

論 文

連続 casting におけるタンデッシュ内溶鋼温度の
変動のモデル解析*

藤井 徹也**・垣生 泰弘**・大井 浩***

A Model Analysis of the Temperature Variation of Molten Steel
in Continuous Casting Tundish

Tetsuya FUJII, Yasuhiro HABU, and Hiroshi OOI

Synopsis:

In order to obtain the temperature variation of molten steel in tundish during the teeming of continuous casting, a mathematical model which consists of heat balance of molten steel in tundish has been developed. The results calculated from this model were compared with the data of operation of the bloom caster at the Mizushima Iron Works, and it was proved that this model was useful for predicting the temperature variation of molten steel in tundish.

Applying this model, the effects of the operating conditions and of a size of tundish were considered, and the following results were obtained.

(1) Concerning the preheating conditions of refractory for preventing the temperature drop of molten steel, preheating temperature is more important than preheating time. A rise of 200°C in preheating temperature decreases the temperature drop of molten steel in tundish by 10 to 15°C in usual operation.

(2) A slag layer of 15 mm thick is adequate as an insulator for heat loss from molten steel to atmosphere.

(3) Molten steel of 600 mm depth in tundish is necessary to the stabilization of teeming temperature.

(4) To prevent the temperature drop of molten steel, the ratio of width to depth of tundish is desirable to be unity.

(5) The rate of temperature drop in the pouring stream from ladle to tundish is desirable to be 0.3~0.5°C/min for the stabilization of temperature throughout the teeming period.

(Received Dec. 11, 1970)

1. 緒 言

連続 casting は従来の上注造塊に比べて取鍋と鋳型の間にタンデッシュを使用すること、および注入速度が小さく、全注入時間が長いことなどの大きな差異がある。溶鋼の注入温度は注入期間を通じて一定に保持されることが望ましいが、実際にはかなりの変動が記録されている。この原因は、主としてタンデッシュ内での溶鋼の放熱によるものと考えられる。タンデッシュはその構造上溶鋼の保有量が小さい。したがって全熱容量が小さく取鍋に比べて温度の変動を受けやすい。

取鍋内溶鋼温度の挙動については多くの研究^{1)~4)}がなされているが、連続 casting のタンデッシュ内溶鋼温度の挙動に関する報告⁵⁾⁶⁾は少ない。

著者らは水島製鉄所ブルーム連続 casting 設備を対象として、

タンデッシュ内溶鋼温度の注入中の経時変化を管理するために数式モデルを設定し、温度の変動におよぼす各種の操業条件およびタンデッシュ寸法の影響について定量的な解析を行なった。

2. モデルと計算方法

2.1 タンデッシュ内溶鋼の混合状態

解析の対象とするブルーム用連続 casting 設備のタンデッシュの形状を Fig. 1 に示す。図に示す各ノズル近傍の溶鋼温度を測定すると、取鍋からの注入流の落下点から離れるに従って温度が低くなり、溶鋼は熱的に完全混合状態

* 昭和45年10月本会講演大会にて発表

昭和45年12月11日受付

** 川崎製鉄(株)技術研究所

*** 川崎製鉄(株)技術研究所 工博

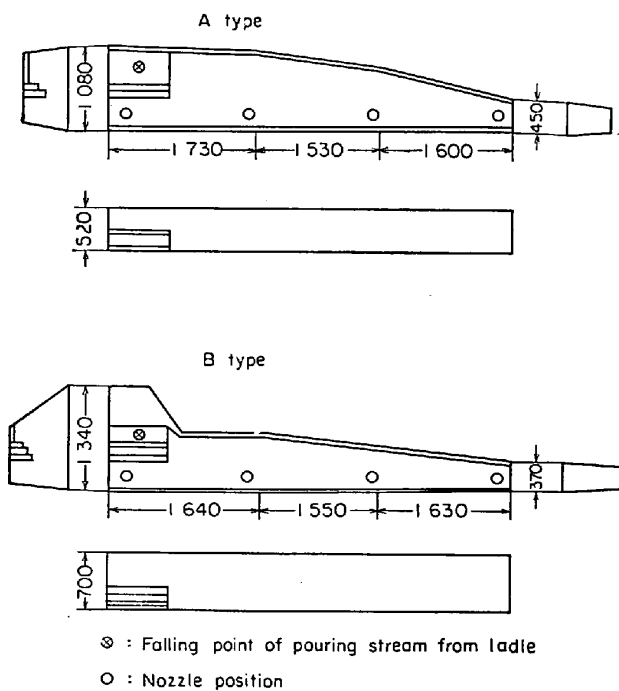


Fig. 1. Profile of tundish.

