
ASEA-SKF 取鍋精錬炉における溶鋼の環流速度

The Circulation Rate of Molten Steel in the Ladle of the ASEA-SKF Process

藤井 徹也(Tetsuya Fujii) 松野 淳一(Junichi Matsuno) 大井 浩(Hiroshi Ooi)

要旨：

放射性同位元素によるトレーサー実験と溶鋼の混合モデルによるモデル解析とを併用し、ASEA-SKF 100t 取鍋精錬炉における溶鋼の環流速度を求めた。溶鋼中への RI の挿入後、浴表面中心での放射能強度の経時変化を測定した。また、測定値にもとづいて溶鋼の流動状況を測定した。得られた結果をつぎに示す。1) 完全混合に必要な時間は 80～100 sec であり、この時間は RI の挿入位置や誘導攪拌の方向に依存しない。また、取鍋中に滞留部は存在しない。2) 混合モデルによるインパルス応答の計算結果と測定値とを比較し、75～85t/min なる環流速度を得た。3) 溶鋼の混合拡散係数は $1.0 \times 10^{-2} \sim 5.0 \times 10^{-2} \text{ cm}^2/\text{sec}$ の範囲にある。

Synopsis：

The circulation rate of molten steel in the ladle of the ASEA-SKF (100t) process was investigated with the aid of radioactive tracer technique coupled with mixing model analysis. After the insertion of RI into molten steel, changes with time were measured in the radioactivity of the molten steel at the central portion of the bath surface. Based on the measured values, the flow pattern of molten steel was estimated. The results obtained are: 1) The time required for complete mixing of molten steel is observed to fall within 80 to 100 sec. This value does not depend on the position of RI inserted and on the direction of the induction stirring. Any stagnant zone is not observed in ladle. 2) Comparison of calculated impulse response, which is deduced from the mixing model analysis, with experimental observations yields the circulation rate of about 70 to 85 t/min. 3) The back mixing coefficient of molten steel is found to be in the range of 1.0×10^{-2} to $5.0 \times 10^{-2} \text{ cm}^2/\text{sec}$.

(c)JFE Steel Corporation, 2003

ASEA-SKF 取鍋精錬炉における溶鋼の環流速度

The Circulation Rate of Molten Steel in the
Ladle of the ASEA-SKF Process

藤 井 徹 也*

Tetsuya Fujii

松 野 淳 一**

Junichi Matsuno

大 井 浩***

Hiroshi Ooi

Synopsis:

The circulation rate of molten steel in the ladle of the ASEA-SKF(100t) process was investigated with the aid of radioactive tracer technique coupled with mixing model analysis. After the insertion of RI into molten steel, changes with time were measured in the radioactivity of the molten steel at the central portion of the bath surface. Based on the measured values, the flow pattern of molten steel was estimated.

The results obtained are:

- 1) The time required for complete mixing of molten steel is observed to fall within 80 to 100 sec. This value does not depend on the position of RI inserted and on the direction of the induction stirring. Any stagnant zone is not observed in the ladle.
- 2) Comparison of calculated impulse response, which is deduced from the mixing model analysis, with experimental observations yields the circulation rate of about 70 to 85 t/min.
- 3) The back mixing coefficient of molten steel is found to be in the range of 1.0×10^2 to 5.0×10^2 cm²/sec.

1. 緒 言

水島製鉄所電炉工場に設置された ASEA-SKF 方式による 100t 取鍋精錬炉 (Ladle Refining Furnace, 略称 LRF) は昭和45年3月より順調に稼動し、転炉または電弧炉の溶鋼を減圧処理して鍛鋼、厚板、および、その他の鋼材が製造されている。

この方式の特徴は溶鋼のアーキ加熱装置と誘導攪拌装置にあり、一般に減圧処理法の難点であった処理中の温度降下を加熱装置でおぎない、さらに誘導攪拌によって精錬効果をあげるよう意図されている。本設備による減圧処理後の水素は平均 1.5ppm, 酸素は約 25ppm 以下であり、含有窒素量は約40%減少し、Sも除去されるというすぐれた成績が得られている。

従来、冶金装置内の溶鋼の混合状態を求めるた

* 技術研究所製鋼研究室

** 技術研究所製鋼研究室主任研究員

*** 技術研究所製鋼研究室室長・工学博士

めに RI をトレーサーとした実験がかなり報告されているが^{1)~5)}、その大部分は添加合金などの均一溶解時間の測定であり、RH 環流脱ガス装置の溶鋼の環流速度の測定^{6)~8)}を除いては、浴内溶鋼の混合や流動状態を定量的に表示する研究はあまりなされていない。T. A. Engh ら⁹⁾は連続製鋼炉内における溶鋼の滞留時間分布を測定し、炉内溶鋼の流動状態をモデル化し、流動状態の定量的表示を試みている。

一方、化学工業における反応装置では、トレーサー実験結果にもとづいて装置内の流体の混合、流動の研究が多く行なわれ、流動状態と反応率との関係も求められている。特に、攪拌槽においては、槽内の流体の混合のモデル化が多く行なわれ、種々のモデルが報告され、流動、混合状態の定量的な表示もかなりの精度で可能である。

電磁誘導攪拌されている炉内溶鋼の流動に関する研究は数少なく、誘導攪拌力をメカニカルな攪拌力に置き代えたモデル実験¹⁰⁾や、誘導コイルの特性にもとづいて炉内溶鋼に与えられるエネルギーの算出、および、速度分布の仮定から平均速度を求めることが行なわれている¹¹⁾にすぎない。

