによれば、PM 法では DH 法や RH 法と等しい攪拌力が容易に得られ、これらの真空脱ガス法と同等

の脱酸能力が期待できるものと推察された。さらに、合金添加に関するモデル実験から、処理中の合金成分濃度の調整機能においても従来の簡易取鍋精錬法に優れるものと判断された。

以上の結果に基づき、100 t 溶鋼を対象とした PM 法の実用規模の実験設備を建設した。本報告では、PM 法による取鍋精錬実験結果について述べる。

最近、種々の取鍋精錬プロセスの攪拌エネルギー供給速度と均一混合時間の関係が報告され、各プロセスの特徴が明らかとなりつつあるが、装置設計や操業条件の設定のためには攪拌エネルギー供給速度が脱酸反応などの冶金反応に及ぼす効果を明らかにする必要がある。PM 法を用いて、種々の攪拌エネルギー供給速度下で脱酸実験を行い、攪拌エネルギー供給速度と脱酸反応の関係を考察した。

2. PM 法の設備概略

前報¹⁾の検討結果に基づき、100 t 溶鋼を対象とした実

昭和 56 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.)

*³ 川崎製鉄(株)千葉製鉄所 (Chiba Works, Kawasaki Steel Corp.)

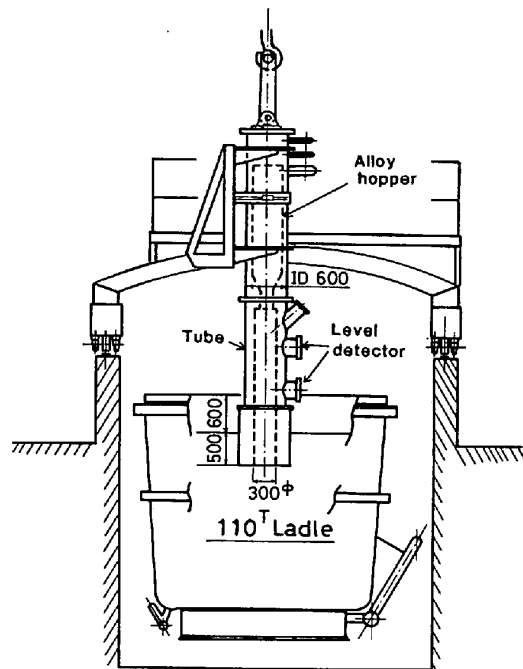


Fig. 1. Elevation of 100 t PM process installed for experiment.

Table 1. Basic specifications for PM process.

Tube	300 mm I. D., 600 mm O. D., 3000 mm length
Working gas	argon gas of 10 atm
Vacuum pump	5 m ³ /min × 2 (parallel)
Heat size	100 t
Pressurized period	less than 1 s
Evacuated period	3 to 5 s
Immersion depth	500 mm
Working pressure	0.3 to 1.5 atm

験用実設備を建設した。設備概略を Fig. 1, Table 1 に示す。

円筒は内径 300 mm, 全長 3 000 mm であり, 鉄皮とキャスト耐火物からなる。円筒上部に 0.15 m³ 内容積の貯槽を設け, 成分調整用合金を処理途中に添加できる構造とした。

円筒の耐火物壁内には渦電流方式の液面検出器を高さ方向に 3 台設置し, 円筒内の溶鋼浴面位置の検出に用いた。

加圧用ガスには 10 atm の Ar ガスを用い, 減圧弁, 流量制御弁, および, 電磁弁を介して円筒に接続した。排気系には, 排気能力が 5 m³/min の真空ポンプを並列に 2 台使用し, 円筒と真空ポンプ間には, ダストセパレーター, 流量制御弁, および, 電磁弁を設置した。

円筒内のガス圧力制御には前報¹⁾で検討した二点時間制御 B 法を用い, デジタルタイマーで設定した時間間隔で加圧用 Ar ガスを円筒に供給した。円筒には圧力変換器を設置し, 円筒内ガス圧力変化を連続的に記録した。

Table 2. Chemical composition of steel for deoxidation experiment (%).

	C	Si	Mn	Al
Al killed	0.05~0.12	tr.	0.7~0.8	0.02~0.05
Al-Si killed	0.16~0.18	0.3~0.4	1.2~1.3	0.03~0.05

3. 実 験

3.1 実験方法

PM 法の精錬特性を明らかとすることを目的とし, 100 t 取鍋内容鋼の脱酸処理, および, 合金添加による成分調整実験を行った。実験の主対象鋼種は熱間圧延ストリップ用の Al キルド鋼とし, 一部は厚板用の Al-Si キルド鋼とした。溶鋼の代表的な組成を Table 2 に示す。

通常の転炉吹錬終了後, 出鋼時に合金剤と脱酸剤を添加した約 100 t の溶鋼を PM 処理場に搬入し, 溶鋼中に PM 装置の円筒下端を 300~500 mm 浸漬して処理を開始した。処理開始とともに排気速度と加圧速度を徐々に増加し, 処理開始 2 min で, 周期が 3~6 s, 最大圧力が 1.5 atm, 最小圧力が 0.3 atm の定常加圧条件とし, 10~20 min の処理を行った。また, 一部のチャージでは, 処理途上に円筒上部のホッパーから合金を添加して成分調整実験を行った。Al-Si キルド鋼の一部については, スラブの横断面内の大型介在物の分布を測定し, また, 製品の超音波探傷検査を行った。