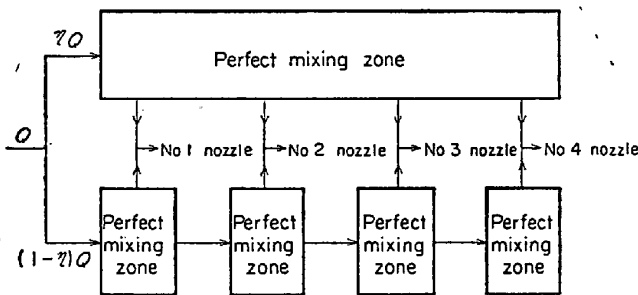


Fig. 2. Mixing model of molten steel in tundish.

にあるとは考えられない。装置は異なるが、R. I 投入によるインパルス応答の測定結果⁷⁾によれば、タンデッシュ内の溶鋼は完全混合状態ではなく、タンデッシュ内の溶鋼の滞留時間分布は各ノズルで異なる。Fig. 1 に示すタンデッシュは大型であり、取鍋からの注入流はタンデッシュ左端に注入されるので、溶鋼の混合状態はより複雑になるものと推測される。そこで、Fig. 2 に示す完全混合槽列部と単一の完全混合槽との並列モデルでもつて、タンデッシュ内の溶鋼の混合状態を表わすこととする。ここで、単一完全混合槽部への流量の配分率を η とすれば、 $\eta=1$ の場合にはタンデッシュ内の溶鋼は完全混合状態となつて、各ノズルから流出する溶鋼温度は等しくなる。また、 $\eta=0$ のときには、各ノズルに対応する 4 個の完全混合槽の直列モデルで溶鋼の混合状態が表わされることとなる。タンデッシュ内の溶鋼の混合状態を Fig. 2 に示すモデルで表わすことの妥当性、および流量の配分比を決めるパラメータ η の値については、溶

鋼の温度分布の実測値に基づいて 3.2 で検討する。

なお、Fig. 2 の混合モデルに従えば、タンデッシュ内の溶鋼の滞留時間分布関数は各ノズルに対して (1) ~ (4) 式で表わされる。

$$E_1(\phi) = \eta e^{-\phi} + 4(1-\eta)e^{-4\phi} \dots\dots\dots (1)$$

$$E_2(\phi) = \eta e^{-\phi} + 12(1-\eta)(e^{-3\phi} - e^{-4\phi}) \dots\dots (2)$$

$$E_3(\phi) = \eta e^{-\phi} + 12(1-\eta)(e^{-2\phi} - 2e^{-3\phi} + e^{-4\phi}) \dots\dots\dots (3)$$

$$E_4(\phi) = \eta e^{-\phi} + 4(1-\eta)(e^{-\phi} - 3e^{-2\phi} + 3e^{-3\phi} - e^{-4\phi}) \dots\dots\dots (4)$$

ただし、 $\phi = Q\theta/V$

ここで、 $E_i(\phi)$: i ノズルに対する滞留時間分布関数

Q : 溶鋼溶積流量

θ : 時間

V : タンデッシュ内溶鋼の容積

2.2 タンデッシュ耐火物壁への伝熱速度

タンデッシュ内溶鋼から耐火物壁への伝熱速度 Q_w は耐火物壁内の温度分布が求まれば次式によつて算出できる。

$$Q_w = -k_r \frac{\partial t_r}{\partial x} \Big|_{x=0} \dots\dots\dots (5)$$

ここで、 k_r : 耐火物の熱伝導度

Q_w : 溶鋼から耐火物壁への伝熱速度

t_r : 耐火物壁内の温度

x : 耐火物内壁からの距離

耐火物壁の厚さを無限大として取り扱えば解析的に温度分布が求まり、(5)式の微分は可能となる。有限厚さとするとな数値計算が必要となる。ここでは、実際には有限厚さを持つ耐火物壁の厚さを無限大とみなすことによつて Q_w を求めることとする。耐火物壁のように、熱拡散係数が非常に小さな物体に対してはこのような近似は十分に精度がよく¹⁾、この近似の妥当性を Fig. 3 に示す。Fig. 3 は、一定温度 t_i に保持されていた半無限体の耐火物の表面温度を突然ある一定温度 t_s に上昇させたときに、熱の浸透深さが時間の経過とともにどのように変化するかを示している。普通の操作条件 ($t_i = 200^\circ\text{C}$, $t_s = 1550^\circ\text{C}$) のもとで、溶鋼と耐火物との接触面からの距離、 $x=20, 30, 40$ cm の位置での耐火物の温度、 t_{20}, t_{30}, t_{40} を、Fig. 3 に基づいて求めると、接触開始 2 時間で $t_{20}=284, t_{30}=207, t_{40}=200^\circ\text{C}$ となり、耐火物厚さと比較して、熱の浸透深さが比較的小さいことがわかる。

