

250t溶鋼用の噴流攪拌式取鍋精錬法(PM-Process) の設備概要と精錬特性^{*1}

川崎製鉄技報
17 (1985) 1, 50-59

住田 則夫^{*2} 小口 征男^{*3} 藤井 徹也^{*4} 江見 俊彦^{*5} 上田 新^{*6} 今井 卓郎^{*7}

Performance of Ladle Refining of BOF Melt by a 250 t Pulsating Mixing Process

Norio Sumita, Yukio Oguchi, Tetsuya Fujii, Toshihiko Emi, Arata Ueda, Takuro Imai

要旨

噴流式攪拌による取鍋精錬法(PM process)の250 t規模装置の設備概要と工程生産ラインでの実験結果について述べた。

PM法は取鍋内溶鋼の温度と成分の均一化に加え、脱酸能力と合金成分調整能力においてRH法やDH法などの真空脱ガス装置と同等の能力のあること、および、処理中の溶鋼の温度降下量がRH法の75%に低減可能である。

本法は操業費用と設備費用においても、RH法などの真空脱ガス法と比較してはるかに低額であり、当初の開発目標どおりの優れた取鍋精錬装置であることが明らかとなった。

1 緒 言

近年、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取鍋精錬法が開発されてきた。RH式やDH式に代表される真空脱ガス法には、量産鋼材への品質上の要求に対しては満足すべき精錬特性があると考えられるが、経済性といった観点からみた場合問題がある。すなわち、設備費用が高額であり、また、処理費用も高い。

一方、真空精錬機能のない取鍋精錬法(簡易取鍋精錬法)として、気泡攪拌の原理を利用したバブリング処理が実用化されている。この方法は処理費用が安く、操作方法も簡単で、しかも処理に伴う溶鋼温度降下量が小さいといった長所がある。

しかし、取鍋の浴表面近傍だけ強く攪拌され、取鍋底部の攪拌が比較的弱いという欠点がある。また、浴表面のスラグと溶鋼の混合が激しいため、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磷が生じやすく、処理効果を向上させるためには、スラグ改質などの特別な工夫が必要である。

簡易取鍋精錬法におけるこれらの問題点の解決を図り、真空精錬機能を除けば、RH式やDH式の真空脱ガス法と同等の機能を有する簡易取鍋精錬装置の開発を目的として、噴流式攪拌による取鍋精錬法(Pulsating Mixing Process, 以下PM法と略記する)を考案した。

PM法の目的は、真空精錬機能を除けば、RH法やDH法と同

Synopsis:

Mass production test for the 250-t PM process was carried out on the commercial production line and the following results were obtained:

- (1) Stirring intensity of the melt is equal to or better than that of the RH degassing process.
- (2) The rate of deoxidation and yield of alloying elements are excellent, equivalent to those of the RH process.
- (3) The operation cost is one eighth that of the RH process
- (4) The investment cost also is cheap and estimated to be one-fifth to one-tenth that of the RH process

等の機能があり、しかも、処理費用と設備費用が真空脱ガス法にくらべてはるかに安価な簡易取鍋精錬法の開発にある。本法の開発は、コールドモデル実験とその理論解析に始まり¹⁾、実用規模実験による本法の操業と冶金特性の解明²⁾さらに、250 t取鍋へのスケールアップと量産実験を経て工業的な完成にいたった。

2 PM法の原理

気泡攪拌の原理に基づくバブリング処理は、RH法やDH法と比較して、十分な攪拌エネルギーの供給が可能であるが、取鍋内の溶鋼の流れの状態に顕著な差異がある。水モデル実験時の観察、あるいはNavier Stokesの式の数値計算によれば、バブリング法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攪拌力が低下し、強攪拌領域が浴表面近傍に偏在する¹⁾。一方、RH法やDH法では取鍋底部ほど強く攪拌され、浴表面近傍での攪拌力は比較的弱い。気泡攪拌は、溶鋼の復磷や再酸化など、浴上スラグの影響を受けやすいプロセスといえよう。

攪拌様式に関する以上の相違点を考慮に入れてFig. 1に示す噴流式取鍋精錬法(PM法)を考案した。PM法の攪拌エネルギーはFig. 2に示すように、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高速度で変動させて円筒内外に溶鋼を流入・流出させ、高速度で円筒から流出する溶鋼の運動エネルギー

^{*1} 昭和59年12月4日原稿受付

^{*2} 技術研究所第1研究部製鋼研究室主任研究員(掛長)

^{*3} 技術研究所第1研究部無機材料研究室室長(課長)

^{*4} 技術研究所第1研究部製鋼研究室主任研究員(課長)・工博

^{*5} 技術研究所第1研究部部長・理博

^{*6} 水島製鉄所製鋼部製鋼技術室主任(掛長)

^{*7} 水島製鉄所製鋼部部長

一を溶鋼攪拌に利用する。

3 PM法の構造と機能の概要

実用規模実験(100t溶鋼処理実験設備)でPM法の操業と冶

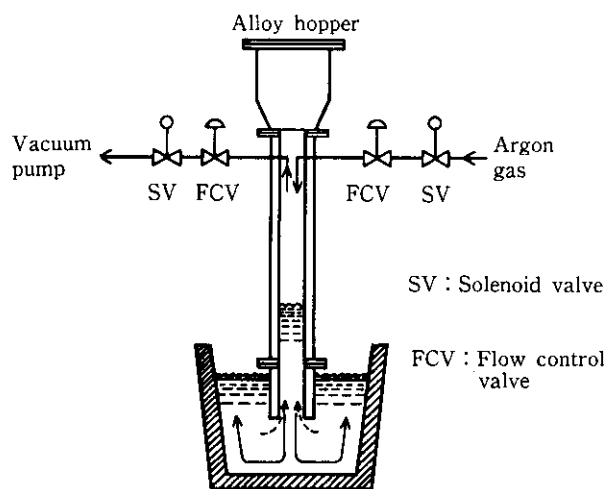


Fig. 1 Principle of PM process

金特性を把握した結果¹⁻³⁾に基づき、250t溶鋼を対象とした実設備を建設した。設備の構成をFig. 3とTable 1に示す。本設備は水島製鉄所第2製鋼工場No. 4転炉と連続铸造機間の受鋼台車送行沿線に設置した。その設備の外観をPhoto 1に示す。本体円筒はスイングタワーアームに取付け、受鋼台車がレール上をPM処理場に到着すると、スイングタワーアームが回転し円筒を取鍋溶鋼中に挿入する。このようにしてバルブスタンドから搬送される低純度N₂ガスによる加圧と水封式真空ポンプ