3.2 均一混合時間の測定

取鍋精錬装置として要求される各種の機能のうちで一番重要と考えられる溶鋼攪拌力を評価するために均一混合時間を測定した。

溶鋼中での溶解速度が比較的大きく, 化学反応の影響の少ない Cu をトレーサーとして用い, 鋼製の挿入具先端に 30~40 kg の Cu 線を固定し, 処理中の取鍋内の 1.5 m 深さ位置に挿入した。挿入所要時間は約 5 s であり, 挿入完了と同時に同一位置の浴表面近傍から 5~20 s 間隔で分析試料を採取した。

Cu 濃度の経時変化を Fig. 2 に示す。Cu 濃度の均一化に要する時間, 均一混合時間, は 100~190 s である。代表的な精錬装置の均一混合時間を Table 3 に示す。比較的簡単な装置にもかかわらず PM 法の攪拌力は ASEA-SKF 炉について優れ, 攪拌装置として優れたプロセスと判断された。

3.3 合金添加実験

PM 処理中の円筒内への合金添加は, DH 法や RH 法と同様に添加歩留りに優れるものと考えられる。そこで, 合金成分調整機能を知るために, Al, Ti, B, および, C

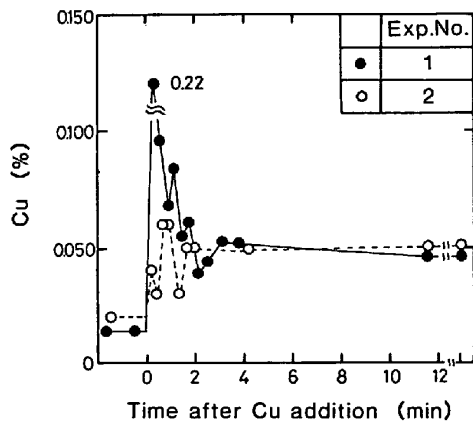


Fig. 2. Concentration change of Cu in PM-treatment after addition.

Table 3. Comparison of mixing time among various processes (s).

PM	RH ¹⁴⁾	DH ⁵⁾	ASEA-SKF ¹⁶⁾	VOD ¹¹⁾
100~190	150~400	150~300	80~100	120~360

の添加実験を行った。

Al 添加は、0.1~0.5 kg Al/t steel 程度の少量 Al を追加添加する成分調整実験 (A シリーズ実験), および、転炉出鋼時の Al 添加量を減少して半脱酸状態で PM 処理を開始し、PM 処理中に 0.7~0.8 kg Al/t steel の Al を添加する大量添加実験 (B シリーズ実験) を行った。

A シリーズの実験結果によれば、(1) 式で定義される Al 添加歩留りは平均 87% であり、RH 法のそれとほぼ等しい値が得られた。

$$Y = ([\%Al]_f - [\%Al]_i + \alpha t_f) (W/W_{Al}) \dots (1)$$

ここで、Y: Al 歩留り (%), $[\%Al]_i$, $[\%Al]_f$: 処理開始と終了時の Al 濃度 (%), α : 処理中の酸化損失速度 (%/min), t_f : 処理時間 (min), W: 溶鋼量 (kg), W_{Al} : Al 添加量 (kg) である。なお、 α には後述の 8.0×10^{-4} %/min の値を用いた。

B シリーズの実験では、Al 添加歩留りは平均 59% と低いのが、出鋼時の Al 添加量が少ないので、A シリーズの実験と比較して 0.5 kg Al/t steel 程度の Al 使用量が節約できる。

その他、C の添加歩留りは 85~100%, Ti, B は 81~100% であり、RH 法と等しい添加歩留りが得られた。

以上の実験から、PM 法の合金成分調整機能は RH 法とほぼ等しく、真空下での合金添加と同じ添加歩留りが得られるものと結論される。

3.4 脱酸実験

数式モデルによる計算結果¹⁾ から明らかなように、P

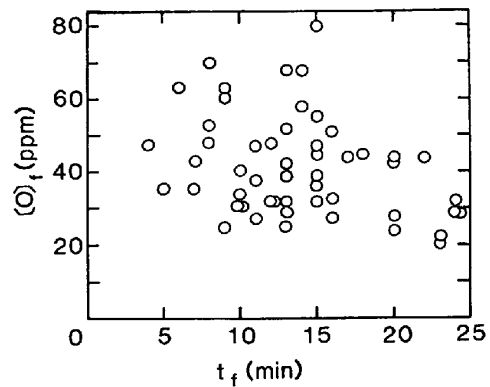


Fig. 3. Effect of treatment time, t_f , on oxygen concentration, $[O]_f$, after PM-treatment.

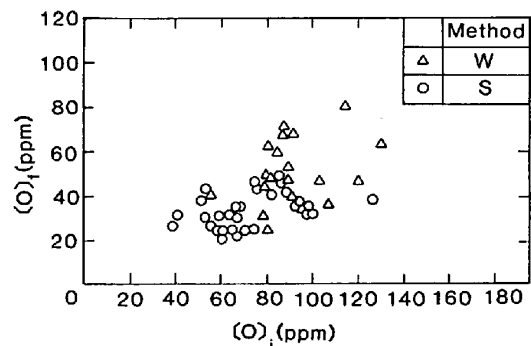


Fig. 4. Relation between oxygen concentration before ($[O]_i$) and after PM-treatment ($[O]_f$). Method S is larger than W in capacity of supply of pressurizing gas.