以上の仮定のもとに、耐火物壁内の温度分布を求める。耐火物壁内の熱伝導は(6)式で表わされ、初期条件と境界条件は予熱の効果を考慮して(7)、(8)式で表わ

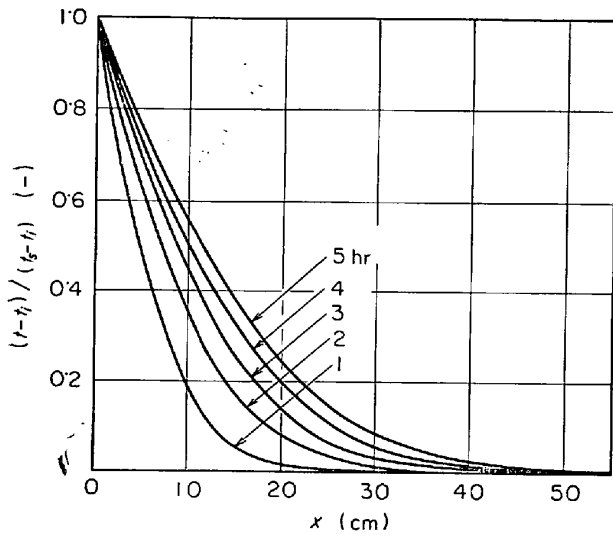


Fig. 3. Temperature distribution in refractory obtained by assumption of semi infinite body (Thermal diffusivity: 8.0×10^{-3} cm^2/sec).

す。

$$\frac{\partial t_r}{\partial \theta} = \alpha \frac{\partial^2 t_r}{\partial x^2} \dots\dots\dots (6)$$

$$\theta = -\theta_P, x \geq 0 \text{ で } t_r = t_r^0 \dots\dots\dots (7)$$

$$x = 0, \theta > -\theta_P \text{ で } t_r = f(\theta) \dots\dots\dots (8)$$

ただし、 $f(\theta)$ は (9), (10) 式で表わされる。

$$-\theta_P < \theta < 0 \text{ で } f(\theta) = t_P \dots\dots\dots (9)$$

$$0 \leq \theta \text{ で } f(\theta) = t_m \dots\dots\dots (10)$$

ここで、 θ : 時間

θ_P : 耐火物予熱時間

α : 耐火物熱拡散係数

t_r^0 : 予熱開始時の耐火物内温度

t_P : 耐火物予熱温度

t_m : 溶鋼温度

(7) 式は予熱開始時の耐火物壁内の温度分布が均一温度 t_r^0 であることを示し、(8)~(10) 式は、耐火物壁内表面温度が予熱中は予熱雰囲気温度 t_P で保たれ、溶鋼の注入が開始されると溶鋼温度 t_m と等しくなることを示す。

(7), (8) 式の条件のもとで (6) 式を解くと⁹⁾ (11) 式が得られる。

$$t_r = (t_P - t_r^0) \operatorname{erfc} \left\{ \frac{x}{2\sqrt{\alpha(\theta + \theta_P)}} \right\} + (t_m - t_P) \operatorname{erfc} \left\{ \frac{x}{2\sqrt{\alpha\theta}} \right\} + t_r^0 \dots\dots\dots (11)$$

溶鋼から耐火物壁への伝熱速度 Q_w は (5), (11) 式によつて (12) 式で示される。

$$Q_w = \frac{k_r}{\sqrt{\pi\alpha}} \left\{ \frac{t_P - t_r^0}{\sqrt{\theta + \theta_P}} + \frac{t_m - t_P}{\sqrt{\theta}} \right\} \dots\dots\dots (12)$$

