

.....  
 論 文  
 .....

UDC 669.046.554 : 538.4

## 取鍋内精錬の一方式の開発\*

渡 辺 一 雄\*\*・小 野 清 雄\*\*

## Development of a New Ladle Refining Method

Kazuo WATANABE and Kiyoo ONO

## Synopsis:

A new style ladle refining method has been developed. This method is characterized by stirring and heating the molten metal in the ladle to refine it.

This stirring method is based on Fleming's left-hand rule, that is to say, the force is generated by direct electric current through the molten metal in direct magnetic field. Direct magnetic field and current are designed so that molten metal circulated up and down to be suitable to stirring in the ladle. The molten metal is heated by arc.

First, experiment was made using small scale equipment to refine 200 kg steel. By stirring, chemical compositions after alloy addition and metal temperature were found completely uniformed.

Scale-up method was studied theoretically, and 2.7 ton equipment was designed based on theoretical scale-up method and standard dimensions obtained on experiment of 200 kg equipment.

By this ladle refining process, better quality steel was obtained compared with that of normal arc furnace steel making process.

(Received May 4, 1971)

## 1. 緒 言

周知のように、アーク炉還元精錬に相当する精錬ないしは、それより高度の精錬を製鋼炉外の取鍋の中で実施する傾向が高まってきた。

現在取鍋内精錬法の代表的なものとして ASEA-SKF 方式<sup>1)</sup>Finkle-Mohr 方式<sup>2)</sup>、などをあげることができる。これらの装置は真空排気系、溶鋼攪拌装置、加熱装置などを備えており、これらの機能を目的に応じて効果的に使用するものである。

筆者らは、上記の取鍋精錬と同様な目的をもつた、新しい取鍋精錬方式を開発した<sup>3)-6)</sup>。この方式は直流アークにより溶鋼を加熱し、直流電磁攪拌により、溶鋼を主として上下方向に攪拌するものである。ただし、現在のところくに真空排気系は備えていない。本装置においては、アーク加熱により、アーク炉から取鍋移行時の温度降下を回復し、多量の添加合金の溶け込みを促進し、また、投入造滓材の滓化を促進するようにした。また、アーク電力の調整による溶鋼温度の調整、攪拌による溶鋼温度および添加合金成分の均一化と成分の微量調整をも可能ならしめるようにした。さらに、スラグメタル反

応が促進されることも期待した。

一般に、溶鋼の攪拌方式としては機械的な攪拌方式、Gezal 方式など不活性気体による攪拌方式、および電磁的な攪拌方式がある。電磁攪拌方式の代表的なものとしては、ASEA で開発された低速度移動磁界による方式があげられる。この方式は、従前からアーク炉中の溶鋼の攪拌に使用されてきた。この場合、溶鋼の受ける攪拌力の方向は主として水平方向である。ASEA-SKF 方式における攪拌方式は、同様な原理であり、取鍋中の溶鋼を主として上下方向に攪拌するように設計されている。いっぽう東北特殊鋼では溶鋼中に直流電流を流し、この直流電流と外部から作用させた直流磁界との相互作用によって発生する力、すなわち Fleming 左手の法則による力により溶鋼を攪拌する方式が開発されている<sup>7)</sup>。この方式をアーク炉に適用しており、攪拌方向は主として、溶鋼を水平方向に回転させる方向である。また、Union Carbide 社では、これと同様な方法をプラズマアーク炉に適用している<sup>8)</sup>。

\* 昭和45年10月本会講演大会にて発表  
 昭和46年5月4日受付

\*\* 大同製鋼(株)中央研究所

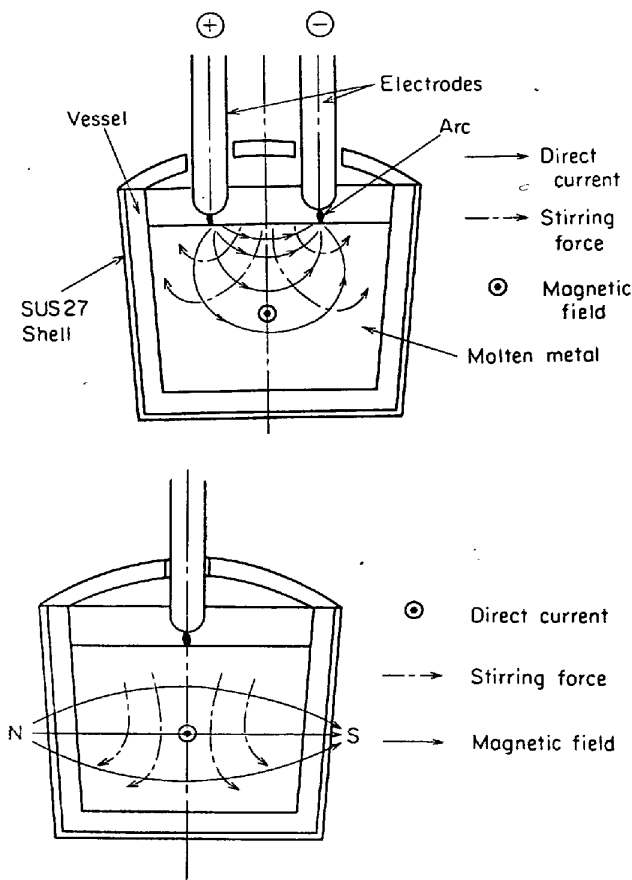


Fig. 1. Schematic diagram which indicates stirring and heating principle.

ここに述べる方式の攪拌原理も Fleming 左手の法則によつており、とくに取鍋内の攪拌に適するように考案されたものがある。溶鋼は主として上下方向に攪拌されるよう設計されている。溶鋼は上方からアークにより加熱されるが、上下方向の攪拌により、この熱量は溶鋼下部までゆきわたり、溶鋼中の温度を均一にし、また同様に添加合金を迅速に溶鋼中にゆきわたらせ、成分を均一にする。いつぼう、構造的見地からみれば、溶鋼上部の2本の電極から溶鋼中に電流を流す方式をとつているから、東北特殊鋼、Union Carbide 社のように炉床電極はまったく不必要である。このため保守上の問題もなく、取扱いに便利である。以下、本方式の開発経過についてスケールアップの過程を中心に述べる。

## 2. 攪拌の原理

本方式の概略と攪拌の原理を Fig. 1 に示す。溶鋼およびスラグ上方2本の電極を配置し、両電極間に直流電圧を印加し、正極と溶鋼、溶鋼と負極との間にアークを発生させる。すると電流は、正極アークを経て溶鋼中を Fig. 1 に示すように流れ、負極アークに達する。この電流の流れる方向、すなわち両電極を含む面に垂直の方

向に、取鍋外部から直流電磁石により磁界を作用させる。外部から磁界を作用させるため取鍋外殻は非磁性材であることが必要であり、オーステナイト系ステンレスを使用している。溶鋼中を流れる電流と磁界の相互作用、すなわち Fleming 左手の法則に従つて溶鋼に Fig. 1 に示すような攪拌力が作用する。ただし、電流または磁界のいずれかいつぼうを逆にすると攪拌力の方向は逆になる。加熱はアークによつて行なわれているが、一般的な方法であるから詳述しない。