M 法では、円筒内のガス圧変動パターンの変更によって溶鋼攪拌力を広い範囲で自由に制御可能である。そこで、種々の圧力変動パターンを用いて PM 法の脱酸能力を調査した。

PM 処理時間 t_f と処理終了時の酸素濃度 $[O]_f$ の関係を Fig. 3 に示す。 t_f が大なるほど $[O]_f$ は小となる傾向があるがばらつきが大きく、その他の操業条件の影響が大きいものと考えられる。

処理開始時の酸素濃度 $[O]_i$ と $[O]_f$ の関係を Fig. 4 に示す。図中では、実験途上で採用した 2 種類の加圧ガス供給法に応じて、実験当初の W 加圧法とその改良型である S 加圧法とを区別して示した。加圧ガスの供給能力を増大させた S 加圧法は、W 加圧法と比較して加圧力に優れ強攪拌条件である。

S 加圧法では $[O]_i$ の $[O]_f$ への影響が小さく、 $[O]_f$ はほぼ 20~40 ppm の範囲にある。一方、弱攪拌条件の W 加圧法では、 $[O]_f$ の $[O]_i$ への依存性が大きく、また、 $[O]_f$ のばらつきも大きい。弱攪拌条件では処理時間内で $[O]$ が十分に低下しきれない。

以上のように、 $[O]_f$ は t_f や $[O]_i$ 以外に攪拌条件

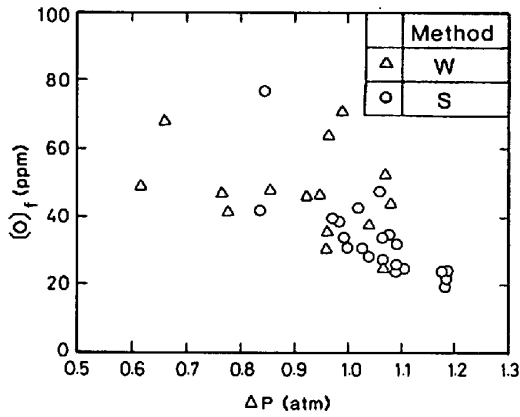


Fig. 5. Effect of pressure stroke, ΔP , on oxygen concentration, $[O]_f$, after PM-treatment. Method S is larger than W in capacity of supply of pressurizing gas.

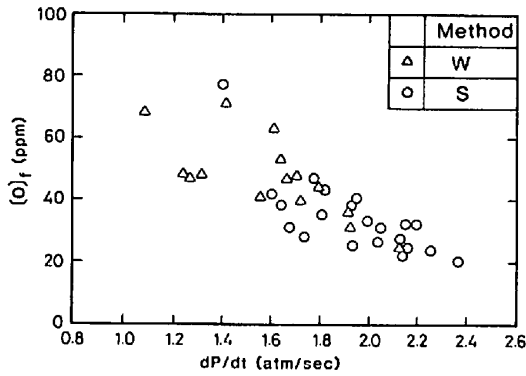


Fig. 6. Effect of the rate of pressure increase, dP/dt , on oxygen concentration, $[O]_f$, after PM-treatment. Method S is larger than W in capacity of supply of pressurizing gas.

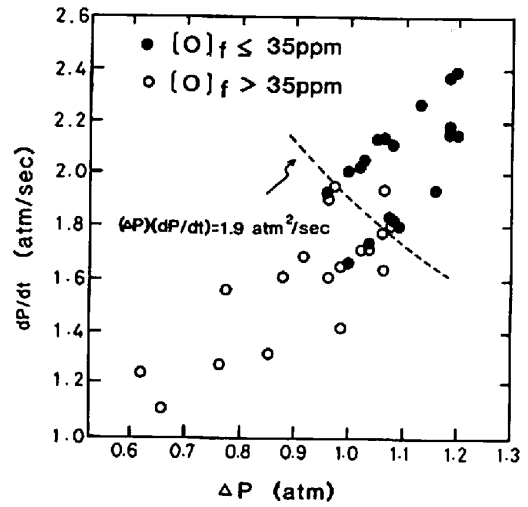


Fig. 7. Relation between pressure stroke, ΔP , and rate of pressure increase (dP/dt).

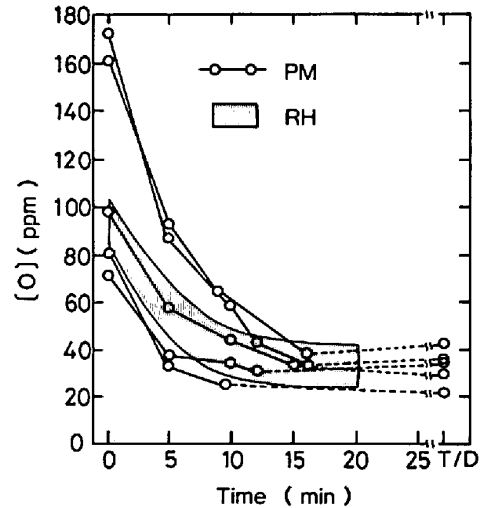


Fig. 8. Deoxidation curves for aluminum killed steel.

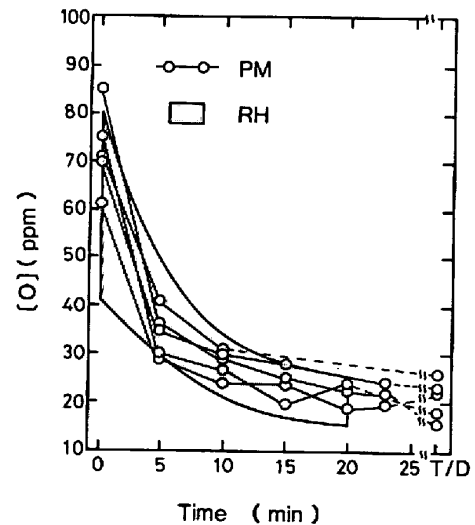


Fig. 9. Deoxidation curves for aluminum-silicon killed steel.