Table 1 Basic dimensions of PM facility

Ladle capacity	250 t
Refractory tube	600 mm inside dia.
Hydraulic swing arm system	rev. 180° (2 rpm) lift 2 500 mm (1 000 mm/min)
Alloy hopper	Al, C, 1 000 kg each
Pressurizing gas	N ₂
Pressure range	0.2-1.4 atm
Pulsating cycle	3-8 s
Stirring energy	10 W/t · steel

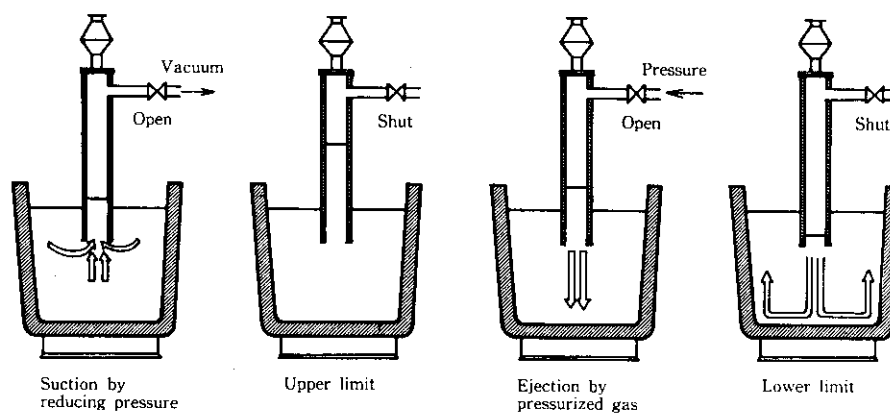


Fig. 2 Stirring principle of the PM process

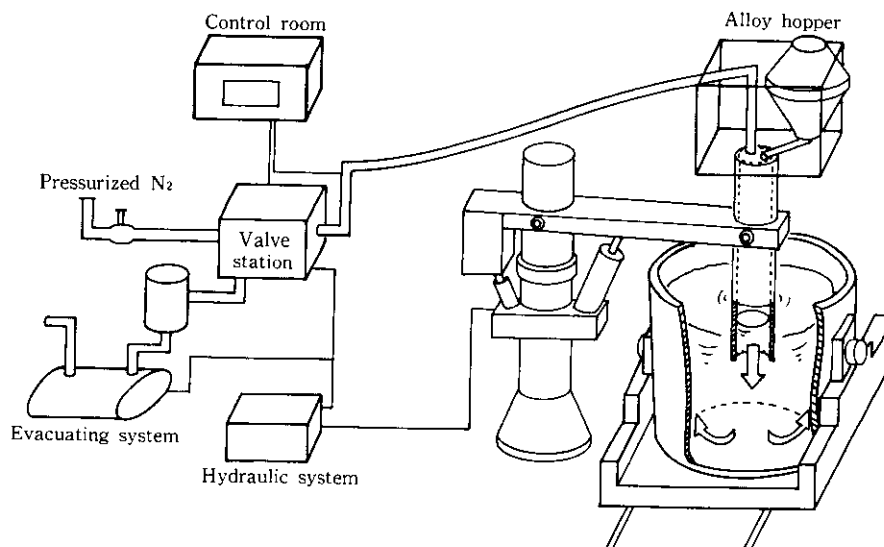


Fig. 3 PM facilities for ladle refining of 250 t melt

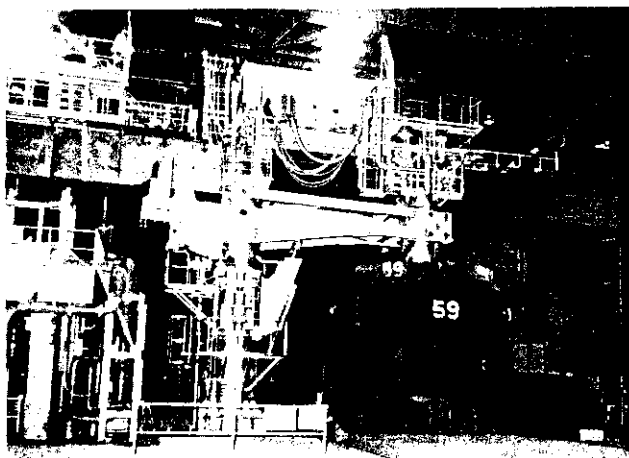


Photo. 1 Elevation of 250 t PM process

による排気によって円筒内の加圧、減圧を繰り返す。また、円筒の上部には合金のホッパーが設置されており、成分調整用合金を処理中に円筒内溶鋼に添加できる。これらの操作はすべてコントロールルームから手動および自動モードで行うことができる。

円筒は内径 600 mm、全長 3 500 mm であり、鉄皮と耐火物からなる。アームの回転角度は 180 度で上下ストロークは 2 500 mm である。ホッパーは 1 m³ 内容積の貯槽を 2 槽設置し、成分調整用合金はおもにアルミニウムと炭素とした。加圧用ガスは低純度 N₂ ガスを用い、排気系には排気能力 66 m³/min の水封式ルーツポンプを使用した。円筒内の圧力範囲は 0.2~1.4 atm で、加圧減圧のサイクルは 3~8 s とした。溶鋼に与えられる攪拌エネルギーは Fig. 4 に示すように、10 W/t·steel である。また、円筒内のガス圧力制御はシーケンスコントローラを用いて随時適正圧力に自動コントロールする方法とし、圧力信号の信頼性を高めるために 2 系統の圧力検出装置を設置した。圧力信号の例を Fig. 5 に示す。

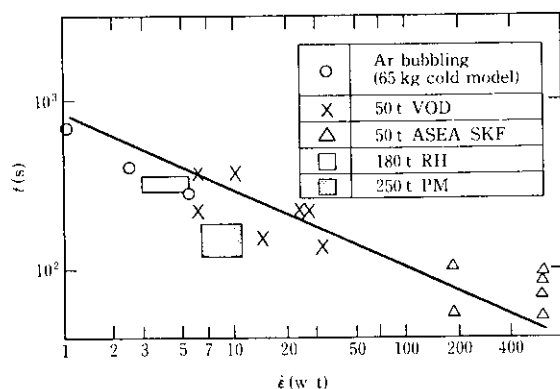
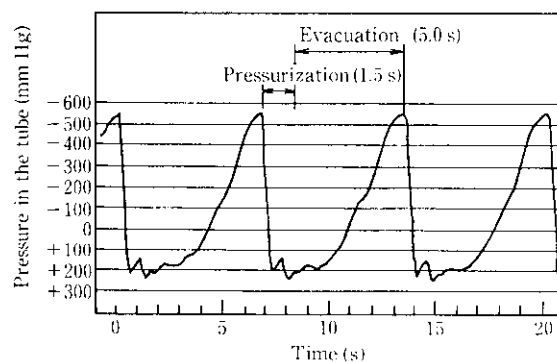
Fig. 4 Perfect mixing time t for 250 t PM process compared with other processes ($\dot{\epsilon}$: input energy for stirring)