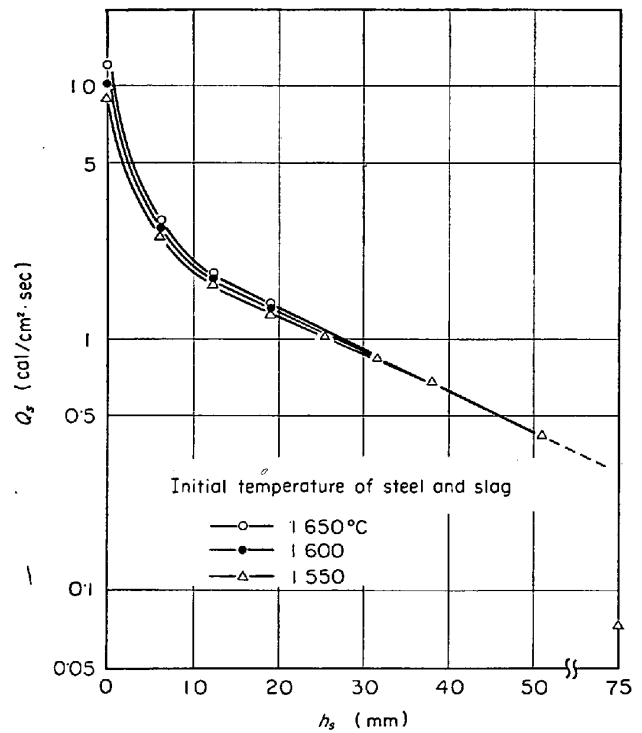


Fig. 4. Relation between slag layer thickness and heat flux from molten steel to slag.

2.3 タンデッシュ内溶鋼表面からスラグ層への伝熱速度

タンデッシュ内の溶鋼表面は保温のためにスラグで覆われているが、このスラグ層を通しての溶鋼の放熱速度も無視できないものであり、スラグ厚さに応じてその値の大きさは変化する。

J. SZEKELY ら⁹⁾ は取鍋内の溶鋼のスラグ層への放熱速度について解析を行ない、溶鋼は完全混合でスラグ層は静止状態であるとの仮定のもとに、スラグ厚さと溶鋼の放熱量との関係を求めている。J. SZEKELY らが求めた、種々のスラグ厚さのもとでの溶鋼の放熱量の経時変化の図において、定常状態とみなせられる範囲の曲線の傾きから熱流束を求めると、Fig. 4 が得られる。Fig. 4 に基づいてスラグ層への放熱速度を算出する。

2.4 タンデッシュ内溶鋼の熱収支

2.1, 2, 3 で述べたことを用いてタンデッシュ内溶鋼に対して熱収支を行なう。2.1 で述べたように、タンデッシュ内の溶鋼は完全混合状態ではないので、耐火物壁の内表面温度はタンデッシュ内の各位置で異なり、その結果、耐火物壁への放熱速度も場所によつて異なる。計算の簡単化のために、耐火物壁およびスラグ層を通しての放熱速度を求める際には、タンデッシュ内の溶鋼は均一温度であるものとして解析を進める。Fig. 4 や (12) 式から推定すると、この仮定によつて生じる誤差は無視で

きるものと思われる。

以上の仮定のもとに、タンデッシュの各ノズルから流出する溶鋼の平均温度、および、2.1 で示した混合モデルに従って各ノズルから流出する溶鋼温度を求める。

2.4.1 タンデッシュ内溶鋼の平均温度

タンデッシュ内の溶鋼は熱的に完全混合状態にあると仮定すれば、溶鋼の熱収支式として(13)式が得られる。

$$C_P W \frac{dt_{av}}{d\theta} = C_P w (t_0 - t_{av}) - Q_S S_S - Q_W S_W \dots\dots\dots (13)$$

ここで、 t_{av} : タンデッシュ内溶鋼平均温度

t_0 : 取鍋から流入する溶鋼温度

C_P : 溶鋼比熱

W : タンデッシュ内溶鋼質量

w : 溶鋼の注入速度

Q_S : スラグ層への伝熱速度

Q_W : 耐火物壁への伝熱速度

S_S : 溶鋼とスラグとの接触面積

S_W : 溶鋼と耐火物壁との接触面積

(13)式で、 Q_S は Fig. 4 から、 Q_W は(12)式から得られる。

(12), (13)式から

$$C_P W \frac{dt_{av}}{d\theta} = C_P w (t_0 - t_{av}) - Q_S S_S - \frac{k_r S_W}{\sqrt{\pi \alpha}} \left\{ \frac{t_P - t_r^0}{\sqrt{\theta + \theta_P}} + \frac{t_{av} - t_P}{\sqrt{\theta}} \right\} \dots\dots\dots (14)$$