の影響を強く受ける。また、前報の数式モデルによる計算結果¹⁾によれば、円筒内の圧力変動の最大値と最小値の差である圧力ストローク ΔP および、加圧期の加圧速度 dP/dt は攪拌エネルギー供給速度に大きな影響を及ぼすので、 $[O]_f$ への影響が大きいと推察された。そこで、円筒内のガス圧力の測定結果に基づいて、これらの圧力変動条件と $[O]_f$ の関係を求めた。結果を Fig. 5, 6 に示す。 ΔP , dP/dt と $[O]_f$ の関係は、数式モデルによる推算結果¹⁾と傾向が一致する。また、前述の W 加圧法と S 加圧法では、 ΔP , dP/dt の値に差があり、改良型である S 加圧法では ΔP , dP/dt の値が大きい。

ところで、 ΔP と dP/dt 間には Fig. 7 に示す関係があり、 ΔP が大なるほど dP/dt も大となる。図中において、 $[O]_f$ が 35 ppm 以下のチャージを●印で、また、35 ppm 以上のチャージを○印で区別すると、 $[O]_f \leq 35$ ppm を得るに必要な圧力変動条件として(2)式が得られる。

$$(\Delta P)(dP/dt) \leq 1.9 \text{ atm}^2/\text{s} \dots\dots\dots (2)$$

物理的な意味は明らかではないが、(2)式は PM 法による脱酸処理時の作業指針として有益である。

円筒内の圧力変動条件に関する以上の検討結果に基づいて ΔP と dP/dt を適切な値に制御すれば、RH 法と同等の脱酸速度と $[\text{O}]_f$ の得られることが明らかとなった。Al キルド鋼と Al-Si キルド鋼について、代表的な脱酸曲線を Fig. 8, 9 に示す。一次反応として整理すると、Al キルド鋼の脱酸速度定数 k は $0.07 \sim 0.1 \text{ min}^{-1}$ であり、約 15 min の処理後の $[\text{O}]_f$ は 25~40 ppm である。一方、Al-Si キルド鋼の k は $0.08 \sim 0.1 \text{ min}^{-1}$ であり、15~25 min 処理後の $[\text{O}]_f$ は 18~24 ppm の範囲にある。また、連続铸造時のタンディッシュの代表分析値においても、Al キルド鋼、Al-Si キルド鋼の酸素濃度はそれぞれ、33, 21 ppm であり、RH 処理とほぼ同一である。

3.5 処理時の成分変化

3.5.1 Al の酸化損失速度

出鋼時に Al を一括添加し、処理中には添加しないチャージに限定して処理中の酸可溶性アルミニウム sol. Al の酸化損失速度を求め、平均 $0.0008\%/\text{min}$ なる値を得た。通常の Ar ガスバブリング処理の約 1/3 であり、RH 法とほぼ等しい。

3.5.2 復磷量

15 min の処理後の復磷量は平均 0.0007% であり、鋼種の差はない。Ar バブリング処理の約 1/2 である。

3.5.3 C, Si, Mn の変化

C, Si の濃度変化はない。Mn の濃度減少は平均 0.025% で、Ar バブリング処理の約 2/3 である。

3.5.4 N, H の変化

加圧用ガスとして Ar ガスを用いる場合には処理中の N 濃度増加はない。N₂ ガスを用いると、処理前に 21~24 ppm の N 濃度が処理中に 2~6 ppm 増加する。平均 N 濃度上昇速度は $0.6 \text{ ppm}/\text{min}$ である。

H 濃度は平均 0.3 ppm 低下したが実質的には脱 H 効果はない。

3.6 溶鋼温度降下

処理時間が 10 min 以上のチャージの平均温度降下速度は $1.7^\circ\text{C}/\text{min}$ である。同一の取鍋を用いる RH 処理では $2 \sim 3^\circ\text{C}/\text{min}$ であり、PM 法の処理中の溶鋼の熱損失速度は RH 法より約 30% 小さい。RH 法と比較して PM 法では、溶鋼と耐火物間の接触面積が小さく、また、スラグに覆われない露出溶鋼面積も小さい。処理中の溶鋼の熱損失の少ないプロセスである。

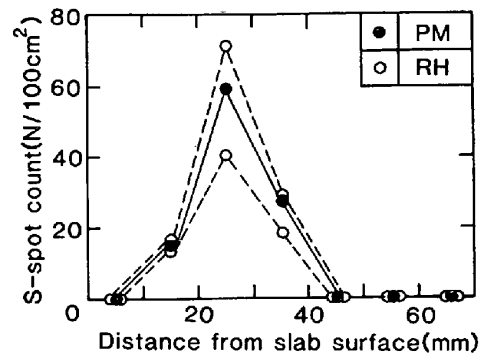


Fig. 10. Distribution of S-spot along the thickness of slab as determined on sulfur print.

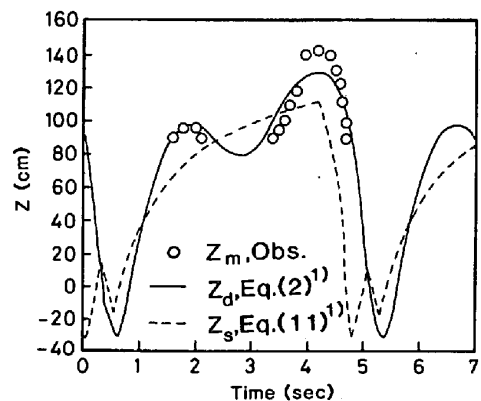


Fig. 11. Comparison of observed and calculated molten steel level vs. time.