著者らは、LRF 溶鋼中に放射性同位元素を挿入し、浴表面にてその応答を測定し、混合モデルによる解析を併用して誘導攪拌時の取鍋内溶鋼の混合および環流速度の定量的表示を試みた。

2. 実験

2.1 実験装置

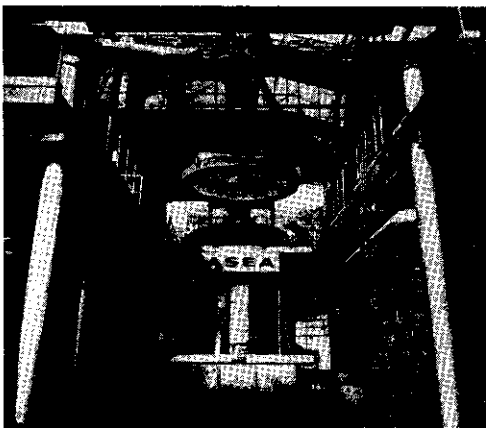


Photo. 1 The equipment of 100t ASEA-SKF ladle furnace

LRF 設備の概要を Table 1, Photo. 1 に示す。それぞれ 90° の位相をずらした 4 段の低周波誘導コイルが取鍋周囲に設置されている。これらのコイルは溶鋼中に進行磁場と誘導電流を生じ、磁場と電流の相互作用によって炉壁近傍の溶鋼は上向きの電磁力を受け、Fig. 1 に示す溶鋼の流動

Table 1 Equipments of ASEA SKF process

1) Heat capacity	100t
2) Heating equipment	
a) Transformer	8,000kVA, max. 11,000kVA
b) Dia. of electrode	12φ inch
3) Ladle shell	
a) Inner dia.	3,250mm
b) Total height	4,450mm
c) Material	SUS27
d) Stopper	Electromotive stopper manipulator
4) Electromagnetic induction stirrer	
a) Induction coil	Inner dia. 3,450mm Height 3,100mm
b) Low frequency converting generator	350kVA × 2
c) Frequency	1.0~1.2Hz
5) Vacuum system	
a) Type	Five stages steam ejector Three stages condenser
b) Operating pressure	0.05Torr
c) Ejection rate	45kg/hr at 0.05 Torr
d) Steam consumption	Max. 11,900kg/hr

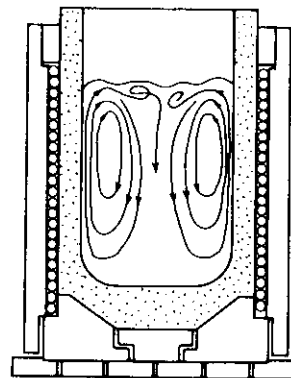


Fig. 1 Schematic picture of the flow pattern of molten steel in the ASEA-SKF ladle

が生じる。普通操業の場合には、スラグによる炉壁耐火物の侵食を防ぐために Fig. 1 に示すような正方行の攪拌となっているが、炉壁近傍に下降流が生じ、取鍋中心で上昇流が生じる逆方向の攪拌操業も可能である。

2.2 実験方法

LRF に溶鋼を受鍋後、加熱装置を使用して浴温を 1560°C まで上昇する。その後、電磁攪拌装置を作動させた状態で取鍋を受鍋位置まで移動し、実験を開始する。

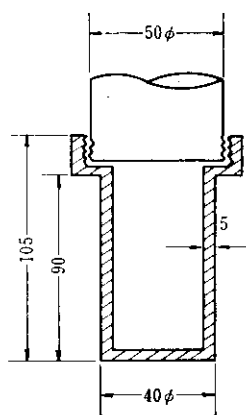


Fig. 2 Shape of a capsule

放射性同位元素 ^{198}Au または ^{60}Co を Fig. 2 に示す鋼製カプセルに封入し、50mmφ 鋼棒で保ち、ストッパー挿入用マニピュレーターにて溶鋼中に挿入した。RI 挿入後、10~30 sec 間隔でポンプサンプルを採取し、放射能測定用の試料とした。RI の挿入位置、および、ポンプサンプル採取位置は、後述の混合モデルによる解析が容易なように、底部中心と浴表面中心とした。また、滞留部の存在の有無を確認するために底部炉壁近傍への RI の挿入も行なった。

なお、RI を封入したカプセルの浴中での溶解所要時間を求めるための予備実験を行ない、40±sec なる値を得た。

2.2 実験結果

RI 挿入位置、電磁誘導攪拌装置の攪拌条件を変化させて10チャージの実験を行なった。実験条件を Table 2 に示す。

採取した試料の放射能測定結果を実験条件別に Fig. 3, 4 に示す。横軸の時間は、カプセルの溶解所要時間 40sec を考慮して示す。また、縦軸の放射能強度は、挿入された RI が浴中に均一に分布したとみなされる 240sec 以後の試料の放射能強度で無次元化して示した。