本攪拌方式の原理である Fleming 左手の法則は次のように表わされる。磁界中にある直線の導体中に電流が流れると、一般に

$$F = BIl \sin \theta \dots\dots\dots (1)$$

の力が導体に作用する。ただし、 $F$  は導体に作用する力、 $B$  は磁束密度、 $I$  は電流、 $l$  は導体の長さ、 $\theta$  は磁界の方向と導体すなわち電流の方向とのなす角度である。力の方向は磁界と導体を含む面に垂直である。単位は MKS 単位である。以下、とくに単位を付さない式はすべて MKS 単位を使用する。(1)式を、溶鋼中を電流が流れる場合に変形すると、

$$f = B i \sin \theta \dots\dots\dots (2)$$

となる。ただし、 $f$  は溶鋼単位体積あたりに作用する力、 $i$  は電流密度である。

この原理に従えば、どの程度の電流、磁束密度があれば適当な攪拌力が得られるか、試算してみる。溶鋼 3 t 程度を攪拌する装置について考える。0.5m<sup>2</sup>の溶鋼断面積に 5 000 A の電流を流し、これに直角方向に 0.02 Wb/m<sup>2</sup> の磁界を作用させる。この場合(2)式より  $f = 0.02 \text{ Wb/m}^2 \times 5 000 \text{ A} / 0.5 \text{ m}^2 = 200 \text{ Newton/m}^3$  の溶鋼単位体積あたりの力が作用することになる。溶鋼の深さを 0.7 m とすると、 $0.7 \text{ m} \times 200 \text{ Newton/m}^3 = 140 \text{ Newton/m}^2 (= 1.4 \text{ g/cm}^2)$  の単位面積あたりの力が溶鋼に作用することになる。10 t アーク炉に 30kW のスターラを使用した実例があるが、その場合、攪拌力は 0.23 g/cm<sup>2</sup> であることと比較すれば、上記の電流、磁束密度の値は一応十分なものであると推定される。また、上記の直流電流、磁束密度も容易に得られ、この原理による攪拌が実質上可能であることがわかる。なお、さらに溶鋼スラグの共存を考慮して、全体の攪拌を考える必要があるが、以下の理論的取扱においては溶鋼だけが存在する場合に限つた。

## 3. 攪拌力の分布の検討

2 で述べたように溶鋼中に溶鋼各部の磁束密度と電流密度の積に比例した攪拌力が生ずる。攪拌力は溶鋼中な

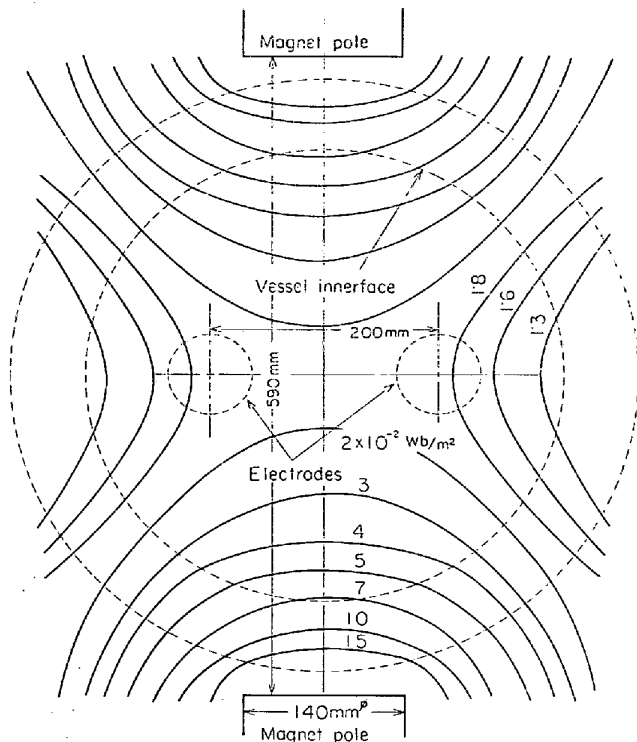


Fig. 2. Measured magnetic field pattern, of 200 kg equipment at 30A coil exciting current.

るべく均一であることが望ましい。本方式では磁界は比較的均一であるが、Fig. 1 に示したように溶鋼あるいはスラグ上方に電極があるため、溶鋼上面で電流密度が高くなり、攪拌力は溶鋼表面付近で強力であり、溶鋼下部に行くにしたがって微弱になると推察される。溶鋼各部の攪拌力を測定することは困難であるので、ここでは電流密度と磁束密度より(2)式によつて攪拌力の分布を計算し攪拌力のおよぶ範囲について検討した。

磁束密度は 4 で述べる 200 kg 小容量装置について測定した。測定にはホール素子磁束測定器を用いた。測定結果を Fig. 2 に示す。電流密度は水銀などを使用した模型にて電位差を測定し、電位差から電流密度を求める方法も考えられるが、ここでは下記のように計算によつて求めた。

一般にこのように限られた容積中の電流密度は解析的には求められない。しかし、電流は両電極下付近に集中すると考えられるから、溶鋼の容積が十分大きいと仮定して近似的に求めることができる。この仮定のもとで、電流密度は、次のようにして求めるのが簡単である。すなわち電流が正電極から流入し、溶鋼の無限遠に発散する場合と、溶鋼の無限遠から負電極に電流が流入してくる場合について電流密度ベクトルを別々に計算し、両者のベクトル和を求めればよい(Fig. 3 参照)。溶鋼無限遠

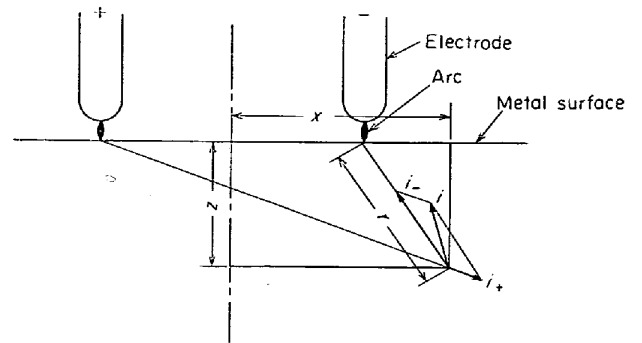


Fig. 3. Diagram which indicates current density calculating method.

から負電極に電流が流入する場合を考えると、この場合の電流密度  $i_-$  は

$$i_- = \frac{-I_A}{2\pi r^2} = \frac{-I_A}{2\pi} \cdot \frac{1}{(x-a)^2 + y^2 + z^2} \dots\dots (3)$$

と表わされる。  $I_A$  はアーク電流、  $x, y, z$  は Fig. 3 に示すよう電流密度を求めるべき溶鋼中の点の座標、  $r$  は電極直下よりその点までの距離を表わす。  $a$  は容器中心線から電極までの距離である。電流密度ベクトルの方向は  $r$  方向である。  $i_-$  の  $x$  成分  $i_{-,x}$  は  $i_-$  の  $x$  方向への投影であるから、

$$i_{-,x} = \frac{-I_A}{2\pi} \frac{1}{(x-a)^2 + y^2 + z^2} \cdot \frac{x-a}{\{(x-a)^2 + y^2 + z^2\}^{1/2}} \\ = \frac{-I_A}{2\pi} \frac{x-a}{\{(x-a)^2 + y^2 + z^2\}^{3/2}} \dots\dots (4)$$

同様にして正極から溶鋼無限遠に電流が発散する場合の電流密度の  $x$  成分  $i_{+,x}$  は

$$i_{+,x} = \frac{I_A}{2\pi} \frac{x+a}{\{(x+a)^2 + y^2 + z^2\}^{3/2}} \dots\dots (5)$$

となる。実際の電流密度の  $x$  成分  $i_x$  は

$$i_x = i_{+,x} + i_{-,x} \\ = \frac{I_A}{2\pi} \left[ \frac{x+a}{\{(x+a)^2 + y^2 + z^2\}^{3/2}} - \frac{x-a}{\{(x-a)^2 + y^2 + z^2\}^{3/2}} \right]$$