3.7 スラブ内の大型介在物

PM 処理の大型介在物低減効果について、連铸スラブ横断面のサルファースポット⁶⁾を用いて、大型介在物を代表するサルファースポットの個数を測定した。Al-Si キルド鋼の測定結果を Fig. 10 に示す。図中には、比較のためにほぼ同一の条件で铸造した RH 処理材の測定値を併記した。PM 法の大型介在物低減効果は RH 法とほぼ同等である。さらに、製品の超音波探傷検査においても、RH 処理材と同等の成績が得られた。

4. 円筒内の溶鋼流動と作業条件に関する考察

4.1 計算値と測定値の比較

円筒内の溶鋼流動は取鍋内の溶鋼攪拌の駆動力であり、さらに、スプラッシュによる円筒内壁への地金付着の防止の観点からも、溶鋼流動を適切に制御することが必要である。そこで、円筒内のガス圧力変動の測定値を用い、前報の数式モデル¹⁾を使用して円筒内溶鋼の流動状況を計算した。また、ガス圧力変動の測定と同時に、前述の渦電流方式の液面検出器を用いて円筒内の溶鋼浴面位置の経時変化を測定した。計算浴面位置 Z_d と測定浴面位置 Z_m の比較の代表例を Fig. 11 に示す。Fig.

11 は系の固有振動の影響の強い例であるが、計算値と測定値はほぼ一致し、数式モデルは水モデル実験と同様に、実設備の溶鋼流動の予測に有効と考えられる。なお、図中の破線は測定ガス圧力と静的に釣り合うとした溶鋼浴面位置 Z_s を示し、前報の(11)式を用いて算出した。

4.2 溶鋼流動と操業条件

数式モデルの有効なことが明らかとなつたので、モデルに基づいて操業条件と溶鋼流動の関係を検討した。

PM 処理時の円筒内ガス圧力変動の測定値に基づいて算出された溶鋼浴面位置の代表例を Fig. 12, 13 に示す。Fig. 12 は、攪拌力確保とスプラッシュ発生防止に最適とみなされる流動条件であり、加圧時の溶鋼の最大下降流速は約 3 m/s である。攪拌エネルギー供給速度は約 1000 W (10 w/t steel) であり、DH 法や RH 法より大きい。また、減圧時の溶鋼流動には固有振動の影響がほとんど認められずに滑らかな上昇運動を示し、スプラッシュの発生が少ない。Fig. 13 に示す計算例は最も悪い流動条件であり、最大下降流速は 1.7 m/s、攪拌エネルギー供給速度は 160 W (1.6 w/t steel) と小さい。また、減圧期の溶鋼流動には固有振動の影響が強く現れ、滑らかな上昇運動が得られずスプラッシュ発生も多い。

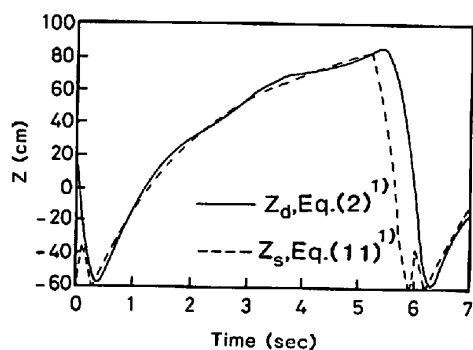


Fig. 12. Molten steel level vs. time as calculated by using measured value of gas pressure.

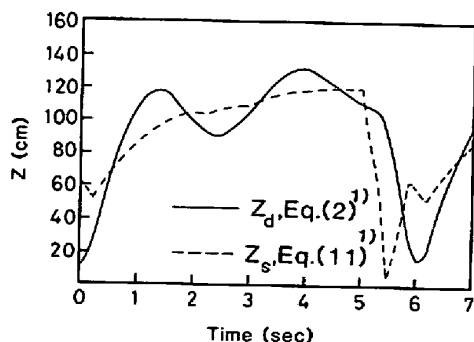


Fig. 13. Molten steel level vs. time as calculated by using measured value of gas pressure.

Fig. 12 と比較して、Fig. 13 の操業条件の特徴は：
(1) ΔP が 0.75 atm であり、加圧力が十分でない。
(2) 加圧期直後の減圧開始時の排気速度が大きい。
このために、減圧期中期以後の溶鋼の上昇速度に対して排気速度が追従しきれず、慣性力によつて溶鋼が上昇しすぎて振動運動が生じる。系の固有振動の影響を受けやすい排気パターンである。

(3) 系の固有振動周期と加、減圧の周期が同期せず、溶鋼が固有振動の影響で上昇運動を開始した直後に加圧されるために十分な下降流速が得られない。

一方、Fig. 12 の例では ΔP で 1.2 atm と大きく、また、排気速度が溶鋼の上昇速度とほぼバランスしているために固有振動の影響の少ない排気パターンであり、加圧のタイミングの選定の必要がない。

5. 脱酸実験結果の考察

脱酸実験結果によれば、 ΔP と dP/dt の $[O]_f$ への影響の大きいことが明らかとなつた。また、数式モデルに基づく計算結果によれば¹⁾、 ΔP と dP/dt は攪拌エネルギー供給速度 $\dot{\epsilon}$ と密接な関係があり、 $\Delta P, dP/dt$ が大なるほど $\dot{\epsilon}$ は大となる。さらに、液面検出器による測定結果によれば、数式モデルは円筒内の溶鋼運動の予測に有効なことが確認された。

以上の結果に基づき、脱酸反応と攪拌エネルギー供給速度の関係について定量的な考察を行う。脱酸実験時の円筒内ガス圧力変動の測定値を用いて数式モデルから $\dot{\epsilon}$ を算出し、 $[O]_f$ と比較した。結果を Fig. 14 に示す。 $\dot{\epsilon}$ が大なるほど $[O]_f$ は低値となる傾向は認められるがばらつきが大きい。そこで、処理時間 t_f の影響を考慮して、処理による攪拌エネルギー供給量 W_T ($W_T =$