電磁誘導攪拌装置の効果を確認するために、

Table 2 Experimental condition

Run. No.	Isotope	Radioactive intensity (mc)	Position of RI inserted	Condition of induction stirring		Temperature (°C)
				Frequency (Hz)	Direction	
1	^{198}Au	200	Center, Bottom	No stirring		1560
2	^{198}Au	200	Center, Bottom	0.9	Standard	1560
3	^{198}Au	200	Center, Bottom	1.1	Standard	1560
4	^{60}Co	5	Center, Bottom	1.1	Standard	1560
5	^{60}Co	5	Center, Bottom	1.1	Standard	1565
6	^{60}Co	5	Center, Bottom	1.1	Standard	1560
7	^{60}Co	5	Wall, Bottom	1.1	Standard	1560
8	^{60}Co	5	Wall, Bottom	1.1	Standard	1565
9	^{60}Co	5	Center, Bottom	1.1	Reverse	1555
10	^{60}Co	5	Center, Bottom	1.1	Reverse	1560

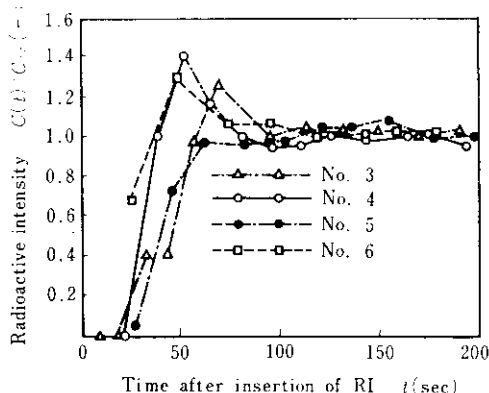


Fig. 3 Variations of the radioactive intensity at the central portion of the bath surface for the insertion of RI to the central portion of the bottom of ladle (standard direction)

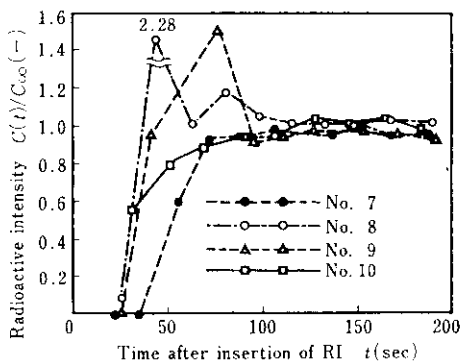


Fig. 4 Variations of the radioactive intensity at the central portion of the bath surface
No. 7, 8: RI was inserted to the neighborhood of wall at the bottom of ladle (standard direction)
No. 9, 10: RI was inserted to the central portion at the bottom of ladle (reverse direction)

No. 1 の実験では攪拌装置を作動せせずに実験を行なった。その結果、RI 挿入後 240sec の試料においても放射能が検出されないことがわかった。No. 2 の実験では、RI 挿入後 240sec の試料と LRF 処理終了時の試料との放射能強度を比較し、両試料の放射能強度は測定誤差の範囲内で同一値が得られることを認めた。したがって、No. 3 以後の実験では、完全混合後の試料中の放射能強度 C_∞ の値に、240sec 以後の試料の放射能強度を使用した。

Fig. 3 は底部中心に RI を挿入した場合で、電磁攪拌の方向は正である。No. 3, 4, 6 の実験では、RI 挿入後 50~70sec で放射能強度にピークがみられ、その後、80~100sec で $C(t)/C_\infty = 1$ となり、挿入された RI が浴中に均一に分散したことがわかる。なお、No. 5 の実験ではピークが得られなかったが、この理由は、サンプリングの時間間隔が大きすぎて、ピークを検出できなかったものと考えられる。

電磁攪拌の方向が正で、底部側壁近傍に RI を挿入した No. 7, 8 の実験、および、電磁攪拌の方向が逆で底部中心に RI を挿入した、No. 9, 10 の実験結果を Fig. 4 に示す。両実験結果ともに、得られた放射能強度にはピークが得られたものと得られないものがあり、実験結果には大きなばらつきがある。しかし、挿入された RI が浴中に均一に分散するに要する時間は 80~100sec であり、Fig. 3 に示した結果と同じ値が得られた。上述のばらつきの原因として、No. 7, 8 の実験では 3 次元の流れの効果の影響であろう。また、No. 9, 10 の実験では逆方向の流動が定常状態に達していないためと思われる。すなわち、正方向の攪拌条件のもとで加熱中の炉において、電磁攪拌装置を逆方向に切り替え約 3 min 後に実験を開始したが、正方向の溶鋼流の影響が残っていたために生じたものと考えられる。

RI の挿入位置、電磁攪拌の攪拌条件の変更にもかかわらず、挿入された RI は 80~100sec で一定濃度となり、浴中には滞留部が存在しないことがわかった。また、電磁攪拌装置を作動させない場合には、RI 挿入後 240sec の試料においても放射能が検出されず、電磁攪拌装置が浴の混合にきわめて効果的なことが理解できる。

3. 取鍋内溶鋼の混合のモデル解析

Fig. 1 に示す流動パターンをモデル化するにあたって種々のモデルが考えられる。取鍋内の流動状況を直接観察することは不可能なので、複雑なモデルを採用することはパラメータの数を増すのみである。実験結果、すなわち、滞留部は存在せず、溶鋼はほぼ均一に攪拌されていることを考慮

に入れて、装置内の流体の混合モデルとして比較的一般的な完全混合槽列モデルと拡散モデルを採用し、両モデルを使用して実験結果を解析する。なお、以後の解析では、底部中心に RI を挿入し、浴表面中心でその応答を検出した実験を対象とし、3次元的な流動の効果が加味されている No. 7, 8 の実験は解析から除外した。したがって、モデルにおいても、3次元的な流動を考慮する必要はなくなり、また、浴内溶鋼の流動の対称性を考慮すれば取鍋の半分を解析の対象とすればよい。