同様に、電流密度の  $y$  成分  $i_y$ 、  $z$  成分  $i_z$  は

$$i_y = \frac{I_A}{2\pi} \left[ \frac{y}{\{(x+a)^2 + y^2 + z^2\}^{3/2}} - \frac{y}{\{(x-a)^2 + y^2 + z^2\}^{3/2}} \right] \\ i_z = \frac{I_A}{2\pi} \left[ \frac{z}{\{(x+a)^2 + y^2 + z^2\}^{3/2}} - \frac{z}{\{(x-a)^2 + y^2 + z^2\}^{3/2}} \right] \dots\dots (6)$$

となる。

(6)式によつて両電極を含む  $x-z$  断面について、電流密度を求めた結果を Fig. 4 に示す。 Fig. 4 では  $I_A = 1, a = 1$  と無次元化してある。

Fig. 4 に示した電流密度と Fig. 2 に示した磁束密度より求めた攪拌力分布を Fig. 5 に示す。両電極を結ぶ  $x-z$  断面では  $i_y = 0, \sin \theta = 1$  である。 Fig. 5 によ

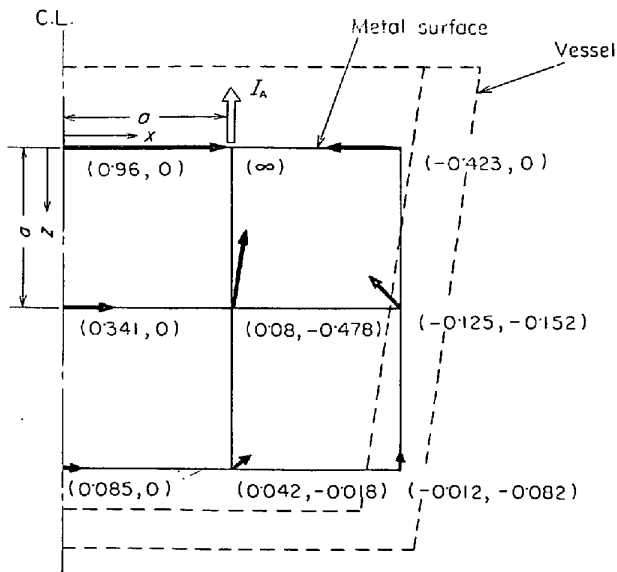


Fig. 4. Current density vector (x component and y component). ( $\times I_A/a^2$ )

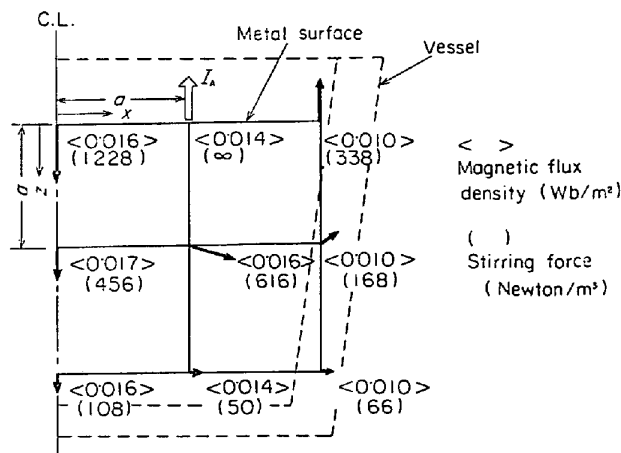


Fig. 5. Magnetic flux density and stirring force.

れば、溶鋼表面から  $a$  の深さ程度では十分な攪拌力があることがわかる。またそれ以下の下部の溶鋼も上部の溶鋼の移動につれて移動することが考えられ、十分下部まで攪拌されると判断される。このことは以下に述べる 200 kg 小容量装置における実験で確認された。

#### 4. モデル実験および 200kg 小容量装置による攪拌実験

##### 4.1 モデル実験

本原理による攪拌状況を確認するため、モデル実験を行なった。まず、容器として 100cc のピーカー、攪拌液体として水銀約 50cc を使用したモデルにより実験を行なった。磁界は永久磁石によつており容器中心部の磁束密度は約  $0.1 \text{ Wb/m}^2$  である。2本の電極を水銀中に浸漬し、5A の電流を流した。表面張力が大きいことと表

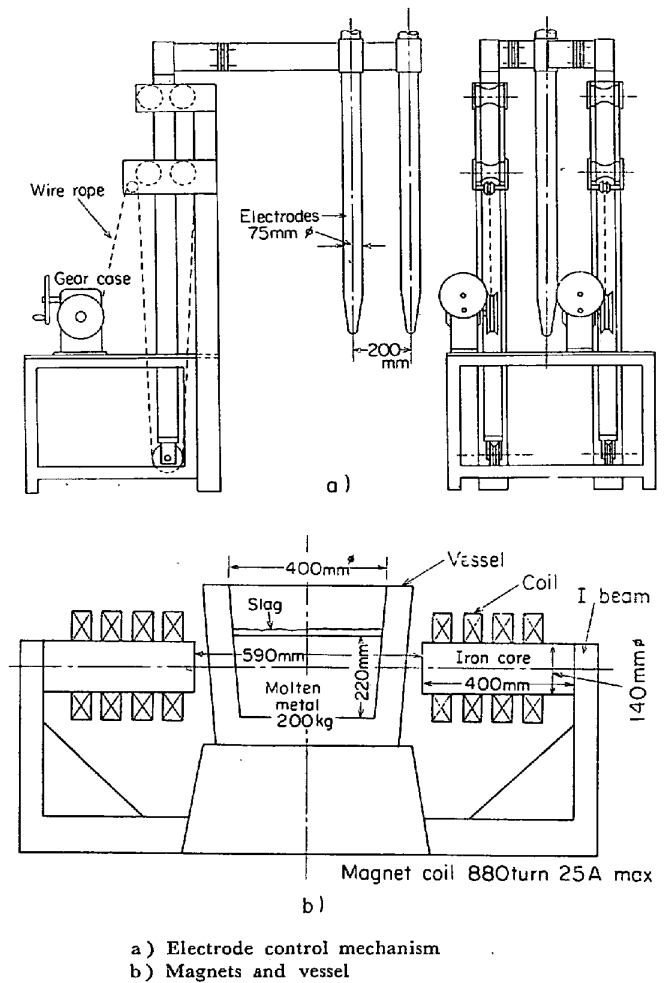


Fig. 6. Equipment for 200 kg molten metal.

面酸化膜のため表面の流線がはつきり観察されなかつたが、中心部が凹み、外側から内側へと流れていることが観察された。また同じ実験装置で攪拌液体に硫酸銅溶液を使用した実験を行なった。負極に銅が析出し、それが硫酸銅溶液中に散在し、溶液内部の動きがよく観察された。この実験では液体表面付近のみでなく、容器の下方まで十分攪拌されていることが認められた。

##### 4.2 小容量装置の概要

200 kg の溶鋼を処理しうる小容量の装置を製作し、装置の性能の確認、および実用装置の設計データを得るための実験を行なった。200 kg 誘導炉と組み合わせて使用することからこの装置の溶鋼処理量を 200 kg とした。

装置の概略を Fig. 6 に示す。電極には 75 mm  $\phi$  の黒鉛電極を使用している。アーク電流の調整は、減速ギヤにより手で電極を昇降することにより調整する。一たん、アークの安定な電極位置が決まると、あとは電極昇降調整をしなくても 10 min 程度は十分安定した放電を続けることができる。アーク電源は無負荷電圧 250V 最大電流 900A であり、50% 可飽和リアクトルを備え

ている。電極昇降の調整は正電極と溶鋼間、溶鋼と負電極間の電圧指示によつて行なう。溶鋼電位は溶鋼に挿入した小電極または容器外殻からとつている。磁界はFig. 6のように2個の電磁石によつて作られる。電磁石の連続使用最大励磁電流は25Aである。励磁電流25Aにて両磁極間の中央部、すなわち溶鋼の中央部の磁束密度は0.017 Wb/m<sup>2</sup>である。容器ライニングには80%アルミナリング材を使用した。容器の内径は400mmφであり、溶鋼深さは220mmである。電極間距離は容器内径の1/2の200mmφとした。