Fig. 5 Example of a time chart for pressure change

PM 設備の特徴を以下に要約する。

- (1) 脱水素や脱炭などの精錬機能を除外すると、溶鋼清浄効果と合金成分調整の点で、従来の RH や DH 脱ガス装置と同等の機能を有する。
- (2) 装置が簡単なので設備と処理の費用が安価である。
- (3) 操作方法も簡単で溶鋼攪拌力の制御が容易である。
- (4) 溶鋼と耐火物との接触面積が小さいので、処理中の温度降下量が小さい。

4 PM 法の精錬効果

4.1 実験方法

PM 法の精錬特徴を明らかにすることを目的として、溶鋼の脱酸処理と合金添加による成分調整実験を行った⁴⁻⁶⁾。

PM 法の精錬効果については、おもに冷延鋼板用の低炭素 Al キルド鋼および電鍍鋼管 (ERW) 用の Al-Si キルド鋼を対象として調査した。これらの鋼種の代表組成を Table 2 に示す。

通常の転炉吹錬終了後、出鋼時に合金鉄と脱酸剤を添加した溶鋼を PM 処理場に搬入し、10~15 min の PM 処理を行った。処理後の溶鋼は連続鋳造機を経由して製品とした。Al-Si キルド鋼の一部についてはスラブ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。

4.2 均一混合時間

取鍋精錬装置として要求される各種の機能のうちで、最も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、PM 処理中に同筒内に添加した。添加と同時に溶表面近傍にて分析試料を断続的に採取し、Cu 濃度の経時変化を求めた。その結果を Fig. 6 に示す。加圧力が弱く、攪拌力が不十分な条件では Cu 濃度は単調に増加し、約 200 s で均一混合されて一定値となる。一方、攪拌力が十分な条件では Cu 濃度にピークが認められ、強い循環流が生じていることが推測される。均一混合時間も 100~200 s である。

Table 2 Chemical composition of steel for deoxidation experiments

(%)

	C	Si	Mn	P	S	Al
Al killed	0.05~0.01	0.01~0.05	0.15~0.60	<0.025	<0.020	0.01~0.05
Al-Si killed	0.16~0.20	0.10~0.30	0.50~0.80	<0.020	<0.010	0.03~0.05

他の代表的な精錬装置の均一混合時間の測定例との比較を 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、溶鋼攪拌装置として優れたプロセスと判断された。

4.3 脱酸処理

4.3.1 脱酸速度

PM 装置における代表的な脱酸曲線を 100 t 溶鋼実験時の Al-Si キルド鋼について¹⁻³⁾ Fig. 7 に示す。

脱酸速度定数 K は $0.08 \sim 0.1 \text{ min}^{-1}$ で 15~25 min 処理後の到達酸素濃度 $[O]_t$ は 18~24 ppm の範囲である。また、連続 casting 時のタンディッシュの代表分析値でも酸素濃度 $[O]_b$ は 21 ppm であり、RH 脱ガス処理とほぼ同一である。250 t 溶鋼処理時の $[O]_t$ 、連続 casting 時の $[O]_b$ も 100 t 処理時と同様の結果である。

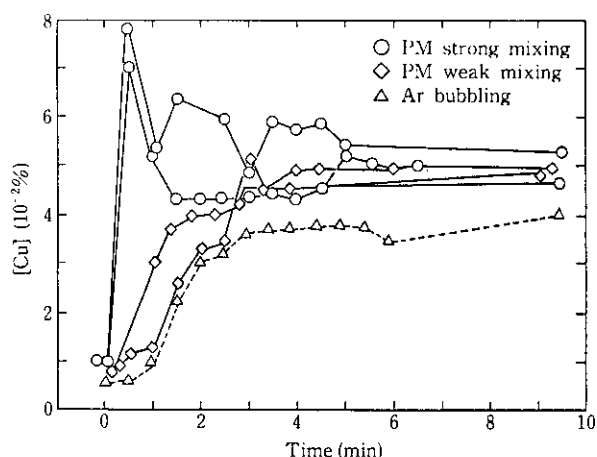
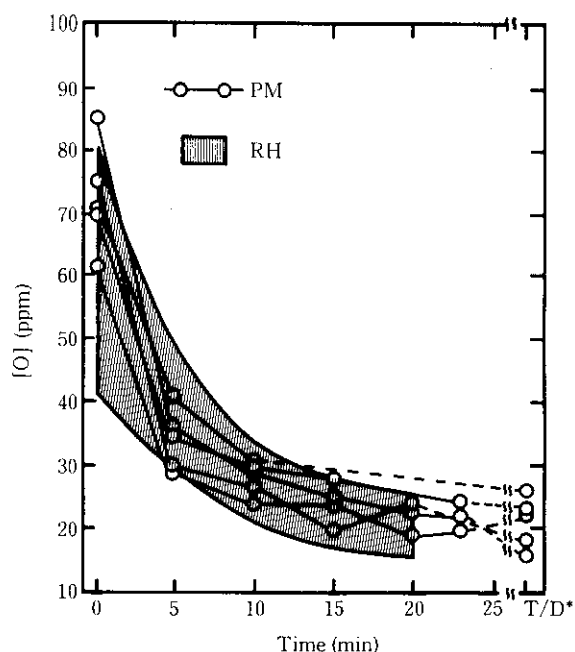


Fig. 6 Change in Cu concentration after addition

Table 3 Comparison of mixing time in various processes (s)

PM	RH	DH	ASEA-SKF	VOD
100~200	150~400	150~300	80~100	120~360



*Samples at tundish (after approx. 50~60min)