(14)式中で、取鍋から流入する溶鋼温度 t_0 は時間の推移とともに変化するもので、この値については後述する。

2.4.2 各ノズルから流出する溶鋼温度

2.1 で述べた混合モデルに従って、各ノズルから流出する溶鋼温度を求める。

Fig. 2 に示した完全混合槽内の溶鋼温度は次の連立微分方程式で記述される。

$$C_P W_1 \frac{dt_1}{d\theta} = \eta w C_P (t_0 - t_1) - S_{S1} Q_S - S_{W1} Q_W \dots\dots\dots (15)$$

$$C_P W_2 \frac{dt_2}{d\theta} = (1 - \eta) w C_P (t_0 - t_2) - S_{S2} Q_S - S_{W2} Q_W \dots\dots\dots (16)$$

$$C_P W_i \frac{dt_i}{d\theta} = \delta_i (1 - \eta) w C_P (t_{i-1} - t_i) - S_{Si} Q_S - S_{Wi} Q_W \dots\dots\dots (17)$$

ただし、 $i = 3, 4, 5$

$$\delta_3 = 0.75, \delta_4 = 0.5, \delta_5 = 0.25$$

$$S_{W1} = \eta S_W, S_{Wi} = (1 - \eta) S_W / 4 \quad i = 2, \dots, 5$$

$$S_{S1} = \eta S_S, S_{Si} = (1 - \eta) S_S / 4 \quad i = 2, \dots, 5$$

$$W_1 = \eta W, W_i = (1 - \eta) W / 4 \quad i = 2, \dots, 5$$

(15)~(17) 式で示される 5 元連立微分方程式の解 t_i ($i = 1, \dots, 5$) が求まれば、各ノズルから流出する溶鋼温度 t_i^0 ($i = 1, \dots, 4$) は次式によつて得られる。

$$t_i^0 = \eta t_1 + (1 - \eta) t_{i+1} \dots\dots\dots (18)$$

2.5 計算方法

実際の操業では、まず取鍋のストッパーが開かれて、溶鋼がタンデッシュ内に流入する。一定時間 θ_t の後に、タンデッシュ内の溶鋼が所定の深さに達するとタンデッシュのノズルが開かれて、溶鋼は鋳型に向かつて流出を開始し、注入が始まる。その後操業中には、タンデッシュの湯の深さを観察しながら適時取鍋のストッパーを開閉することによつて、タンデッシュ内の溶鋼量を調節する。

数学的な取り扱いが簡単になるように、実操業での操作を以下のように単純化する。すなわち、取鍋のストッパーが開かれると同時に、溶鋼はタンデッシュに所定の深さまで瞬間的に注入されるものとする。その後一定時間 θ_t の間はタンデッシュへの溶鋼の流入と流出はないものとする。 θ_t 時間の後に、引き抜き速度に相当する一定流量の溶鋼が取鍋から流入し、それと同量の溶鋼が鋳型に向かつて流出するものとする。

以上の過程を数式表現すると、各ノズルから流出する溶鋼の平均温度に対しては

$$0 < \theta \leq \theta_t \text{ で } C_P W (dt_{av}/d\theta) = -Q_S S_S - Q_W S_W \dots\dots\dots (19)$$

$$\theta_t < \theta \text{ で } C_P W (dt_{av}/d\theta) = C_P w (t_0 - t_{av}) - Q_S S_S - Q_W S_W \dots\dots\dots (20)$$

(19)式の初期条件は

$$\theta = 0 \text{ で } t_{av} = t_{ini} \dots\dots\dots (21)$$

(20)式の初期条件は $\theta = \theta_t$ での (19) 式の t_{av} の値である。

$$0 < \theta \leq \theta_t \text{ で } C_P W_i (dt_i/d\theta) = -S_{Si} Q_S - S_{Wi} Q_W \quad (i = 1, \dots, 5) \dots\dots\dots (22)$$

$\theta_t < \theta$ の範囲では(15)~(17)式と同じである。

(22)式の初期条件は $\theta = 0$ で $t_i = t_{ini}$ ($i = 1, \dots, 5$) であり、(15)~(17)式の初期条件は $\theta = \theta_t$ における(22)式の t_i の値である。

取鍋から流入する溶鋼の温度 t_0 は、本来ならば時間推移に伴う取鍋内溶鋼の温度低下、および取鍋内溶鋼の混合の不完全性を考慮して決定されるべきである。ここ

Table 1. Data for calculations.