4.3 小容量装置による攪拌実験

溶鋼の表面の攪拌状況を観察した。溶鋼表面の動きは肉眼で十分観察された。これによると溶鋼表面の速度はアーク電流900A、容器中心部磁束密度0.17Wb/m<sup>2</sup>すなわち本装置の最大攪拌力において、平均30~40cm/secであつた。表面流れの方向はFig. 7に示すように電流および磁界の方向によつて異なり、外側からわき出て中心部にひき込まれる様子、または逆に中心部からわき出て外側に吸い込まれる様子が観察された。

攪拌の効果を調べるため溶鋼に合金を添加し、添加後の溶鋼上部、下部の成分の変化を調査した。以下に述べる実験はすべて高炭素クロム軸受鋼(SUJ2)を使用した。これは比較的凝固温度が低く、取扱いやすいためである。加熱攪拌中にFe-Si合金をSiが0.2%増加する量、また高炭素Fe-Cr合金をCrが0.19%増加する量だけ添加し、一定時間ごとに上部、下部の溶鋼サンプルを採取した。この結果をFig. 8a), b)に示す。Fig. 8において、攪拌力の単位として便宜上、アーク電流800A、容器中心部の磁束密度0.017 Wb/m<sup>2</sup>(電磁石励磁コイル電流25A)の場合を1とした。以下同様である。Fig. 8a)においては、攪拌力1であり、SiおよびCrは合金添加後5min以内で完全に均一化されていることがわかる。同じく、攪拌力1で、2minごとに成分を調べた他の実験例では、2minでほぼ成分が均一になつていたことがわかつた。Fig. 8b)は、攪拌力

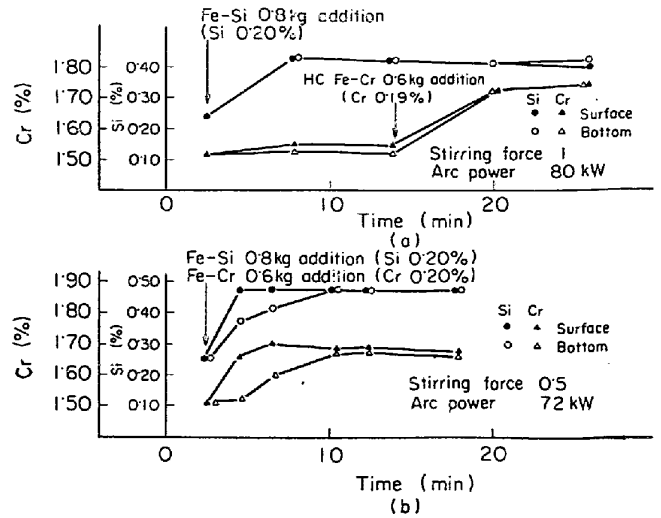


Fig. 8. Chemical compositions uniformity after alloy addition. (Fe-Si, Fe-Cr) Stirring force which is generated when arc current is 800A and magnetic flux density in center of vessel is 0.017 Wb/m<sup>2</sup> is made as "1". The force is represented in the same way in Fig. 9 and Fig. 10 too.

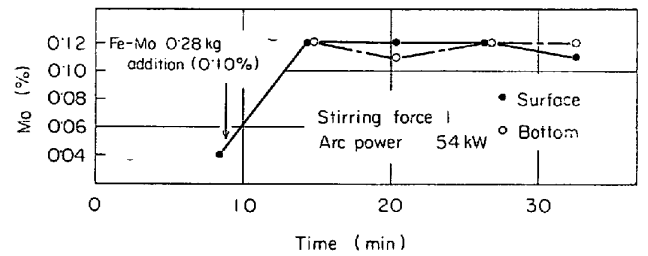


Fig. 9. Chemical composition uniformity after alloy addition (Fe-Mo).

0.5の場合であるが、成分が均一化するのに8minかかっている。このように、攪拌力の強弱によつて成分の均一になる時間が変化することがわかる。

次に、前述したように、攪拌力は溶鋼表面で強力に容器の下部では微弱であるため、攪拌効果が下部までゆきわたらないという懸念があつたため、容器底部に沈むような比重の大きいFe-Mo合金を添加して、その成分変化を調べた。結果はFig. 9に示すごとく、合金添加後5min以内に完全に均一化されており、下部のほうも十分攪拌されていることが推察された。

また、攪拌力に対する溶鋼上部、下部の温度差を調べた。溶鋼はアークによつて上方から加熱される。いつばう容器側壁、底部の耐火物の熱吸収によつて下部から吸熱される。そのため、攪拌が十分行なわれていないと溶鋼上部、下部の温度差は大きくなり、攪拌が十分行なわれていれば温度差はなくなると考えられる。それゆえ、溶

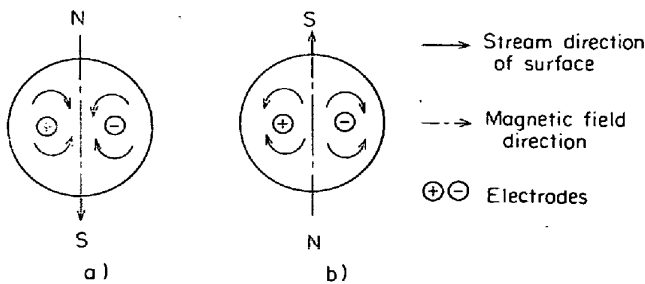


Fig. 7. Observed stream of metal surface according to magnetic field direction exchange.

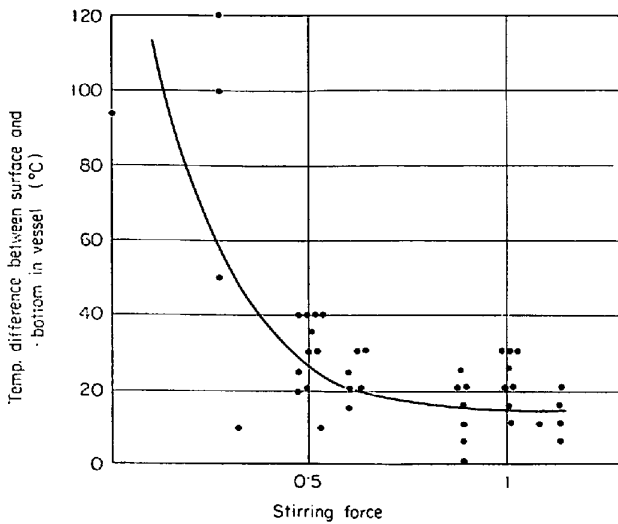


Fig. 10. Relation between stirring force and temperature difference of surface and bottom of metal.