3-1 完全混合槽列モデルによる解析

モデルの概略を Fig. 5 に示す。このモデルで

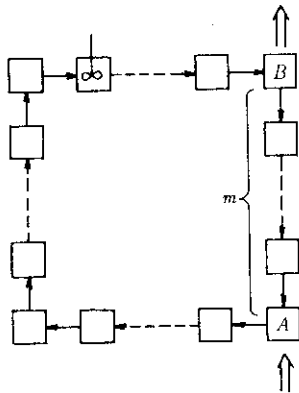


Fig. 5 Perfect mixing tank in series model of the flow pattern of molten steel in the ASEA-SKF ladle

A: Central portion at the bottom of ladle

B: Central portion at the surface of ladle

m : Number of perfect mixing tank at the down flow zone

は、浴内（取鍋の半分を対象とする）を n 個の完全混合槽にわけ、これら n 個の完全混合槽の連結で浴内の溶鋼の流動状態を近似する。図中の m は、浴表面と RI 挿入位置との間の完全混合槽の数を示し、装置の幾何学的形状から決定すると、 $m=n/3$ である。実際には、下降流部と上昇流部とでは流れの状態が異なるので装置の幾何学的形状から決定することは不可能である。

Fig. 5 に示すモデルにおいて、A点（底部中心）への入力に対する B点（表面中心）での出力の伝

達関数を G とすれば、

$$G = \frac{1/(1+TS)^{n-m}}{1-1/(1+TS)^n}, \quad T = \frac{V}{nQ} \quad \text{.....(1)}$$

ここで、

S : ラプラス変換のパラメータ

T : 1 個の完全混合槽における溶鋼の平均滞留時間

Q : 溶鋼の環流速度

n : 完全混合槽の数

m : 下降流部の完全混合槽の数

V : 溶鋼体積

なお、 V , Q の値には取鍋半分に対する値を使用しても、取鍋全体に対する値を使用しても結果は同一となるので、 V , Q に対してのみ取鍋全体に対する値を使用する。その他の値はすべて取鍋半分以上を対象として計算を進める。

A点への入力を $X_i(S)$, B点での出力を $X_o(S)$ とし、挿入された RI は溶鋼中にデルタ関数的に入るものとする、

$$\begin{aligned} X_i(S) &= \mathcal{L}\{C_\infty \cdot V \cdot \delta(t)\} = C_\infty \cdot V \\ X_o(S) &= \mathcal{L}\{C(t) \cdot Q\} = C(S) \cdot Q \end{aligned} \quad \text{.....(2)}$$

ここで、

$C(t)$: B点の放射能強度

C_∞ : 完全混合後の放射能強度

$\delta(t)$: デルタ関数

$\mathcal{L}$: ラプラス演算子

カプセルの溶解所要時間、浴中への RI の溶解過程をデルタ関数的なものとしたことによる誤差、および、実際の流動状況をモデル化することなどによって生じる時間遅れを考慮する必要がある。この時間遅れを L (カプセルの溶解に必要な $40 \pm 5 \text{ sec}$ の値も含む) とすれば、A点での入力に対する B点での出力の伝達関数 G は (1) 式を使用して、

$$G = \frac{1/(1+TS)^{n-m}}{1-1/(1+TS)^n} \cdot e^{-LS} \quad \text{.....(3)}$$

(2), (3) 式から (4) 式が得られる。

$$\begin{aligned} \frac{C(S)}{C_\infty} &= \frac{V}{QT^{n-m}} \\ &\times \frac{(S+1/T)^m}{(S+1/T)^n - (1/T)^n} \cdot e^{-LS} \end{aligned} \quad \text{.....(4)}$$

(4)式をラプラス逆変換すればB点での放射能強度の経時変化 $C(t)/C_\infty$ が求まる。

n : 奇数

$$\frac{C(\phi)}{C_\infty} = 1 + 2 \sum_{k=1}^{(n-1)/2} \exp \left\{ -n(\phi - \phi_L) \left(1 - \cos \frac{2\pi k}{n} \right) \right\} \times \left[\cos \left\{ n(\phi - \phi_L) \sin \frac{2\pi k}{n} + \frac{2\pi k}{n} (1 - n + m) \right\} \right] \dots (5)$$

n : 偶数

$$\frac{C(\phi)}{C_\infty} = 1 - (-1)^{n/2} \exp \left\{ -2(\phi - \phi_L) \right\} + 2 \sum_{k=1}^{n/2-1} \exp \left\{ -n(\phi - \phi_L) \left(1 - \cos \frac{2\pi k}{n} \right) \right\} \times \left[\cos \left\{ n(\phi - \phi_L) \sin \frac{2\pi k}{n} + \frac{2\pi k}{n} (1 - n + m) \right\} \right] \dots (6)$$