Fig. 7 Deoxidation curves for aluminum-silicon killed steel

4.3.2 連続 casting タンディッシュ内の酸素濃度

連続 casting タンディッシュ内の酸素濃度 $[O]_b$ について、PM 処理の脱酸効果を調査した。低炭 Al キルド鋼と Al-Si キルド鋼の $[O]_b$ 分布を Fig. 8, 9 に示す。Al キルド鋼の $[O]_b$ は、Ar バブリング処理法と比較して、高値側のバラツキが少なく、また、平均値でも、6 ppm 低い。Ar バブリング法にくらべ、PM 法は安定した処理法であることが理解できる。

Al-Si キルド鋼の $[O]_b$ は平均 18.3 ppm であり、RH 脱ガス処理と同等の成績である。

以上から、PM 法の脱酸能力は、Ar バブリング法と比較して優れ、RH 脱ガス法と同等であると判断された。

4.3.3 スラグ組成の脱酸処理への影響

取鍋浴表面上のスラグの脱酸処理への影響について、スラグ

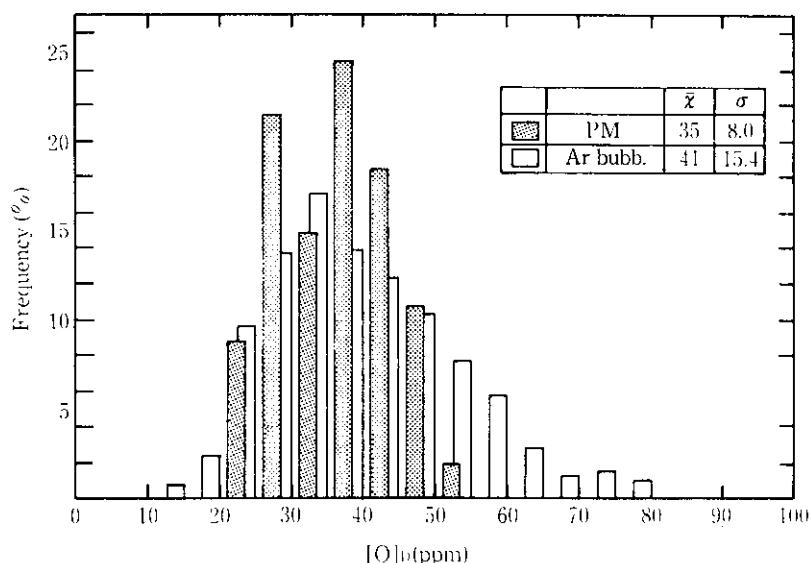


Fig. 8 Example of oxygen content of melt in CC-tundish (Al: 0.01-0.025%)

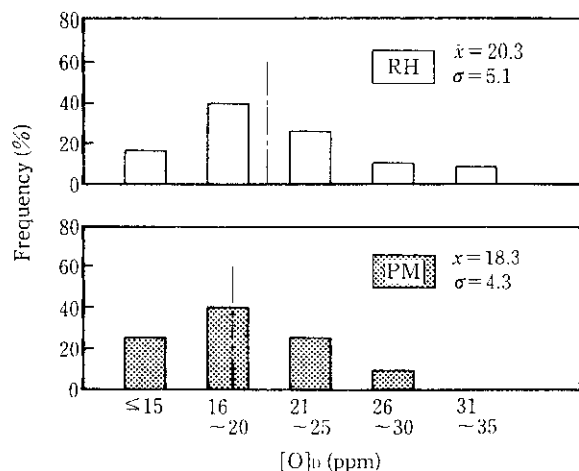


Fig. 9 Example of oxygen content of melt in CC-tundish (Al-si killed)

の酸化力の指数として、スラグ中の鉄酸化物濃度 (T. Fe) と $[O]_b$ の関係を低炭 Al キルド鋼で調査した。その結果を Fig. 10 に示す。図より、PM 法では (T. Fe) の $[O]_b$ への影響が小さく、 $[O]_b$ は低値に安定している。一方、Ar バブリングでは $[O]_b$ のバラツキが大きく、また、(T. Fe) の影響が大きい。

以上から、PM 法では溶表面のスラグの影響の受け難いプロセスであると判断される。

4.3.4 加圧ガス量の影響

溶鋼の攪拌力の指数として、加圧ガス量を用い、1 サイクル当りの加圧ガス量 Q と $[O]_b$ の関係を Fig. 11 に示す。 Q の増大に伴って $[O]_b$ は低値に安定し、30 ppm 以下とするには、 $0.8 \text{ Nm}^3/\text{cycle}$ 以上の加圧ガス量とする必要がある。

4.4 合金鉄添加

PM 処理中の合金鉄添加は、以下の理由から RH 法や DH 法と同様に添加歩留の点で優れるものと考えられる。

- (1) 円筒内のガスは不活性ガスである。
- (2) 酸化性スラグの混入がない。
- (3) 添加合金は噴流に伴って取鍋底部に搬入される。

そこで、PM 法の合金成分調整機能について、Al, C, Ti, B

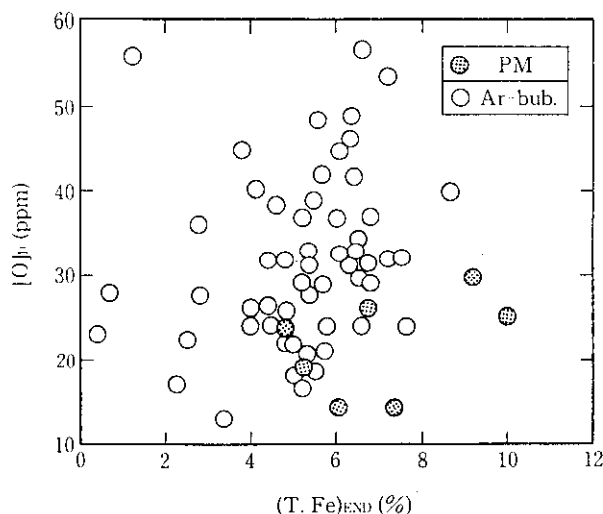


Fig. 10 Relation between (T. Fe) content in slag after treatment and oxygen content of melt in CC-tundish (Al-killed, : 0.03 ~ 0.05% Al)

の添加歩留について調査した。

4.4.1 Al 添加

転炉出鋼時に大部分の Al を添加し、PM 処理中には、成分調整のため $0.1 \sim 0.6 \text{ kg} \cdot \text{Al}/\text{t} \cdot \text{steel}$ 程度の少量を追加添加する成分調整実験を行った。Al 添加量 W_{Al} と Al 濃度上昇量 $\Delta[\text{Al}]$ の関係を Fig. 12 に示す。Ar バブリング法と比較すると同一 Al 添加量 W_{Al} に対して Al 濃度上昇量 $\Delta[\text{Al}]$ が大きく、また、バラツキも小さい。