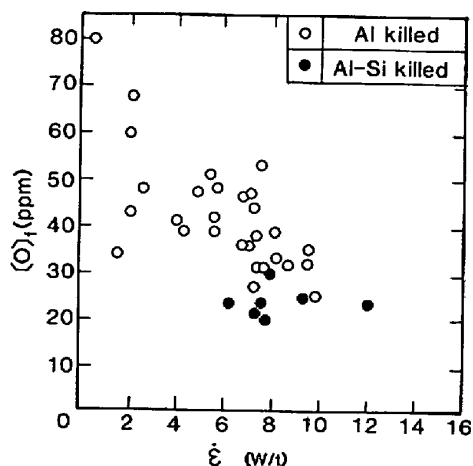


Fig. 14. Effect of the rate of supply of stirring energy ($\dot{\epsilon}$) on oxygen concentration, $[O]_f$, after PM-treatment.

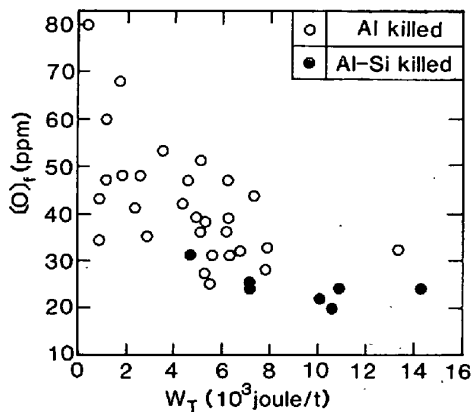


Fig. 15. Effect of total stirring energy supplied into molten steel in ladle (W_T) on oxygen concentration after PM-treatment ($[O]_f$).

$t_f \dot{\epsilon}$) と $[O]_f$ の関係を求めた。結果を Fig. 15 に示す。Fig. 14 と比較してばらつきは少ないが W_T 以外の因子の影響があるものと考えられる。そこで、脱酸限界を決める見掛けの平衡酸素濃度 $[O]_\infty$ と処理開始時の酸素濃度 $[O]_i$ の影響を考慮して以下の解析を行った。

脱酸反応は一般に (3) 式で表される。

$$\frac{[O] - [O]_\infty}{[O]_i - [O]_\infty} = \exp(-kt) \dots \dots \dots (3)$$

ここで、 $[O]$ は時刻 t での酸素濃度、 k は脱酸速度定数である。

k は $\dot{\epsilon}$ の関数と考えられ、SANDBERG ら⁷⁾ は (4) 式を導いた。

$$k = k_1 \dot{\epsilon}^n + k_2 \dots \dots \dots (4)$$

(4) 式は、ASEA-SKF 炉の Al 脱酸について、浮力による浮上あるいは溶鋼乱流によつて炉壁やスラグと溶鋼間の境界層に浸入した介在物のうちの一定割合が溶鋼中から分離されるものとして導びかれた。

ENGH らは⁸⁾ 脱酸処理中の介在物の粒子径変化を測定し、間接的ではあるが (4) 式の妥当性を支持している。また、江本らは⁹⁾、SANDBERG らと同様に (4) 式を用いて ASEA-SKF 炉の脱酸速度を解析し、測定値とよい一致を得ている。 k と $\dot{\epsilon}$ の関係式として (4) 式を用いると、 $[O]_f$ は (5) 式で求められる。

$$\frac{[O]_f - [O]_\infty}{[O]_i - [O]_\infty} = \exp\{-(k_1 \dot{\epsilon}^n + k_2)t_f\} \dots \dots \dots (5)$$

(5) 式を用いて実験結果を解析するに際し、まず、取鍋内溶鋼中に円筒を浸漬させたのみで円筒内のガス圧力を大気圧相当の一定値に保持して $\dot{\epsilon} = 0$ のプランクテストを行い、 $t_f = 19 \text{ min}$ 、 $[O]_i = 127 \text{ ppm}$ 、 $[O]_f = 122 \text{ ppm}$ なる結果を得た。この実験結果から $k_2 = 0$ と定めた。そこで、それぞれの実験チャージの $\dot{\epsilon}$ 、 $[O]_i$ 、 $[O]_f$ 、および、 t_f をデータとして用い、 k_1 、 n 、および、 $[O]_\infty$

Table 4. Values of k_1 , n and $[O]_\infty$ in Eq. (4).

	Steel	$k_1(t/W)^n \text{ min}^{-1}$	$n(-)$	$[O]_\infty(\text{ppm})$
This work	Al killed	0.058	0.45	26
	Al-Si killed	0.050	0.45	20
SANDBERG, et al. ⁷⁾	Al killed	0.0073	0.75	20~31

をパラメータとして (5) 式の左辺と右辺の残差の二乗和を最小とする k_1 , n , $[O]_\infty$ の値を数値計算によつて求めた。SANDBERG らの 30 t ASEA-SKF 炉の結果⁷⁾ とともに計算結果を Table 4 に示す。SANDBERG らの値と比較して本研究では、 k の $\dot{\epsilon}$ への依存性を決めるパラメータである n 値が小さく、逆に k_1 が大きい。