鋼上部、下部の温度差が攪拌力を表わすパラメータになると考えられる。この関係を Fig. 10 に示す。Fig. 10 によれば、攪拌力が 0.5 以下になれば急激に温度差が大きくなり、攪拌が十分行なわれていないことがわかる。また前述の Fe-Si 合金、または Fe-Cr 合金の添加実験においても、攪拌力 0.5 以下になると Si または Cr の成分の均一化時間が目だつて長くなる。このことから攪拌力 0.5 以上をもつて本装置の能力を発揮する範囲と考え、またスケールアップにおける基準的な値とした。

### 5. スケールアップについて

4 に述べたように 200 kg 小容量装置にて十分攪拌が行なわれていることを確認したので小容量装置のデータを基礎として、実用装置 (2.7 t 用) の諸元を決定するためスケールアップの方法について検討した。

通常、スケールアップに際しては模型実験により、諸数値を変化したデータを求め、次元解析により適当な無次元項を選び、これらの無次元項間の関係を求め、この関係から実用装置の諸元を決定するのが一般的手法である。しかし、本装置の開発では実用装置の大きさかなり近い小容量装置 (スケール係数 2.38) にて溶鋼を使用して実験を行なっているから、上記のような一般的方法はとらず、小容量装置の諸元から直接理論的に実用装置の諸元を求めるといった方法をとつた。

一般に無次元量として Reynolds 数、Froude 数、Weber 数などが使用される。溶鋼は比較的粘度が小さく、比重が大きい。また本装置では溶鋼表面が極端に凹むようなこともない。以上のことから粘度に関係のある

Reynolds 数、表面張力に関係のある Weber 数は考慮に入れず、重力に関係のある Froude 数のみを考慮して検討を進めた<sup>9)</sup>。Froude 数のみを考慮した無次元方程式は

$$\frac{F}{\rho v^2 L^2} = \phi \left( \frac{v^2}{Lg} \right) \dots \dots \dots (8)$$

となる。F は溶鋼全体に作用する力、ρ は溶鋼密度、v は溶鋼速度、L は容器代表寸法、g は重力加速度である。

模型 (200 kg 装置) と実物 (2.7 t 装置) とで流れが相似になるためには、Froude 数  $N_{Fr}$  が両者で同一であることが必要である。すなわち

$$N_{Fr} = \frac{v^2}{Lg} = N_{Fr'} = \frac{v'^2}{L'g} \dots \dots \dots (9)$$

が成り立つことが必要である。ダッシュをつけたのは実物の値であり、ダッシュのないのは模型の値である。

(9)式より、

$$\tilde{v} = \sqrt{\frac{L}{L'}} \dots \dots \dots (10)$$

となる。ただし、~印は模型と実物の比を表わす。以下同様である。次に (8) 式は、(9) 式の条件より、

$$\frac{F}{\rho v^2 L^2} = \frac{F'}{\rho' v'^2 L'^2} \dots \dots \dots (11)$$

となる。(11) 式に (10) 式を代入すれば、

$$\frac{F}{\rho L^3} = \frac{F'}{\rho' L'^3}, \quad \frac{f}{\rho} = \frac{f'}{\rho'} \dots \dots \dots (12)$$

となる。ただし、この場合、(11)、(12) 式において  $\rho = \rho'$  である。f は (2) 式と同じく、溶鋼単位体積あたりに作用する力である。すなわち、スケールアップに際して Froude 数同一ということは、溶鋼単位体積あたりに作用する力を同一にするということになる。

溶鋼単位体積あたりの攪拌力 f を模型と実物とで同じ値に装置を設計するという事は、(2) 式より磁束密度 B と電流密度 i との積 Bi が模型と実物とで同じ値になるような設計にすることである。Bi が同一ということは、B および i をそれぞれ独立に同一にしなくてもよいというわけであるが、現実の問題としては、B および i をそれぞれほぼ同一という条件でスケールアップすることが以下に述べるように妥当であると考えられる。

一般に、アークによる溶鋼加熱は溶鋼表面単位面積あたりの投入熱量によつて制約される。投入熱量はアーク電圧とアーク電流の積であるが、本装置ではアーク電圧を上昇して、アーク長を長くすると磁界によりアークが不安定になる恐れがあるため、スケールアップに際して加熱電力の増加は、電圧は不変とし、電流の増加によるものとした。ただし、2 次的な手段として電圧上昇による電力増加はとることができる。このようにアーク電流

によつてのみ溶鋼表面積あたりの投入熱量を同一にするという条件は  $I_A/L^2$  の値を同一にするということである。これは、前述の攪拌力に関しては、 $\tilde{i} = \tilde{I}_A/\tilde{L}^2$  であるから、 $i$  を同一にしてスケールアップする条件と一致する。

次に、磁束密度について考察する。長さ  $l$ 、直径  $2r$  の棒状鉄心の電磁石の磁極から  $d$  だけ離れた点の磁束密度  $B_d$  は

$$B_d = k \frac{r^2}{2d^2} \cdot \frac{\mu_0}{N} \cdot \frac{I_c n}{l} \dots\dots\dots (13)$$

と表わされる (付録参照)。  $I_c$  はコイル励磁電流、  $n$  はコイル総巻数である。  $k$  はほぼ磁石の形によつて決まる定数である。  $\mu_0$  は真空透磁率 ( $\mu_0 = 4\pi \times 10^{-7}$ )、  $N$  は減磁率である。磁石の大きさは容器の大きさに比例する、すなわち  $\tilde{l} = \tilde{L} = \tilde{d}$  と考える。これは、一般に妥当な考え方である。このような条件で  $B_d$  が同一になるためには、(13) 式より

$$\tilde{I}_c \tilde{n} = \tilde{L} \dots\dots\dots (14)$$

でなければならない。(14)式は、電磁石の起磁力を同一にするということを表わしている。

次に、スケールアップに際し、(14)式を満足するには  $I_c$  を増大するか、  $n$  を増大するかという問題がある。コイルの大きさは鉄心の大きさに比例するとする。いま、  $I_A = L$ 、  $n$  を同一にするという方針をとる。コイル断面

積は  $L^2$  に比例し、コイル長さは  $L$  に比例するから、コイル抵抗  $R$  については、  $\tilde{R} = 1/\tilde{L}$  となる。コイル消費電力  $W_c$  については  $W_c = I_c^2 R$  であるから  $\tilde{W}_c = \tilde{L}$  となる。また、コイル印加電圧  $E_c$  については、  $E_c = R I_c$  であるから、  $E_c$  は同一となる。これに反して、  $I_c$  を同一にし、  $\tilde{n} = \tilde{L}$  の方針をとると、  $\tilde{R} = \tilde{L}$ 、  $\tilde{W}_c = \tilde{L}$ 、  $\tilde{E}_c = \tilde{L}^2$  となり、コイル印加電圧が高くなり、現実には好ましい方向ではない。このようなことから前者の  $\tilde{I}_c = \tilde{L}$ 、  $n$  を同一にするという方針をとつた。

以上の検討結果により、200 kg 装置と 2.7 t 装置にて溶鋼単位体積あたりの攪拌力を同一にするという条件で求めた 2.7 t 装置の諸元を Table 1 に示す。2.7 t 装置用電磁石は水冷にしたため、上述の方針とは異なっており、結果的には、より励磁電流を大きくし、巻数をより少なくする方向となつている。

以上述べてきた Froude 数を模型と実物とで同一にする、すなわち、溶鋼単位体積あたりの攪拌力を同一にするという条件で装置設計基準を決めたわけであるが、このような条件のもとでは、攪拌能力がどのように変化するかを検討する。攪拌能力については、目的、場合により必ずしも同様に定議できないが、ここでは、溶鋼の一部が容器の代表寸法  $L$  を移動する時間、たとえば、溶鋼が溶鋼表面から底部に達するまでの時間をもつて表わすとする。この時間  $T$  は、  $T = L/v$  と表わされるから、

$$\tilde{T} = \tilde{L}/\tilde{v} = \tilde{L}/\sqrt{\tilde{L}} = \sqrt{\tilde{L}} \dots\dots\dots (15)$$

Table 1. Ratios of prototype to model and dimensions of 200 kg and 2.7 t equipment. These numbers in this table are calculated such a condition of making stirring force per unit volume of molten metal on 2.7 t equipment equal to that on 200 kg equipment.