(1) 式に基づいて Al 添加歩留 Y を求める。

$$Y = (\Delta[\text{Al}] + \alpha \cdot t) \frac{W}{W_{\text{Al}}} \times 100 \quad \text{.....(1)}$$

ここで Y : Al の添加歩留 (%)

$\Delta[\text{Al}]$: 処理前後の Al 濃度差 (%)

α : Al の酸化損失速度 ($\% \cdot \text{min}^{-1}$)

t : 処理時間 (min)

W : 溶鋼量 (kg)

W_{Al} : Al 添加量 (kg)

α の値に後述の測定値 ($9.0 \times 10^{-4} \% \cdot \text{min}^{-1}$) を用いると添加

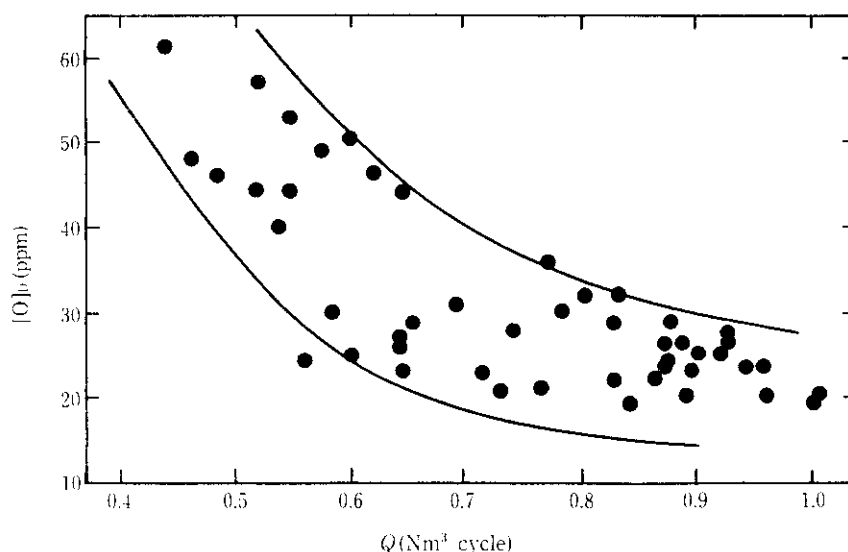


Fig. 11 Effect of N_2 gas consumption on oxygen content of melt in CC-tundish

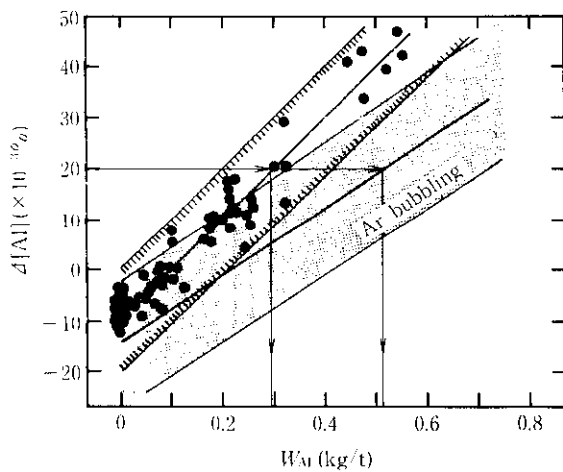


Fig. 12 Relation between the increase, $\Delta[\text{Al}]$, of Al contents and amount, W_{Al} , of Al addition (Al saving by PM process is about 0.2 Kg/t for trimming 0.020%)

歩留は90%以上であり、RH法のそれと同等である。

また、処理前[Al]値とPM処理中に必要としたAl添加量 W_{Al} の関係について製品のAl濃度規格が0.01~0.03%の鋼種に限定してFig. 13に示す。Arバブリング法と比較してPM法ではAl添加量 W_{Al} が0.1 kg·Al/t·steel削減できる。処理終了時の目標[Al]濃度への適中精度は2 σ で0.0055%であり、Al濃度を精度よく調整することができる。

4.4.2 C添加

PM処理中のC濃度調整について、加炭材添加量とC濃度上昇量の関係をFig. 14に示す。C添加歩留はほぼ100%であり、目標[C]値に対して $\pm 0.01\%$ の範囲で調整可能である。

4.4.3 その他の合金鉄添加

Ti, NbやBなどの特殊元素についても、PM処理中に、Fe-Ti, Fe-NbやFe-B合金として添加すると、81~100%の添加歩留であり、RH法と同程度の添加歩留が得られた。

以上の実験結果から、PM法の合金成分調整機能はRH法と同等であり、真空中で合金鉄を添加する場合に匹敵する添加歩留が得られることが確認された。

4.5 PM処理中の成分変化

PM法の取鍋溶鋼の攪拌様式はRH法と類似しており、浴面上のスラグの影響を受けにくいプロセスである。そこで、スラグによる溶鋼の再酸化や復燐の防止効果など処理中の合金成分や不純物の濃度変化を調査した。

4.5.1 Alの酸化損失速度

転がし出鋼時にAlを一括添加し、PM処理中には添加しないチャージに限定して、PM処理中の酸可溶性アルミニウム Al_{sol} の酸化損失速度を求めたところ、平均 $9.0 \times 10^{-4} \% \cdot \text{min}^{-1}$ なる値を得た。この値は通常のArバブリング処理の約1/2であり、RH処理時の $1.0 \times 10^{-3} \% \cdot \text{min}^{-1}$ とほぼ等しく、PM法はスラグによる再酸化を受けにくいプロセスといえる。

4.5.2 復燐量

処理中の復燐量についてArバブリング処理との比較をFig. 15に示す。8~12 min処理後の復燐量は平均 $1.1 \times 10^{-4} \%$ で、Arバブリング処理の1/10である。復燐は実質的に生じないものと判断される。