本研究と SANDBERG らの研究間で k_1 と n の値が異なる理由は以下のように考えられる。すなわち、PM 法と ASEA-SKF 法間では攪拌方式が異なり、同一の $\dot{\epsilon}$ であつても浴内のフローパターンが異なる。脱酸生成物の鋼浴からの分離過程に関する SANDBERG らのモデル⁷⁾ に基づけば、フローパターンに応じて k の $\dot{\epsilon}$ への依存性に差の生じることが予想される。さらに、SANDBERG らの研究では、 $\dot{\epsilon}$ は電磁誘導理論に基づいて間接的に算出された値であり、本研究では前述のように、液面検出器によつて有効性の確認された数式モデルから算出された値である。以上の差異は $\dot{\epsilon}$ の算出過程の差に起因するものとも考えられる。また、ASEA-SKF 炉と PM 法間ではスラグ組成が異なるのみならず、スラグと溶鋼間の攪拌状況に大差があり、再酸化挙動が異なる。PM 法では $\dot{\epsilon}$ の値に無関係に浴面上のスラグは静かであるが、ASEA-SKF 炉では $\dot{\epsilon}$ の増大に応じてスラグの溶鋼中への巻き込みが生じ、スラグによる再酸化を受けやすいプロセスである。

PM 法と ASEA-SKF 炉間で k の $\dot{\epsilon}$ への依存性が異なる理由として以上のような種々の理由が考えられる。また、SANDBERG¹⁰⁾ らは、攪拌方式を電磁誘導攪拌に限定しても、誘導コイルの形状によつて $\dot{\epsilon}$ の冶金反応に及ぼす効果が異なることを指摘している。

以上から、装置と攪拌方式が異なれば k の $\dot{\epsilon}$ への依存性が異なることは当然の結果といえる。

なお、 $n = 0.45$ なる本研究の結果によれば、均一混合時間 τ と $\dot{\epsilon}$ に関する従来¹⁴⁾ の関係式¹⁴⁾、 $\tau \propto \dot{\epsilon}^{-0.40}$ を用いると $k \propto \tau^{-1.1}$ となる。Ar バブリングされている VOD 炉の環流速度 U と k に関する著者らの測定結果によれば¹¹⁾、 $k \propto U$ なる関係があり、 τ は溶鋼が浴内を 3 循環するに要する時間であるとする¹²⁾ 結局、 $k \propto \tau^{-1.0}$ となる。本研究と VOD 炉の結果とはほぼ一致し、 k は均一混合時間の逆数に比例するといつた結論が得られる。また、この結論は、著者らが 3 Legged RH で得

た結論¹³⁾とも一致する。

以上のように、 k の ϵ への依存性は装置や攪拌方式によつて異なるが、 k の τ への依存性は、PM 法、VOD 炉の Ar バブリング法、および、RH 法間の攪拌方式の相違によらずほぼ一定であることが明らかとなつた。この結果は、 τ の ϵ への依存性が攪拌方式によつて異なることを示唆しているものと考えられ、 ϵ の評価法を含めて、気泡攪拌について行われている τ と ϵ に関する詳細な検討¹⁵⁾を他の攪拌方式についても行う必要がある。

Table 4 に示した数値を用い、(4)式に基づいて $[O]_f$ を算出し、実測 $[O]_f$ と比較した。結果を Fig. 16 に示す。 $[O]_f$ の高い領域を除けば計算値と測定値間には比較的よい対応が得られ、 $[O]_f$ は ϵ と t_f 、および、 $[O]_i$ で決まることが明らかである。

以上のように、PM 法の ϵ と脱酸反応の関係が明らか

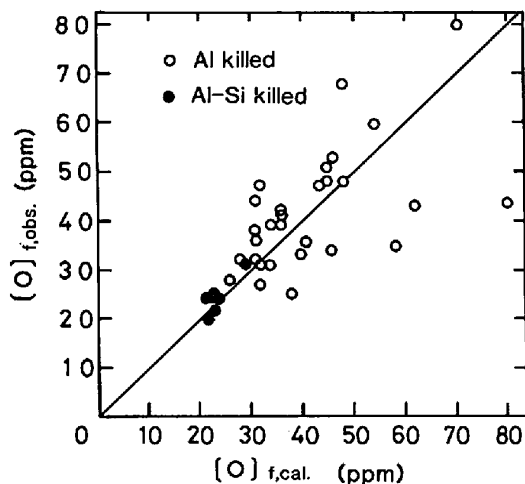


Fig. 16. Comparison of calculated and observed oxygen concentration after PM-treatment.

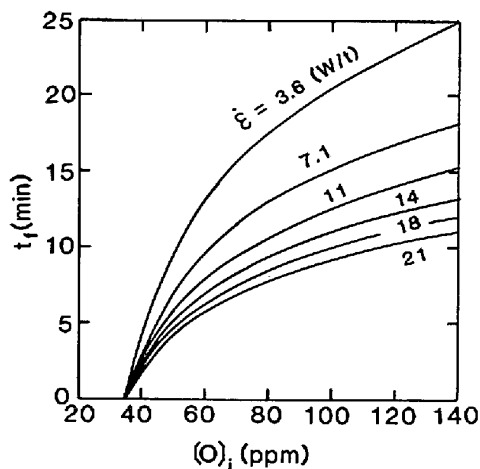


Fig. 17. Relation between oxygen concentration before PM-treatment ($[O]_i$) and treatment time, t_f , for attaining less than 35ppm of $[O]_f$ after PM-treatment.