ここで、

$\phi = t/\tau$: 無次元時間

$\tau = V/Q$: 循環時間

$\phi_L = L/\tau$: 無次元時間遅れ

(5), (6)式は、溶鋼の流動方向が通常の操業条件の場合に、浴表面での放射能強度の経時変化を示す。一方、攪拌装置を逆方向にセットした場合にも、同様な計算方法で次式が得られる。

n : 奇数

$$\frac{C(\phi)}{C_\infty} = 1 + 2 \sum_{k=1}^{(n-1)/2} \exp \left\{ -n(\phi - \phi_L) \left(1 - \cos \frac{2\pi k}{n} \right) \right\} \times \left[\cos \left\{ n(\phi - \phi_L) \sin \frac{2\pi k}{n} + \frac{2\pi k}{n} (1 - m) \right\} \right] \dots (7)$$

n : 偶数

$$\frac{C(\phi)}{C_\infty} = 1 - (-1)^{n/2} \exp \left\{ -2n(\phi - \phi_L) \right\}$$

$$+ 2 \sum_{k=1}^{n/2-1} \exp \left\{ -n(\phi - \phi_L) \left(1 - \cos \frac{2\pi k}{n} \right) \right\} \times \left[\cos \left\{ n(\phi - \phi_L) \sin \frac{2\pi k}{n} + \frac{2\pi k}{n} (1 - m) \right\} \right] \dots (8)$$

3.2 拡散モデルによる解析

拡散モデルを使用して、底部中心に挿入されたRIに対する浴表面中心での応答を算出する。

取鍋内の溶鋼の流動は位置によらず一定であるものと仮定すると、浴中に挿入されたRIの放射能強度は次式で表わされる。

$$\frac{\partial C}{\partial t} = E_z \frac{\partial^2 C}{\partial z^2} - U \frac{\partial C}{\partial z} \dots (9)$$

ここで、

C : 放射能強度

t : 時間

z : 距離

E_z : 混合拡散係数

U : 溶鋼の平均流速

(9)式によれば、取鍋中の溶鋼の混合の効果は、分子拡散と乱流拡散を含む混合拡散係数 E_z で評価される。

3.1における仮定と同様に、挿入されたRIはデルタ関数的に浴中に溶解するものとする。RI挿入による応答実験の実験条件を考慮すれば、(9)式の初期および境界条件は、

$$\text{初期条件, } t = 0 : C = C_\infty \cdot \delta(z - z_1) \dots (10)$$

$$\text{境界条件, } t > 0 : C|_{z=z_1} = C|_{z=z+nz_0} \dots (11)$$

$$n=1, 2, 3, \dots \quad t=\infty \quad C=C_\infty \dots (12)$$

ここで、

C_∞ : 完全混合後の放射能強度

z_0 : 溶鋼が取鍋を一循環するに要する距離

z_1 : RI 挿入位置

z : 溶鋼の流動経路に沿った浴表面からの距離

(10)~(12)式の条件のもとで(9)式を解くと、 z_1 点に挿入されたRIに対する z 点での応答が(13)

式で求まる。

$$\frac{C(\phi)}{C_{\infty}} = 1 + 2 \sum_{n=1}^{\infty} \exp \left\{ -\frac{(2\pi n)^2}{Pe} \phi \right\} \times \cos \left\{ 2\pi n (Z_1 - Z + \phi) \right\} \cdots (14)$$

ここで、

$$\begin{aligned} \tau &= L/U && \text{：循環時間} \\ \phi &= t/\tau && \text{：無次元時間} \\ Z &= z/z_0 && \text{：無次元距離} \\ Z_1 &= z_1/z_0 && \text{：無次元 RI 挿入位置} \\ Pe &= Uz_0/E_z && \text{：ペクレ数} \end{aligned}$$

3・1 と同様な理由によって時間遅れ ϕ_L を考慮し、また浴表面中心での応答であるために、(13) 式において $Z = 0$ とすれば、

$$\frac{C(\phi)}{C_{\infty}} = 1 + 2 \sum_{n=1}^{\infty} \exp \left\{ -\frac{(2\pi n)^2}{Pe} (\phi - \phi_L) \right\} \times \cos \left\{ 2\pi n (Z_1 + \phi - \phi_L) \right\} \cdots (14)$$

RI の挿入位置 Z_1 は、取鍋の幾何学的形状から決定すると $1/3$ である。しかし、3・1 で述べたように、下降流部とその他の部分とで流動状況が同一であるとは考えにくいので、幾何学的形状のみでは決定できない。

3・3 モデル中のパラメータの決定

実験で得られた実測応答データを使用して、完全混合槽列モデル、および、拡散モデルにおけるパラメータ、 n 、 m 、 Pe 、 Z_1 の値を決定する。なお、No. 2 の実験では測定値が振動し、No. 5 の実験では応答パターンにピークが得られなかったためパラメータ決定のためのデータとしては採用せず、No. 3、4、6 の実験データに基づいて決定する。Fig. 6 に、浴表面における放射能強度の経時変化のパターンの概略を示す。応答パターンの特性値として、ピーク高さ H 、ピーク幅 t_w 、および、ピーク位置 t_s を採用し、これらの値について実測値と計算値の比較を行ないパラメータを決定した。

まず、完全混合槽列モデルにおいて、種々の、

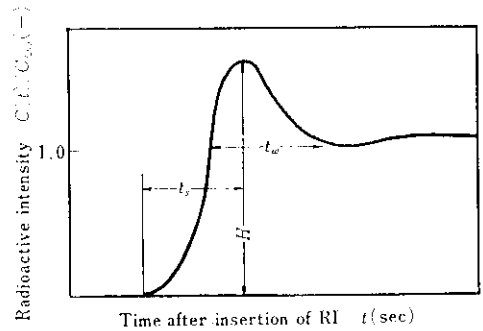


Fig. 6 Schematic picture of impulse response obtained by experiments

n 、 m の組合せに対して電子計算機を使用して (5)、(6) 式を計算した。その結果、実測データにおけるピーク高さ $H = 1.2 \sim 1.4$ を満足する n 、 m として (15) 式の値が得られた。

$$\begin{aligned} m = 1 \text{ の時 } & n = 6, 7, 8 \\ m = 2 \text{ の時 } & n = 5, 6, 7 \end{aligned} \cdots (15)$$