Items	Ratios of prototype to model	Dimensions of 200kg equipment	Dimensions of 2.7 t equipment
Weight of molten steel	$\tilde{L}^3 = 13.5$	0.2 t	2.7 t
Lade tcale (diameter)	$\tilde{L} = 2.38$	40 cm	96 cm
Stirring speed*	$\sqrt{\tilde{L}} = 1.54$	1	1.54
Arc current density*	1	1	1
Arc current	$\tilde{L}^2 = 5.68$	800 A	4550 A
Magnetic flux dencity in center of vessel	1	0.017 Wb/m <sup>2</sup>	0.017 Wb/m <sup>2</sup>
Magnetic scale (iron core diameter)	$\tilde{L} = 2.38$	14 cm	32 cm***
Magnet coil exciting current**	$\tilde{L} = 2.38$	25 A	56 A***
Magnet coil power (× 2)	$\tilde{L} = 2.38$	2.5 kW	5.6kW***

\* Only indicate ratio  
 \*\* On condition that number of turns of coil is constant  
 \*\*\* Magnet is not designed by these value because of change of magnet figure.  
 $\tilde{L}$  Scale factor; Ratio of prototype scale to model scale

となる。200 kg 装置と 2.7 t 装置のスケール係数  $\tilde{L}$  は 2.38 であるから  $\tilde{T}=1.54$  となる。4 で述べたように、Fig. 10 にて攪拌力が 0.5 の点を攪拌力の基準点として考えると、2.7 t 装置では、この点が  $0.5 \times 1.54 = 0.77$  にずれることになる。Fig. 10 と同様な実験を 2.7 t 装置で行なつたことを示す 7 の Fig. 13 では、この点は 0.7 程度であり、攪拌能力が(15)式で定議づけられることを、ある程度裏づけしている。

## 6. 2.7 t 装置による操業試験

以上の方針に従つて、2.7 t 小型アーク炉と組み合わせて操業する生産規模の装置を製作し、操業実験を行なつた。

### 6.1 2.7 t 装置の概要

装置の外観を Photo. 1 に示す。また、断面図を Fig. 11 に示す。装置の概要は次のとおりである。

- 1) 溶鋼処理量：最大 2.7 t

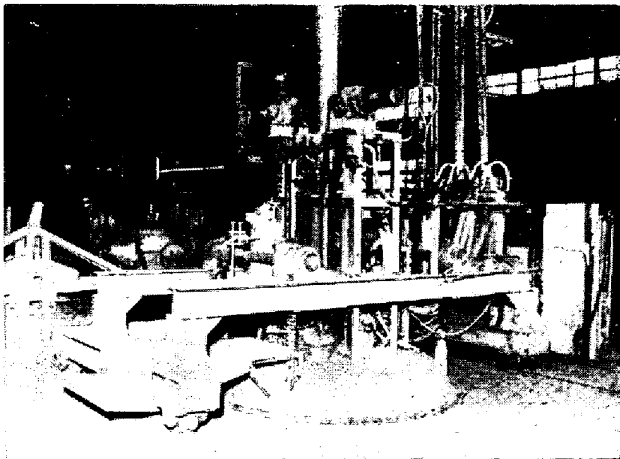


Photo. 1. Appearance of the 2.7 t ladle refining equipment.

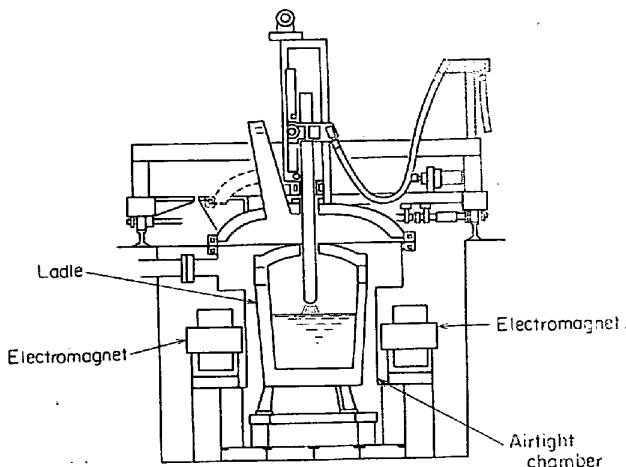


Fig. 11. Schematic diagram of the 2.7 t ladle refining equipment.

- 2) アーク電源：最大電流 4550ADC, シリコン整流方式, 最大電力 900kW, 50% リアクトル付

- 3) 電磁石：鉄心寸法 300 mm  $\phi$   $\times$  600 mm, 励磁コイル巻数 220, 水冷, 励磁電流 400 A 2 台,

- 4) 取鍋：内径 960 mm  $\phi$ , 溶鋼深さ 600 mm

本装置は、取鍋精練後、スライディングノズルを通じて溶鋼を直接鑄型に鑄込むことができる。取鍋精練中に攪拌の方向を逆転できるように、電磁石の極性を変更することができる。取鍋は気密容器内に置き、雰囲気調節が容易にできるようにした。場合によつては、ポーラスプラブを通じて下方から不活性ガスを吹き込むこともできる。

### 6.2 操業方式

本装置による操業は柔軟性に富んでおり、肌焼鋼、強靱鋼、合金工具鋼、ステンレス鋼など各鋼種について多くの操業パターンを試み、その可能性を確かめた。それらの操業パターンのうち、代表的な例 (A 法, B 法) を Fig. 12 に示す。A 法はアーク炉へ造滓材を投入し、造滓材熔融後直ちに取鍋に出鋼する方式であり、B 法は酸素吹精後直ちに除滓し、裸湯で出鋼し造滓材を取鍋内に投入する方式である。以下主として B 法による操業について述べる。

通常鋼種では酸素吹精後完全除滓し、Si-Mn などの合金の一部を添加し直ちに取鍋に出鋼する。出鋼温度は通常アーク炉法と同じでとくに過熱はしない。生石灰などの造滓材はすべて取鍋内に投入する。出鋼時の温度降下を含めて、出鋼直前から取鍋精練装置の通電開始までの温度降下は 100~120°C であり、投入電力 500~550kW で通電した場合、約 8~12 min で溶鋼の温度降下が停止し、その後の温度上昇速度は 5~6°C/min である。合金添加などを行ない、所定の鑄込温度に達するまでに 25~40 min かかり、この間に脱酸脱硫処理は完了する。本方式の操業は容易であり、この結果、酸素吹精直後に除滓出鋼することにより、アーク炉酸化期の 10~15 min 程度の短縮と還元期の完全なる省略が可能であることが判明した。

## 7. 操業結果

### 7.1 攪拌効果

取鍋内の比較的深い溶鋼を上部からアーク加熱する場合は前述したように攪拌を実施しなければ、溶鋼上部は高温となり、下部は低温になりやすい。溶鋼上部の温度差と攪拌力の関係を調べた結果を Fig. 13 に示す。溶鋼温度はカーボンスリーブ浸漬温度計にて上、下部を同時