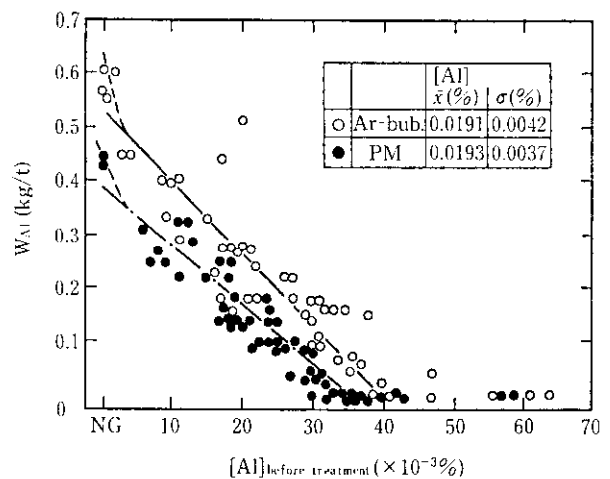


Fig. 13 Relation between Al content before treatment and amount of Al addition required

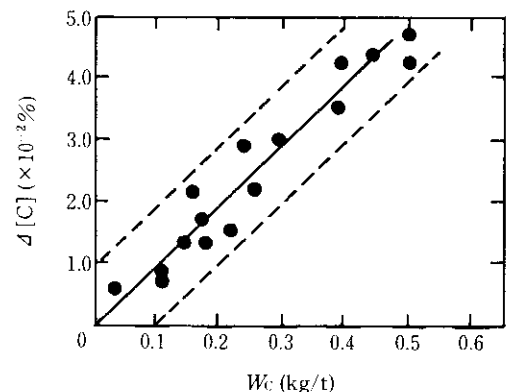


Fig. 14 Relation between the increase, $\Delta[\text{C}]$, of C content, and amount, W_{C} , of carbon addition by PM process

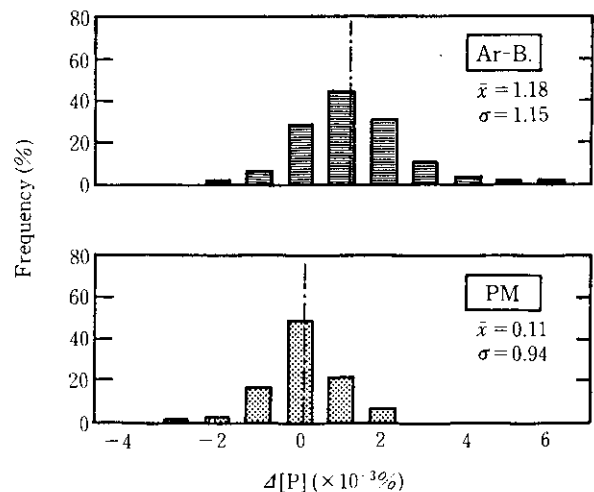


Fig. 15 Distribution of phosphorus pick-up

4.5.3 N濃度変化

PM処理によるN濃度分布をFig. 16に示す。加圧用ガスとして低純度 N_2 ガス($\% \text{N}_2 = 97 \sim 98\%$, $\text{O}_2 = 2 \sim 3\%$)を用いているにもかかわらず、PM処理によるN濃度の上昇量は平均0.9 ppmで無視できる量である。

4.5.4 その他の成分変化

8~12 minのPM処理後のMnの酸化損失量は 0.33×10^{-2}

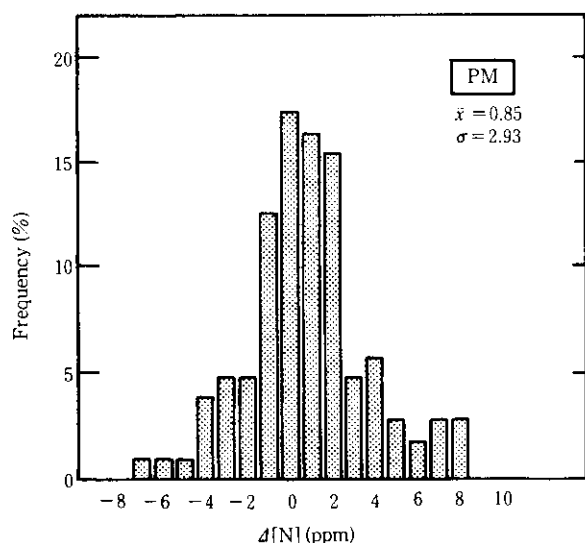


Fig. 16 Distribution of nitrogen pick-up by PM treatment

Table 4 Change of chemical compositions by the PM process

Mn ($\times 10^{-2}\%$)	P ($\times 10^{-3}\%$)	S ($\times 10^{-3}\%$)	N (ppm)	Al ($\times 10^{-3}\%$)
-0.33	0.11	-0.13	0.85	0.9

%であり、Sは実質的に変化しない。以上の結果をまとめてTable 4に示すが、PM処理では、スラグ-メタル間の反応が抑制されるので、スラグによる溶鋼汚染が少ない。AlやMnの酸化損失量が小さく、浴表面のスラグの影響の受け難いプロセスである。

4.6 溶鋼温度降下

PM法の温度降下量をRH法、Arバブリング法と比較してFig. 17に示す。10 min処理で約16℃の温度降下となり、Arバブリング処理と同一である。同一の取鍋を用いるRH処理では

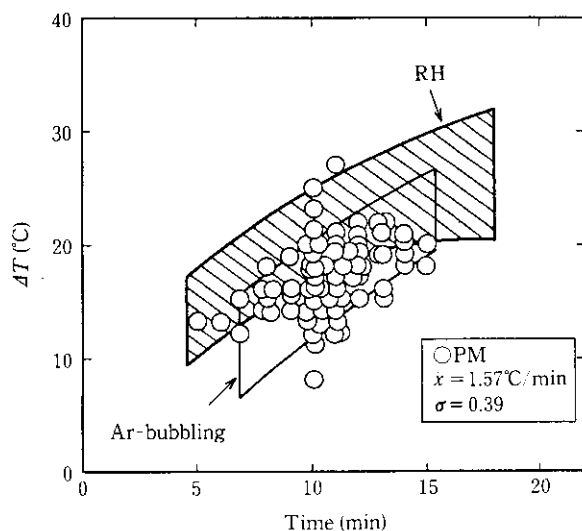


Fig. 17 Drop in temperature during treatment

10 min処理で22℃の温度降下があり、PM法の処理中の溶鋼熱損失は、RH法より約25%小さい。RH法に比較して、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面積も小さい。

以上のことから、本法は溶鋼の温度降下の点でも優れた取鍋精錬法といえる。

4.7 混合による溶鋼の均一性

PM処理終了から連続鋳造タンディッシュの代表値間の溶鋼の温度降下量 ΔT と[Al]の酸化損失量 $\Delta[Al]$ をArバブリング処理と比較してFig. 18に示す。PM法の ΔT はArバブリング処理と比較して平均2℃小さく、[Al]も $0.2 \times 10^{-3}\%$ 少ない。Arバブリング法にくらべて、PM法では取鍋内溶鋼撹拌が優れ、処理終了時の溶鋼は十分に均一混合しているので、その後の温度降下量や成分変化が見かけ上少ないものと考えられる。