$m = 3$ 以上では、すべての n に対してピーク高さ H は 1.5 以上となり、実測データを満足しないことがわかった。実測データにおける (16) 式の条件を満足する n 、 m の組合せを、(15) 式の n 、 m の中から選ぶと (17) 式が得られる。

$$t_w/t_s > 0.9 \cdots (16)$$

$$m = 2, n = 5, 6, 7 \cdots (17)$$

実測データの精度を考慮すれば、(17) 式の n 、 m の組合せをさらに限定することは不可能である。

つぎに、拡散モデルにおけるパラメータ、 Pe 、 Z_1 の決定方法について述べる。まず、 Z_1 の値の下限として 0.25 が得られ、この値以下では混合拡散係数 E_z の効果によって RI の挿入と同時に浴表面で放射能が検出されることとなり、実測データと一致しない。また、 Z_1 の上限は以下のように決定する。前述のように、装置の幾何学的形状から Z_1 を決定すると $1/3$ なる値が得られるが、下降流部とその他の部分との流動の相異を加味して 0.4 なる値を上限とする。 Z_1 の上限の決定には任意性が伴うが、このために生じる誤差については後述する。

以上から、 $Z_1 = 0.25 \sim 0.4$ なる値に対して種々の Pe の値を使用して (14) 式の計算を行なったが、この際に、完全混合槽列モデルとの対応をみ

るために、完全混合槽列モデルと拡散モデルとを関係づける(18)式¹⁷⁾において、 n の値に対応する Pe の値を採用した。

$$Pe = \frac{2(n-1)^2}{n} \quad \text{-----}(18)$$

以上の値にもとづいて(14)式を計算し、実測データにおけるピーク高さ $H=1.2\sim 1.4$ を満足する Pe として、 $Pe=10.29\sim 16.20$ ((18) 式中の n に換算すると、 $n=7\sim 10$) なる値が得られた。

決定されたパラメータの値を使用して両モデルに対する(5)、(6)式、または、(14)式の計算結果を Fig. 7, 8 に示す。縦軸は無次元放射能強度であり、横軸はカプセルの溶解時間やモデル化によって生じる時間遅れを考慮して示す。

計算によって得られたこれらの応答曲線と、RI 挿入による実測応答曲線とを比較するためには、溶鋼の環流速度 Q 、および、時間遅れ L を決定し、無次元時間 ϕ , ϕ_L を有次元時間に直す必要がある。

4. モデルによる計算結果と 実測値との比較

4-1 環流速度

まず、完全混合槽列モデルによる溶鋼の環流速度の決定法について述べる。実測応答パターンにおけるピーク幅 t_w は $39\sim 45\text{sec}$ であり、モデルによる計算応答パターンのピーク幅を Fig. 7 から読み取ると、 $n=5, 6, 7$ に対してそれぞれ $\phi_w=0.64, 0.60, 0.57(-)$ である。測定値の平均として $t_w=42(\text{sec})$ なる値を採用すると次式によって循環時間 τ が求まり、その結果、環流速度 Q が得られる。

$$\tau = t_w / \phi_w, \quad Q = V / \tau \quad \text{-----}(19)$$

拡散モデルの場合においても、まったく同様な計算法で循環時間 τ 、および、環流速度 Q が求まる。

以上の結果を Table 3 に示す。溶鋼の環流速度は完全混合槽列モデルによると $80\sim 90\text{t/min}$ で、拡散モデルによると約 70t/min となり、両モデ

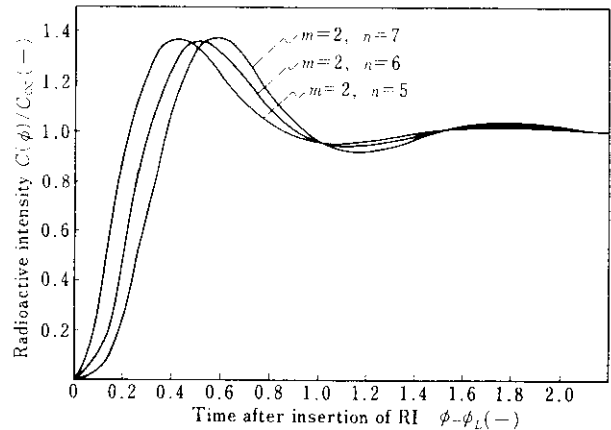


Fig. 7 Calculated impulse responses based on perfect mixing tank in series model

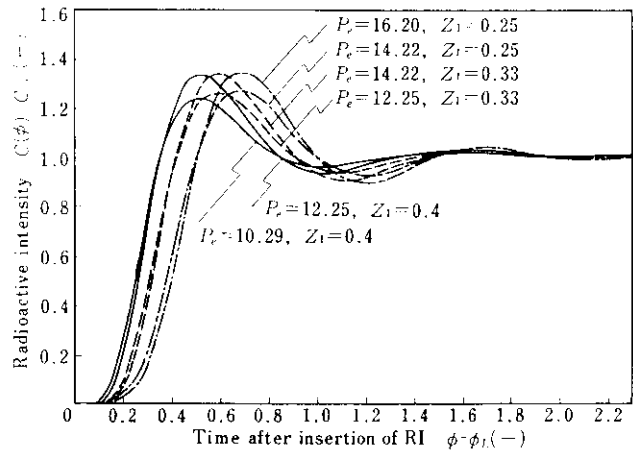


Fig. 8 Calculated impulse responses based on diffusion model

ルによる差は約 15t/min である。完全混合槽列モデルでは逆混合の効果が考慮されていないが、拡散モデルではこの効果が考慮されているので、この違いが両モデルによる計算結果の差 15t/min となったものと考えられる。