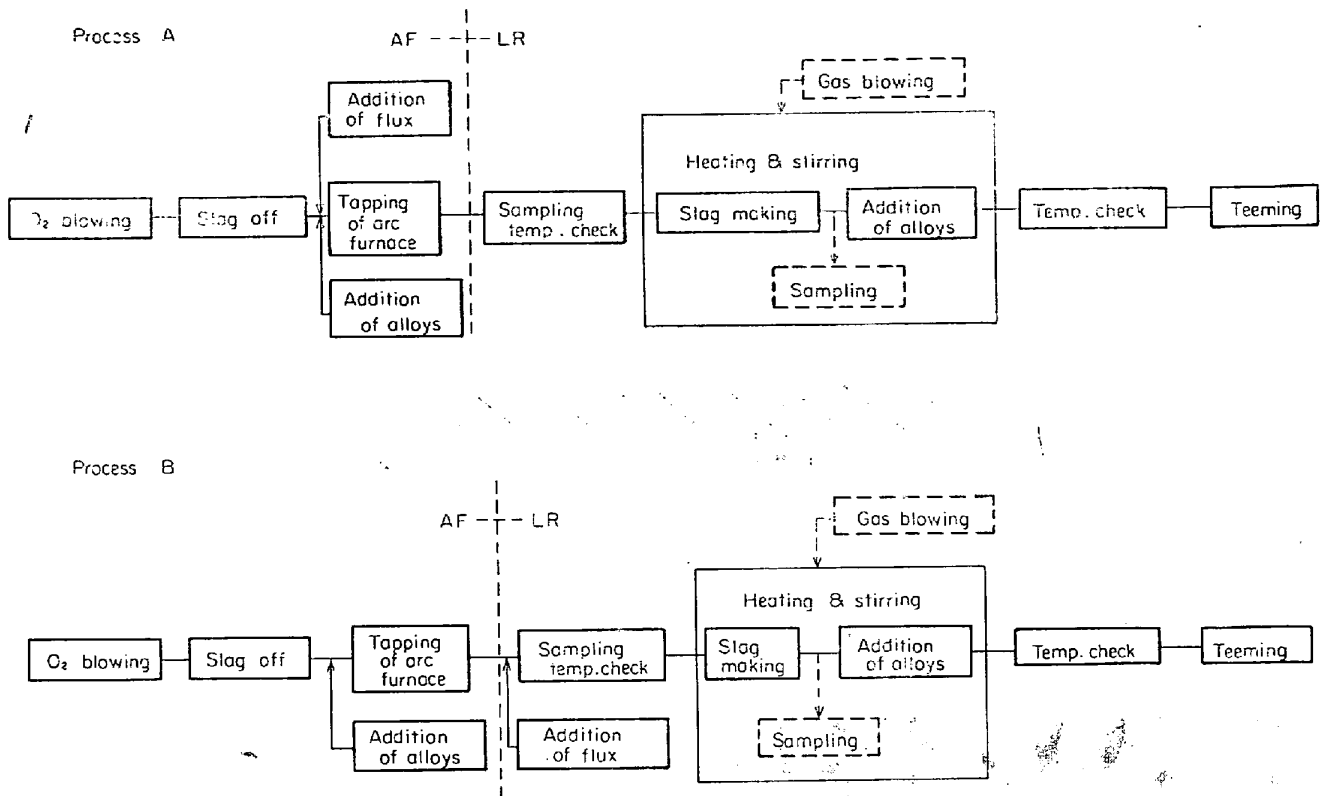


Fig. 12. Flow charts of typical processes of the ladle refining.

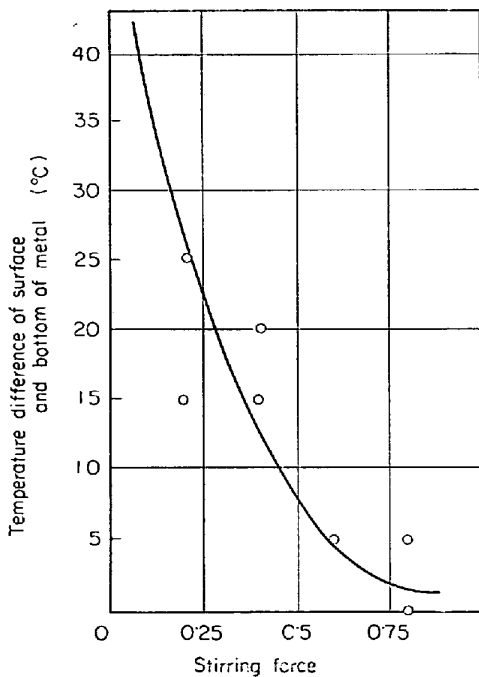


Fig. 13. Relation between stirring force and temperature difference of surface and bottom of metal in 2.7 t ladle.

に測定している。この場合の攪拌力は 200 kg 装置と対比して装置の定格アーク電流 2550 A, 取鍋中央の磁束密度 0.017 Wb/m<sup>2</sup> の場合を 1 とした。溶鋼の温度測定は所定の攪拌力で 20 min 加熱攪拌を実施した後に行な

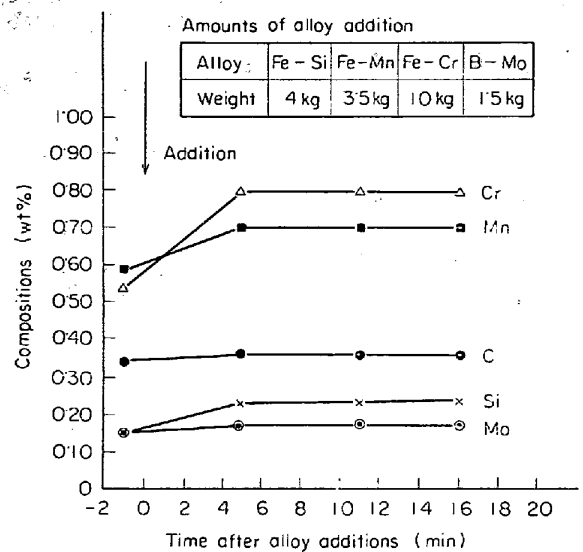


Fig. 14. Chemical composition changes after alloy addition at 1590°C.

つた。Fig. 13 から 0.7 程度の攪拌力で溶鋼上下部の温度差が 5°C 以内になることがわかる。

また、攪拌力 0.9 の場合の添加合金の均一化については Fig. 14 に示すごとくである。低炭素 Fe-Si, 低炭素 Fe-Mn, 高炭素 Fe-Cr, ブリケット Mo, 合計 19 kg を同時添加した場合の成分変化を示す。各成分はすべて合金添加 5 min 以内で均一になっている。2.7 t 装置で

の攪拌力 0.9 は、4 で検討した攪拌能力が同一の点で対比すると、200 kg 装置での攪拌力 0.58 にあたる。200 kg 装置で攪拌力 0.58 であれば 5 min 程度で成分は均一化されており、Fig. 14 の 2.7 t 装置の実験例では 5 min 以内で均一化されているから、このような成分均一化時間の比較からも、4 で検討した攪拌能力の考え方が実証されているとみられる。また、一般に、通常合金元素の歩留は、ほぼ 100% と良好であり、Al, Ti など活性元素の添加歩留も普通アーク炉法より 20% 程度上昇している。

### 7.2 脱酸脱硫効果と精錬材の清浄度

B 法で操業した場合の精錬効果について述べる。本装置では、塩基性還元スラグの関与する脱酸を行なうことはもちろんであるが、Al を添加し、攪拌によつて脱酸生成物の浮上を促進することにより、迅速な脱酸が行なわれる。Al 添加攪拌により 100~250 ppm の酸素含有量の低合金鋼を 25~35 ppm まで下げた。また、スラグメタルの相互攪拌により、脱硫が促進されている。低合金鋼の場合の脱硫率はスラグメタルの界面積が 2 t アーク炉のその 1/3 にもかかわらず、アーク炉脱硫率と同等あるいはそれ以上である。しかも、この脱硫効果は通常の白滓でアーク炉の 1/2 以下のスラグ量で得られている。

このような脱酸脱硫効果により、精錬材の清浄度は、合金工具鋼の例を Table 2 に示すごとく、アーク炉普通法のそれよりすぐれている。

### 7.3 取鍋ライニングとスライデングノズルの寿命

本取鍋精錬法では、溶鋼と溶滓とが常に攪拌されているので通常のストッパー方式のノズルでは精錬時間がストッパーの耐用性の面から制約される。しかし、スライデングノズルの採用によりこの問題は解決された。取鍋精錬処理時間が 2 hr 以上になつても問題は発生していない。またノズルの連続使用回数も、2.7 t の小容量装置ではあるが、平均 10 チャージのレベルまで向上改善がなされた。