Specific heat of molten steel: $c_p=0.19 \text{ cal/g}\cdot^\circ\text{C}$
Thermal diffusivity of refractory: $\alpha=8\times 10^{-3} \text{ cm}^2/\text{sec}$
Preheating temperature of refractory: $t_p=1100^\circ\text{C}$
Preheating time of refractory: $\theta_p=5400 \text{ sec}$
Flow rate of molten steel: $w=21 \text{ kg/sec}$
Depth of slag: $h_s=5 \text{ mm}$ for $0<\theta\leq\theta_l$ $h_s=10 \text{ mm}$ for $\theta_l<\theta$
Size of tundish: length $l_1=5000 \text{ mm}$ width $l_2=500 \text{ mm}$ depth $l_3=600 \text{ mm}$
Weight of molten steel in tundish: $W=10.8 \text{ ton}$
Constant defined by Eq. (22): $a=0.0083^\circ\text{C}/\text{sec}$

では、取鍋ストッパーから流出する溶鋼温度の経時変化の実測値を考慮して(23)式で求める。

$$t_0 = t_{ini} - a\theta \quad a: \text{定数} \dots\dots\dots (23)$$

なお、計算に使用した物性値と装置寸法、および、操業条件を Table 1 に示す。

3. 計算結果と考察

2. で述べた数式モデルに従ってタンデッシュ内溶鋼温度の経時変化を求めた。まず、本モデルの妥当性、および、タンデッシュ内の溶鋼の混合状態について検討した。その結果、タンデッシュ内の溶鋼温度の経時変化を記述するのに本モデルが有効なものであることがわかったので、このモデルを使用して、操業条件やタンデッシュ形状が溶鋼の温度変化におよぼす影響について検討した。

3.1 計算値と実測値との比較

本モデルの妥当性を検討するために、実測値と計算値の比較を Fig. 5 に示す。図中の測定値は、Fig. 1 のタンデッシュの No 3 ノズル近傍での連続測温結果を各測

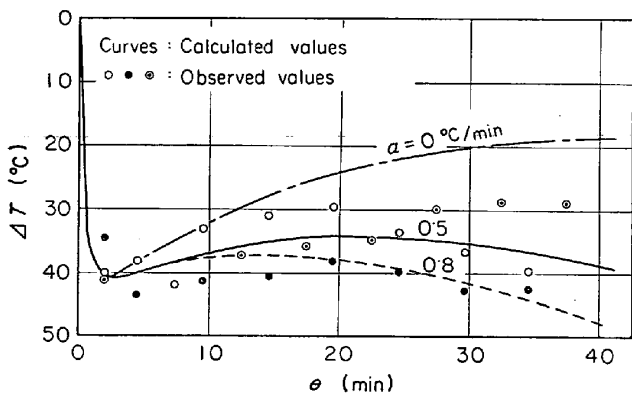


Fig. 5. Temperature variation of molten steel in tundish against time for the different parametric values of the rate of temperature-drop in pouring stream from ladle.

定値について $\pm 2.5 \text{ min}$ の範囲で平均化した値であり、取鍋からタンデッシュに流入する溶鋼の断続の効果を補正した値である。Fig. 5 の測定値には各チャージ間で最大 15°C 程度のバラツキが見られるが、これは、耐火物壁の予熱条件や取鍋の使用状況の相違によるものと考えられる。

本モデルは、実操業でみられる注入初期の急激な温度低下と中期での回復、および、末期での再低下の現象を記述でき、実測値と比較して妥当なものであることがわかる。なお、Fig. 5 の計算条件は Table 1. に基づいており、今後の計算ではとくにことわらないかぎり Table 1 の条件に従った。

スラグ層と耐火物壁への放熱速度 Q'_S , Q'_W , および、タンデッシュ内溶鋼への蓄熱速度 Q'_a の経時変化を Fig. 6 に示す。また、Fig. 7 には、スラグ層と耐火物壁への放熱速度の比率 R_S , R_W の経時変化を示す。注入の初期には耐火物壁への放熱速度 Q_W が全放熱量の大部分を占め、その後時間の経過とともに減少していき、中期

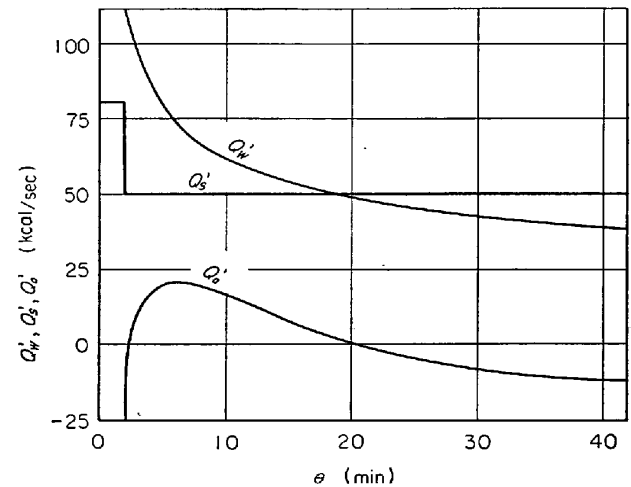


Fig. 6. Rate of heat loss, Q'_W , Q'_S , and rate of heat accumulation, Q'_a , against time.