なお、拡散モデルにおけるパラメータ Z_1 の値の上限を 0.4 と決めたが、ピーク高さが $1.2\sim 1.4$ の範囲に入るように Pe の値を決定すれば、環流速度は Z_1 の値にはほとんど依存しなくなり、たとえば、 $Z_1=0.5$ の場合にも Table 3 に示す値と同じ環流速度が得られる。

取鍋内溶鋼の環流速度の測定の報告が他にないために、他の測定例と比較することはできない。

Table 3 Circulation rate

Model	Parameter	Circulation time (sec)	Circulation rate (t/min)
Perfect mixing	$m=2, n=5$	65.6	91.4
Tank in series	6	70.0	85.7
Model	7	73.3	81.4
Diffusion model	$Pe=10, 29 \sim 16, 20$	84.0	71.4

RH 環流脱ガス装置における環流速度は、取鍋に流入、流出する溶鋼量であり、Table 3 に示す環流速度とは意味が異なるので Table 3 の結果との直接の比較は困難であるが、参考のために比較すると、従来 RH 環流脱ガス装置の環流速度として報告されている値、20t/min (処理溶鋼量 60～

100 t)、および、40t/min (150～200 t) と比較して、本装置の環流速度は 2～4 倍大きい。

Table 3 に得られた環流速度 Q を使用して、Fig. 7, 8 に示した計算応答曲線を有次元表示し、実測値と比較すると、完全混合槽列モデル、拡散モデルに対してそれぞれ Fig. 9, 10 が得られる。

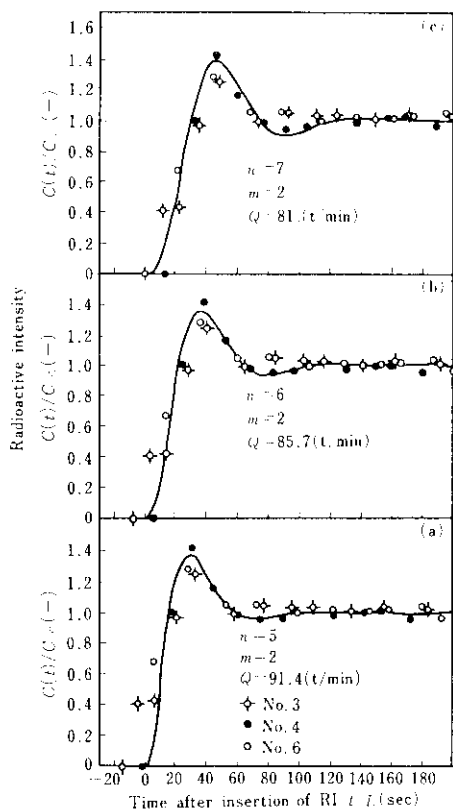


Fig. 9 Comparison of impulse responses obtained experimentally with calculated results based on perfect mixing tank in series model

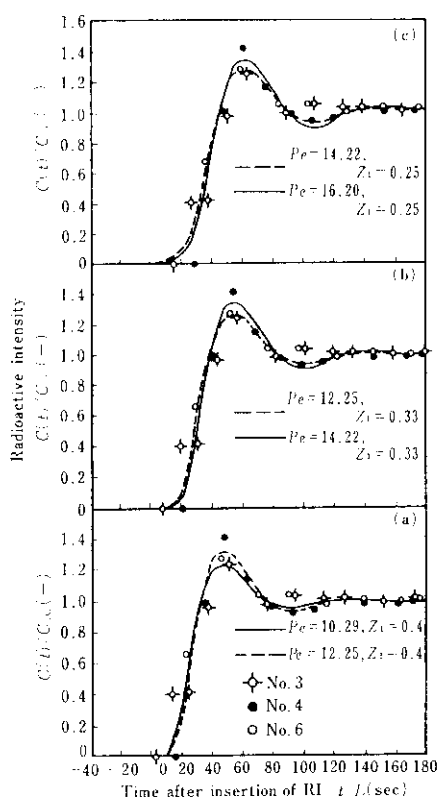


Fig. 10 Comparison of impulse responses obtained experimentally with calculated results based on diffusion model

この場合に、カプセルの溶解所要時間や実際の現象をモデル化するために生じる時間遅れ L を見積る必要があるが、ここでは、計算値と実測値のピーク位置を一致させることで L の値を推定した。

Fig. 9, 10 から明らかなように、完全混合槽列モデル、拡散モデルともに計算値と実測値の間にはよい一致が得られ、電磁誘導攪拌されている取鍋内容鋼の流動状況を精度よく近似できることがわかる。