5 品質

PM処理の介在物低減効果について、処理中の酸化物系介在物の変化、大型介在物を代表するサルファースポットのスラブ内の分布、および、スライム法によって抽出された大型介在物の量を調査した。

5.1 処理中の酸化物系介在物の挙動

PM処理中および連続鋳造タンディッシュから採取したポンプ試料中の介在物の挙動を調査した。調査は酸化物系介在物に限定し、QTM (QUANTIMET)を用いて測定した。測定は600倍 $\times 60$ 視野で、鋼種は低炭素Alキルド鋼(Al=0.03%)である。結果の代表例をTable 5に示す。

酸化物系介在物の清浄度は $d_{Total}=0.027\%$ と良好である。介在物形態は、最初 Al_2O_3 クラスター状のものであったものが、処理開始とともに微細な単体の Al_2O_3 へと変化し、タンディッシュでは Al_2O_3 クラスターは認められず、介在物粒径も大部分が $5\mu m$ 以下である。

Table 5 Cleanliness* d_f (area of oxide inclusion) (%)

Before treatment	5 min	10 min (end)	tundish of CC
0.086	0.056	0.035	0.027

* Al killed steel

5.2 連続鋳造スラブ内の大型介在物の分布

PM処理による大型介在物の低減効果について、ERWパイプ素材の連続鋳造スラブ横断面内のサルファースポットから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。その結果をFig. 19に示す。図中には、ほぼ同一条件で鋳造したRH処理材とArバブリング処理材を併記した。PM処理材とRH処理材のサルファースポット個数はほぼ等しく、PM法における大型介在物低減効果はRH法の場合と同程度である。

また、スライムによって抽出された大型介在物の粒度分布を深絞り鋼板(DI 60級)用のRH処理溶鋼と比較してFig. 20に示す。PM処理材の介在物の最大粒径は $150\mu m$ 以下で、抽出量

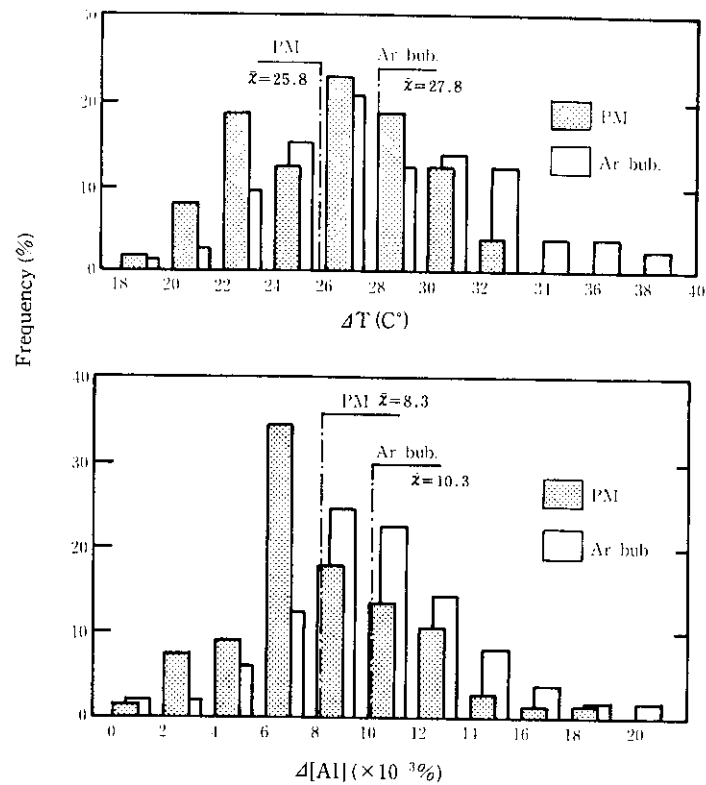


Fig. 18 Decrease of Al content and temperature from the end of treatment to CC-tundish

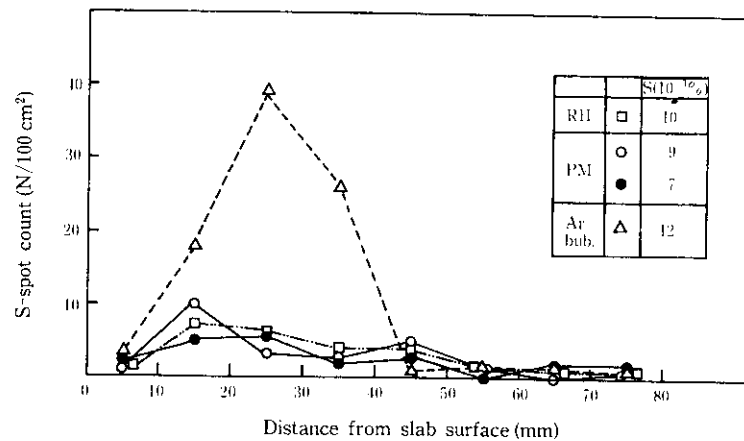


Fig. 19 Distribution of S-spot along the thickness of slab as determined on sulfur print (Al-Si-killed for ERW pipe)

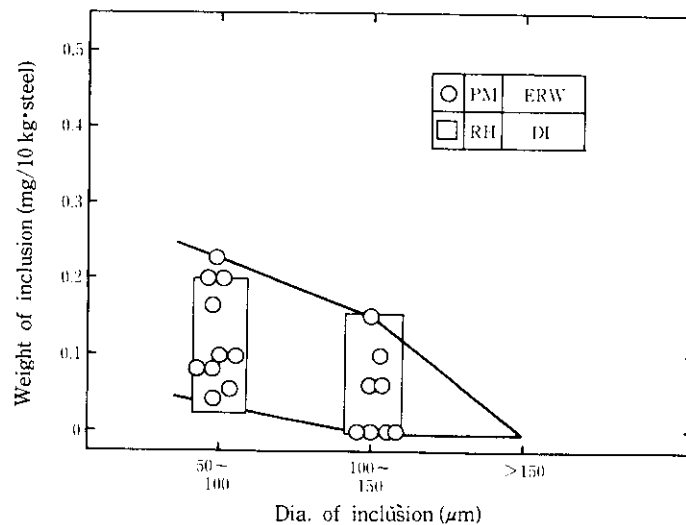


Fig. 20 Amount of large inclusion extracted by the slime method

も 0.2 mg/10 kg・steel であり、RH 処理材とはほぼ同等である。以上より PM 法における大型介在物低減効果は RH 法と同等であることがわかる。