Table 2. Comparison of cleanliness of tool alloy steels. (Area%, JIS method)

Refining method	Type of inclusion			
	Total	Type A	Type B	Type C
Ladle refining method	0.05	0.04	0.00	0.01
Normal arc furnace method	0.08	0.05	0.01	0.02

スラグメタルの攪拌作用に基づく取鍋ライニング寿命も本法の問題点であり、適切なライニング材の選定と操業法の改善によりライニング厚さ 65 mm でとくに浸蝕の激しいスラグラインでも耐用回数 30 チャージ以上が達成されているが、さらに経済的な見地から努力を必要とする。

## 8. 結 言

直流電磁攪拌による溶鋼攪拌機能とアーク加熱機能を有する大気圧下の取鍋精錬方式を研究開発した。攪拌方式は溶鍋の上方の 2 本の電極により溶鋼中に直流電流を流し、取鍋外部よりの直流磁界と溶鋼中の電流の相互作用によつて溶鋼を主として上下方向に攪拌するものである。

この方式により小容量装置を製作し、加熱、攪拌の実験を行ない、この実験結果と理論的検討により 2.7 t 装置を設計、製作し、操業試験を行なった。

本装置を用いる取鍋精錬プロセスによれば適切な造滓をしつつ、加熱攪拌を行なうことによつて成分の微調整、溶鋼温度の調整、ならびに脱硫、脱酸について通常のアーク炉製鋼プロセスの場合よりもすぐれた効果が発揮されることがわかった。また、スケールアップの過程において、Froude 数のみの無次元方程式によつてスケールアップを検討したが、実験結果からこの考え方は妥当であることがわかった。

本法を組み入れた製鋼プロセスの経済性については、還元期を省略したアーク炉溶解との組み合わせによる生産性の向上などのメリットが考えられるが、他方取鍋内張耐火物を維持するためのコスト増大というデメリットをいかに克服するかという問題が存在し、注意しなければならない。

本研究にあつて、大同製鋼(株)中央研究所研究部、吉田浩二、渡辺泰男の両氏、大同製鋼(株)高蔵製作所の諸氏の協力を得た。

付録 電磁石の設計について

Fig. 15 に示すよう、磁極から  $d$  だけ離れた点の磁束密度  $Bd$  が与えられたとき、この磁束密度が得られるような電磁石設計法が必要であるが、とくに定まつた一般的な方法がないので概略設計法を検討した。

まず、磁極表面の磁束密度  $B$  を求める。コイルの起磁力を  $H_0$  とすれば、コイル中に磁極を入れた場合、磁極の減磁により、磁界強度  $H$  は

$$H = \frac{H_0}{1 + N(\mu_s - 1)} \dots \dots \dots (16)$$

と表わされる。 $N$  は磁極の形によつて決まる自己減磁率

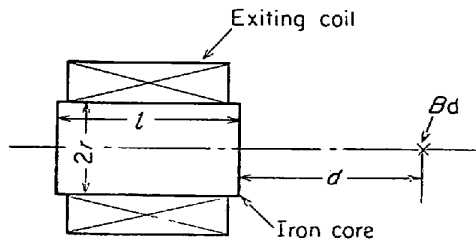


Fig. 15. Diagram which explains how to design magnet.

$\mu_s$  は磁極の比透磁率である。磁極表面の磁束密度  $B$  は

$$B = \frac{\mu_0 \mu_s H_0}{1 + N(\mu_s - 1)} = \frac{\mu_0 H_0}{N} \cdot \frac{1}{1 + (1/N - 1)} = \frac{\mu_0 H_0}{N} \dots (17)$$

ただし、 $1/N - 1 \ll \mu_s$ 、磁極の形が  $l/2r = 2$  の場合は、 $N = 0.14$  であり  $\mu_s = 500$  とすれば、 $1/N - 1 \ll \mu_s$  は満足される。一般に、ここで考えているような  $l/2r < 10$  の磁石については(17)式の右辺の近似計算で十分である。

つぎに、磁極表面の磁束密度を  $B$ 、磁極の半径を  $r$  とすれば、磁束は  $\pi r^2 B$  となる。この磁束が磁極からの巨離  $d$  の 2 乗に反比例して、半球状に拡がっていると考えられる。(このことは、実験にてほぼなりたつていことが確認された。)また、コイルを無限長と考えれば、 $H_0 = I_0 n / l$  である。よつて、磁極より  $d$  の距離における磁束密度  $B_d$  は、

$$B_d = \frac{r^2 B}{2d^2} = \frac{r^2}{2d^2} \cdot \frac{\mu_0 H_0}{N} = \frac{r^2}{2d^2} \cdot \frac{\mu_0}{N} \cdot \frac{I_0 n}{l} \dots (18)$$

となる。(18)式により、要求される  $B_d$  をうるための電磁石の諸元を決定できるが、無限長コイルと仮定したことなどから、実際の  $B_d$  は(18)式によつて計算した値より小となる。それゆえ、200 kg 装置用磁石、実験用磁石などいろいろの形の磁石について、実測値と計算値の比  $k$  を求めた。  $k$  はおおむね  $l/2r$  の関数となり、Fig. 16 に示したようである。2.7 t 装置用磁石は、実験用磁石に比べてコイル幅にたいするコイル直径の比が大きく、

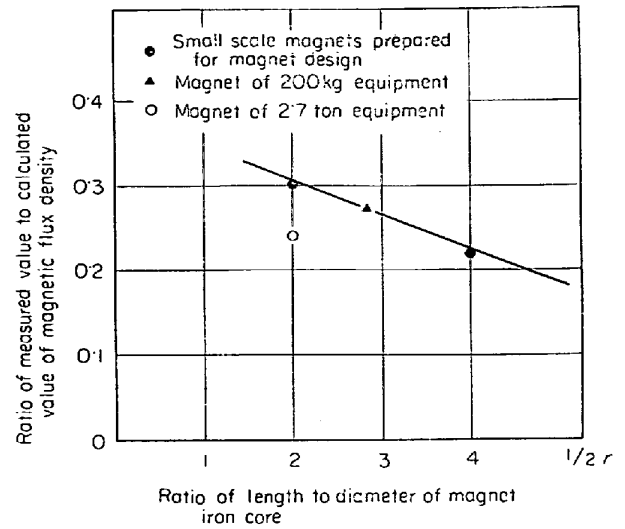


Fig. 16. Corrective factor for electromagnet design.

漏洩磁束が大きいため  $k$  が小さい値になつたと考えられる。Fig. 16 の  $k$  と(18)式により、電磁石の設計ができる。上記の計算は1個の電磁石についての計算であるが、本装置のように2個の電磁石を使用する場合は、1個の電磁石による磁束密度計算値を重畳して求めればよい。

文 献

- 1) Iron Steel, (1967)4, p. 130
- 2) Iron Steel Eng., 43(1966)5, p. 147
- 3) 渡辺(一), 吉田, 渡辺(泰): 鉄と鋼, 56(1969)11 p. 421
- 4) 滝波, 高橋, 小野: 鉄と鋼, 56(1969)11, p. 422
- 5) 渡辺(一), 吉田, 渡辺(泰): 電気製鋼, 41(1970)4, p. 277
- 6) 滝波, 高橋, 小野: 電気製鋼, 41(1970)4, p. 282
- 7) 松本, 斎藤, 阿部, 本郷: 鉄と鋼, 53 (1967)7, p. 100
- 8) R. J. McCULLOUGH: J. Metals, 14 (1962) 12, p. 907
- 9) 吉田(恵): 電気製鋼, 27(1956)6, p. 311
- 10) 中村: 模型理論とスケールアップ, (1964), p.98 [日刊工業]