4.2 混合拡散係数

完全混合槽列モデルでは $n=5\sim7$, $m=2$ の時に、また、拡散モデルではペクレ数 $Pe=10.29\sim16.20$ とすれば、本装置内の溶鋼の流動、混合状態はモデルによって近似できることがわかった。しかし、他の装置、または同一の装置においても電磁攪拌の条件を変化させた場合に、溶鋼の混合の強さを比較するためには溶鋼の混合状況を一般的に表示しておく必要がある。ここでは、混合拡散係数 E_z を用いて混合の強さを表示する。

完全混合槽列モデルにおける完全混合槽の数 n と拡散モデルにおけるペクレ数 Pe との間には、前述のように(18)式の関係があり、 n は Pe に変換できる。ペクレ数 Pe は $Pe=UZ_0/E_z$ なる式で表わされるので、両モデルともに平均流速 U 、および、一循環に要する距離 Z_0 が求まれば混合

拡散係数 E_z が算出できる。 Z_0 の値には一循環の最大移動距離の $1/2$ の値を使用する。また、上昇流部と下降流部の断面積が等しいものとする、環流速度 Q 、取鍋断面積 A 、および、溶鋼の平均流速 U の間には $U=2Q/\rho A$ (ρ : 溶鋼密度) なる関係がある。以上の値を使用して本装置の混合拡散係数 E_z を求めると $E_z=1.4\times10^2\sim4.4\times10^2$ cm²/sec なる値が得られ、その結果を Table 4 に示す。完全混合槽列モデルでは約 3.3×10^2 cm²/sec なる値が得られ、拡散モデルでは 1.7×10^2 cm²/sec となり、両モデルには約2倍の差が存在するがオーダー的には等しく、本装置の混合拡散係数は $1.0\times10^2\sim5.0\times10^2$ cm²/sec の範囲にあるものと考えられる。

5. 総括

ASEA-SKF 取鍋精錬炉の浴中に RI を挿入し、浴表面でその応答を測定し、浴内容鋼の流動状態を推定するための資料を得た。また、得られた応答値にもとづいて混合状態のモデル化を試みた。その結果、以下のことが明らかとなった。

- 1) 浴内容鋼の混合時間(挿入された RI が浴中に均一に分散するに要する時間)は80~100sec であり、挿入位置や電磁攪拌の方向に依存しない。
- 2) 電磁攪拌装置を作動させない場合には、底

Table 4 Back-mixing coefficient

Model	Parameter		Circulation rate (t/min)	Back-mixing coefficient ($\times 10$ cm ² /sec)
	n	Pe		
Perfect mixing	5	6.40*	91.4	4.4
Tank in series	6	8.33*	85.7	3.1
Model	7	10.29*	81.4	2.4
Diffusion model	7*	10.29	71.4	2.1
	8*	12.25		1.8
	9*	14.22		1.5
	10*	16.20		1.4

* Calculated from eq. (18)

- 部中心に挿入された RI は挿入 4 min 後においても浴表面で検出されない。
- 3) 電磁攪拌装置は浴内溶鋼の混合均一化にきわめて効果的であり、浴内には滞留部が存在しない。
- 4) 混合モデルに基づいて環流速度を算出すると、完全混合槽列モデルによれば約 85t/min であり、拡散モデルによると 70t/min なる値が得られた。直接の比較は困難であるが、RH 環流脱ガス装置における環流速度 20t/min (処理溶鋼量 60~100t) および 40t/min (150~200 t) と比較して、本装置の環流速度は 2~4 倍大きい。
- 5) 溶鋼の混合の強さを示す指数として混合拡散係数を算出すると $1.0 \times 10^2 \sim 5.0 \times 10^2$ cm²/sec なる値が得られた。
- 最後に、本研究の遂行にあたってご協力いただいた水島製鉄所製鋼部電炉課、技研水島研究室、および、物理研究室の諸氏に謝意を表します。

参 考 文 献

- 1) 大久保, 宮川, 野村: 鉄と鋼, **52**(1966), 440
- 2) 森, 谷沢, 松田: 鉄と鋼, **51**(1965), 1898
- 3) 森, 他: 鉄と鋼, **50** (1964), 442
- 4) 森, 松尾: 鉄と鋼, **49**(1963), 1396
- 5) 森, 他: 鉄と鋼, **54** (1968), S432
- 6) G. H. Propstl: Stahl u. Eisen, **80**(1960), 863
- 7) H. Mass: Revue de Metallurgie, **3**(1963), 421
- 8) 宮川, 他: 鉄と鋼, **53**(1967), 302
- 9) T. A. Engh, et al: Jernkont. Ann., **155**(1971), 93
- 10) 佐藤, 谷山: 化学工学, **29**(1965), 38
- 11) 井上, 佐藤: 化学工学, **29**(1965), 519
- 12) 井上, 佐藤: 化学工学, **30**(1966), 922
- 13) 大山, 他: 理科学研究所報告, **39**(1963), 183
- 14) 高松, 沢田: 化学工学, **30**(1966), 1025
- 15) 高松, 沢田: 化学工学, **32**(1968), 1115
- 16) Van de Vusse: Chem. Eng. Sci., **17** (1962), 507
- 17) 宮内: 流系操作と混合特性, (1960) [日刊工業新聞社]
- 18) Sten Linder: 日・スウェーデン製鋼シンポジウム資料, (1971), A22
- 19) Yngve Sundberg: 私信