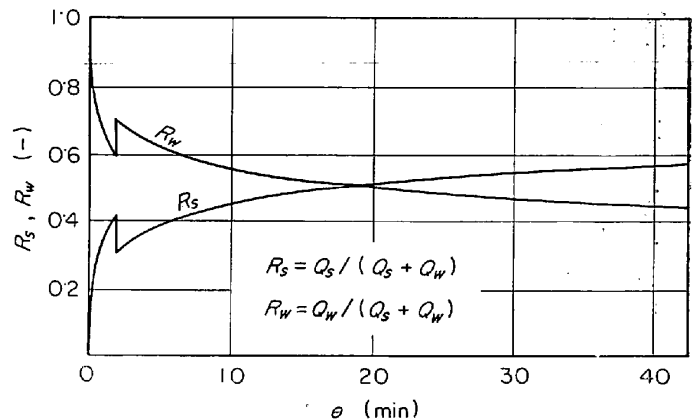


Fig. 7. Variation of R_S and R_W against time.

以後ではスラグ層への放熱速度 Q_s のほうが大きくなる。

Fig. 6, 7 で不連続点が存在するのは、その時点で被覆剤の再添加があつてスラグ厚さが2倍となり、スラグ層を通しての放熱速度が急減するためである。

なお、本計算に使用した J. SZEKELY らの計算結果⁹⁾は、常温の被覆剤の添加の場合ではなく、溶鋼温度に近いスラグへの放熱速度の計算例であるために、被覆剤を溶鋼温度まで上昇させるに要する熱量は考慮されていない。

3.2 混合状態の推定と各ノズルから流出する溶鋼温度

Fig. 2 に示す混合モデルの流量の配分率を示すパラメータ、 η の種々の値に対して、No 1 と 4 のノズルとの溶鋼の温度降下量の差、 $\Delta T_1 - \Delta T_4$ を求めると Fig. 8 を得る。測定値と比較すると、 $\eta = 0.75 \sim 0.9$ のときに測定値と計算値はほぼ一致し、タンデッシュ内の溶鋼の混合状態は Fig. 2 のモデルで近似できることがわかる。Fig. 9 には、 $\eta = 0.85$ の場合について、各ノズル間の溶

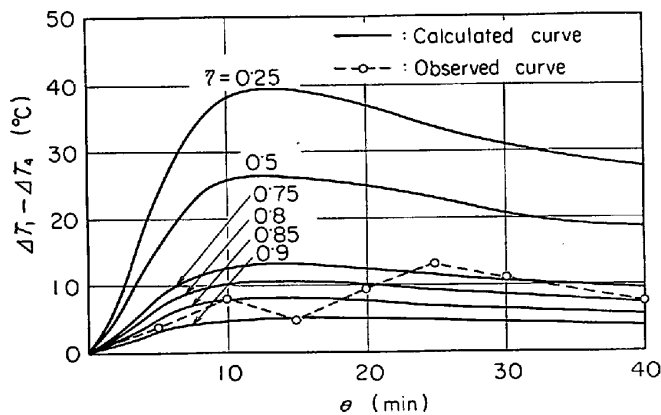


Fig. 8. Temperature-drop difference between No 1 and No 4 nozzle against time for different parametric values of η .

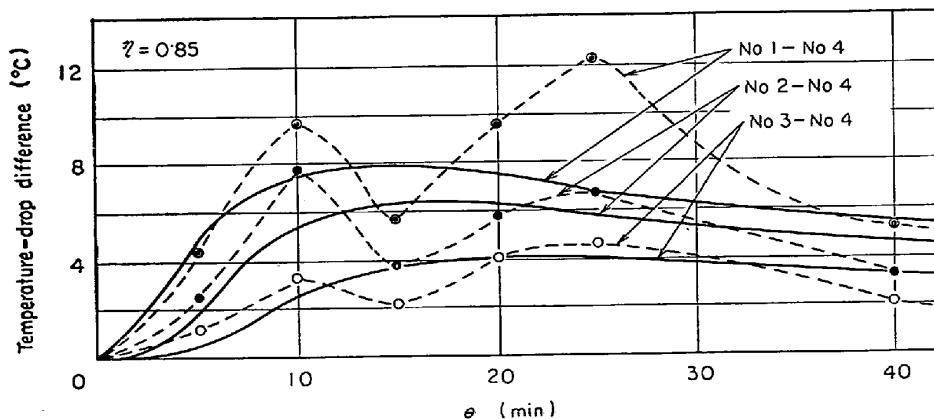


Fig. 9. Temperature-drop difference between each nozzle against time. Solid line and broken line are calculated and observed values, respectively.