5.3 製品の品質

PM 処理の製品の品質向上効果について、低炭素 Al キルド鋼の冷延鋼板の表面欠陥発生率（スリーパー混入率）および Al-Si キルド鋼の熱延鋼板から製造された ERW パイプの超音波探傷（UST）不良率を調査した。この結果を Table 6 に示す。表中には、比較のために同一条件で製造された、Ar バブリング処理材と RH 処理材を併記した。

PM 処理された冷延鋼板のスリーパー混入率は、Ar バブリング処理材にくらべ約 20 % 低下する。また、フッククラックや大型介在物に起因する ERW パイプの UST 不良発生率においても、RH 処理材と同程度であり、PM 処理が溶鋼の清浄性と製品品質の向上に有効なことがわかる。

6 円筒の耐火物

PM 法の円筒形状は内径 600 mmφ で全長 3 500 mm である。耐火物は、溶鋼流動の激しい部分を耐溶損性の優れた MgO-Cr₂O₃ 系レンガとし、その他の部分には、高 Al₂O₃ 系耐火物の流し込み材で施工した。特に消耗の激しい浸漬管の寿命は間歇操業で 100 チャージ以上であり、この時の耐火物溶損量は 1 mm/ch 以下であり、従来の RH 法の環流管と大差がない。この時の浸漬管の耐火物原単位は 0.07 kg/t であった。

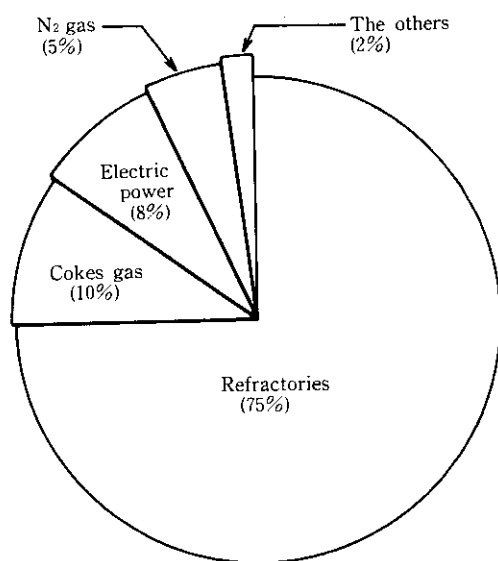


Fig. 21 Constitution of operational cost of PM treatment

Table 6 Quality (defect index) of products

Process	PM	RH	Ar-bubbling
Slivers of Al-killed cold sheet	0.8	—	1
Inner defects of ERW pipe (UST)	0.7	1	—

7 PM 法の処理費用と建設費用

PM 法における処理費用を Fig. 21 に示す。費用算出は実績に基づいて、処理時間を 12 min として行った。

図より費用の構成は、75 % が耐火物の費用で、耐火物の予熱のための燃料費が 10 %、加圧用 N₂ ガスが 5 % にすぎない。同規模の RH 脱ガス法にくらべ PM 法の処理費用は 1/8 程度である。

また、設備の建設費用は付帯設備の条件によって異なるが、標準的な RH 脱ガス装置と比較して 1/5～1/10 程度である。このように、PM 法は処理と設備投資の費用が少なく、経済的な設備であることがわかる。

8 結 言

噴流式攪拌による取鍋精錬法 (PM process) の開発を行い、経済的でしかも精錬効果に優れたプロセスの工業化に成功した。得られた結果を以下に要約する。

- (1) 均一混合時間：100～200 s と迅速であり、簡単な装置にもかかわらず溶鋼の攪拌力が大きいの。
- (2) 脱酸：Ar バブリングと比較して、到達酸素値が低く、バツキも小さい。溶鋼の清浄効果に優れ、RH 脱ガス法と同等の能力がある。
- (3) 合金添加：Al, C, B, Ti 等の合金鉄添加歩留は 90 % 以上あり、成分調整の精度や合金鉄添加歩留も RH 脱ガス法と同等である。特に Al は Ar バブリング法と比較して約 0.1 kg・Al/t・steel の節減ができる。
- (4) 大型介在物：大型介在物の低減効果に優れ、製品品質は RH 脱ガス処理材と同等の成績である。
- (5) 溶鋼温度降下量：Ar バブリング法と同等であり、RH 脱ガス法より約 25 % 小さい。
- (6) スラグによる汚染：スラグによる Mn, Al の酸化損失量と復燐量は小さく、浴表面のスラグの影響の受け難い装置である。
- (7) 操業費用：処理費用の大半は耐火物費用であり、同規模の RH 脱ガス装置の約 1/8 である。
- (8) 建設費用：小規模で簡単な装置のため、RH 脱ガス装置の 1/5～1/10 である。

参 考 文 献

- 1) 藤井徹也, 住田則夫, 小口征男, 江見俊彦: 鉄と鋼, 68(1982) 10, 1586
- 2) 藤井徹也, 住田則夫, 小口征男, 江見俊彦, 石坂邦彦: 鉄と鋼

68(1982)10, 1595

- 3) T. Fujii, N. Sumida, U. Oguchi, T. Emi and M. Saigusa: The 3rd Japan-Sweden Symposium on Process Metallurgy, Jernkontoret, Stockholm (Sweden), May(1981), 97

- 4) T. Fujii, U. Oguchi, N. Sumida, T. Emi and M. Saigusa :
Proc. 2nd Int. Conference on Clean Steel, The Metals
Society, Baratonfurd (Hungary), June (1981), 181
- 5) Y. Oguchi, N. Sumida, T. Fujii, T. Emi and A. Ueda : Proc.
7th ICVM, ISIJ, Tokyo (Japan), Nov. (1982), 1102
- 6) N. Sumida, Y. Oguchi, T. Fujii, T. Fujimura and A. Ueda :
The 2nd Japan-China Symposium on Science and
Technology of Iron and Steel, ISIJ, Nov. (1983), 305
- 7) A. Ueda, N. Namura, M. Ohnishi, T. Imai, N. Sumida, Y.
Oguchi, T. Fujii and T. Emi : Iron and Steelmaker, 11,
(1984), July, 23