となつたが、これらの関係は PM 処理時の操業条件の決定、あるいは、装置の設計基準として有益である。たとえば、Al キルド鋼の $[O]_f$ を 35 ppm 以下とするに必要な操業条件を Table 4 の数値と(4)式を用いて求めると Fig. 17 が得られる。 $[O]_i$ が 80 ppm、 ϵ が 11 w/t であれば 35 ppm の $[O]_f$ の達成のためには t_f が 11 min と求められる。また逆に、転炉出鋼条件から $[O]_i$ が、製品の品質上の要求から $[O]_f$ が、さらに、生産工程上から t_f が決められた場合には、上述の関係式に基づいて所要 ϵ が算出できる。さらに、前報の数式モデル¹⁾を用いるとこの ϵ を達成するために必要な円筒直径や圧力変動条件など、PM 装置の基本設計が可能であり、脱酸反応理論に基づいて装置設計ができる。

6. 結 言

真空精錬機能を除外すれば RH 法と同等の精錬機能を有する取鍋精錬法として開発された噴流式攪拌による取鍋精錬法 (PM 法) の 100 t 実用規模実験結果について述べた。さらに、PM 法の脱酸実験結果に基づき、攪拌エネルギー供給速度と脱酸反応の関係を考察した。得られた結果を以下に要約する。

(1) トレーサー実験から得られた均一混合時間は 100~190 s であり、数式モデルに基づいて最適加圧条件下での攪拌エネルギー供給速度を求めると約 10 w/t である。PM 法の溶鋼攪拌は DH 法や RH 法と比較して同等以上である。

(2) 処理中に Al, C, Ti, B などの合金添加実験を行い、RH 法と等しい合金添加歩留りの得られることを確認した。

(3) Al, Al-Si キルド鋼の脱酸実験を行い、加圧条件と処理終了時の酸素濃度の関係を明らかにした。加圧条件を適値に制御すれば PM 法の脱酸速度と到達酸素値は RH 法と同一となる。

(4) 処理時の成分変化は、Al 酸化損失速度が $8 \times 10^{-4} \%$ /min、Mn 損失量 $2.5 \times 10^{-2} \%$ 、復磷量 $7 \times 10^{-4} \%$ であり、RH 法とほぼ第しい。いずれも Ar バブリング処理より優れる。また、C, Si, N、および、H の処理中の濃度変化は認められない。

(5) 処理に伴う溶鋼温度降下は $1.7^\circ\text{C}/\text{min}$ であり、同一容量の RH 法と比較して約 30% 小さい。

(6) PM 処理の大型介在物低減効果について、連铸スラブの大型介在物個数の測定と製品の超音波探傷検査を行い、RH 処理と等しい低減効果のあることを確認した。

(7) 円筒内の溶鋼流動と操業条件の関係を検討し、

最適圧力変動パターンについて考察した。

(8) 脱酸実験結果について考察し、処理開始と終了時の酸素濃度, $[O]_i$, $[O]_f$, 見掛けの平衡酸素濃度 $[O]_\infty$, 処理時間 t_f , および、攪拌エネルギー供給速度 $\dot{\epsilon}$ 間の関係式として次式を得た。

$$\frac{[O]_f - [O]_\infty}{[O]_i - [O]_\infty} = \exp\{-k_1 \dot{\epsilon}^n t_f\}$$

Al キルド鋼: $k_1 = 0.058(t/W)^{0.45} \text{ min}^{-1}$, $n = 0.45$

(-), $[O]_\infty = 26 \text{ ppm}$

Al-Si キルド鋼: $k_1 = 0.050(t/W)^{0.45} \text{ min}^{-1}$,

$n = 0.45$ (-), $[O]_\infty = 20 \text{ ppm}$

(9) PM 法の装置設計に関して、設計手順を示した。

終わりに当たり、本研究の遂行に協力された当社・千葉製鉄所・江田祐二、駒村宏一、加藤雅典、田岡啓造、および、技術研究所・市川文彦の諸氏に謝意を表します。

文 献

- 1) 藤井徹也, 小口征男, 住田則夫, 江見俊彦: 鉄と鋼, 68 (1982) 10, p. 1586
- 2) 原口 博, 大河平和男, 森 久, 薄木宗雄: 鉄と鋼, 61 (1975), S135
- 3) 満尾利晴, 高島 靖, 尾野 均, 有馬慶治, 新網章一: 鉄と鋼, 60 (1974), S397
- 4) 文川文彦, 栗田邦夫: 鉄と鋼, 66 (1980), S785
- 5) 松永 久, 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. 59
- 6) 垣生泰弘, 吉井 裕, 北岡英就, 飯田義治, 今井卓郎, 上田典弘: 鉄と鋼, 60 (1974), p. 964
- 7) H. SANDBERG, T. ENGH, J. ANDERSSON, and R. OLSSON: 1st Japan-Sweden Joint Symposium on Ferrous Metallurgy, May (1971) Tokyo, Japan
- 8) T. ENGH and N. LINDSKOG: Scand. J. Met., 4 (1975), p. 49
- 9) 江本寛治, 山本武美, 飯田義治, 大井 浩, 西岡武三郎: 鉄と鋼, 63 (1977), p. 2043
- 10) Y. SUNDBERG: Scand. J. Met., 7 (1978), p. 81
- 11) K. NAKANISHI, T. FUJII, H. OOI, Y. MIHARA, and S. IWAOKA: Proceedings of the 4th International Conference on Vacuum Metallurgy, June (1973), p. 121, Tokyo, Japan, ISIJ
- 12) H. CHIANG, T. LEHNER, and K. BJÖRN: Scand. J. Met., 9 (1980), p. 105
- 13) 江島彬夫, 小口征男, 藤井徹也, 住田則夫, 飯田義治, 島崎義尚, 上田典弘: 鉄と鋼, 61 (1975), S543
- 14) K. NAKANISHI, T. FUJII, and J. SZEKELY: Ironmaking and Steelmaking, 2 (1975), p. 193
- 15) S. ASAI, T. OKAMOTO, and I. MUCHI: 3rd Japan-Sweden Symposium on Process Metallurgy, May (1981) Stockholm, Sweden
- 16) 藤井徹也, 松野淳一, 大井 浩: 川崎製鉄技報, 4 (1972), p. 1