鋼の温度差の計算値と測定値を示す。若干のバラツキが存在するが、これは、取鍋からの注入流の断続の影響が出ているためと考えられる。

なお、タンデッシュ内の溶鋼の混合状態の程度を示すために、 $\eta = 0.85$ の場合について(1)~(4)式で表わされる滞留時間分布関数を Fig. 10 に示す。図中には、比較のために単一の完全混合槽の滞留時間分布関数をも示したが、各ノズルに対する滞留時間分布関数は完全混合の場合と比較して大差のないことがわかる。

今後の計算では $\eta = 0.85$ とし、また、各ノズルに対する溶鋼温度についての検討は省略してタンデッシュ内の溶鋼温度の平均値について検討する。

3.3 タンデッシュ耐火物壁予熱条件

タンデッシュ内の溶鋼温度の経時変化は、耐火物壁の予熱条件の相違によつて大きな影響を受けるものと推察されるので、耐火物の予熱条件について検討した。

予熱温度の影響を Fig. 11 に示す。図中のパラメータは予熱温度であり、溶鋼の温度降下量への影響の大きいことがわかる。とくに、注入初期での影響が大きく、予熱温度が 200°C 上昇すると $10 \sim 15^\circ\text{C}$ の温度降下が防止できる。Fig. 12 には予熱時間の影響を示す。タンデッシュ内の溶鋼の温度降下量への予熱時間の影響は微小なことが理解できる。しかし、耐火物壁内の伝熱の式である(6)式を解く際の境界条件の与えかた(予熱開始と同時に耐火物表面温度を予熱雰囲気温度と等しくする)に若干の問題があつて、この結果をそのまま採用することはできないが、耐火物壁の表面温度が予熱雰囲気温度と等しくなり、ほぼ一定となつた時点以後の予熱は意味のないことが理解できる。

以上の結果から、注入初期の温度低下を防ぐためには予熱時間の延長よりも予熱温度の上昇のほうが効果的なことがわかる。このことは、(12)式で表わされる耐火物

壁への伝熱速度式からも推察できる。すなわち、右辺[]内の第1項と第2項を比較すると、耐火物壁への伝熱速度が大きい注入中期までは第2項のほうが大きくて、第1項は無視できる程度である。その結果、予熱時間 θ_p の影響がほとんどなくなるものと考えられる。

3.4 スラグ厚さの影響

Fig. 6, 7 から明らかなように、溶鋼表面からスラグ層

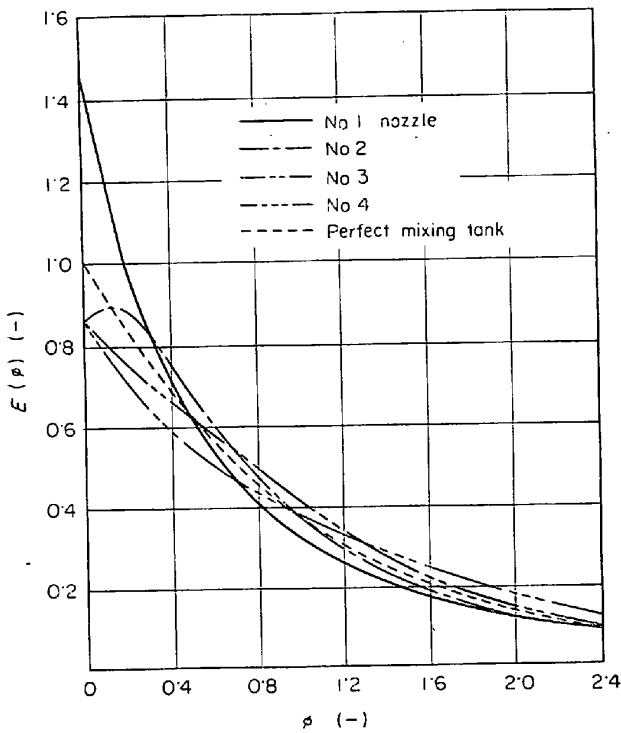


Fig. 10. Residence time distribution of molten steel in tundish for each nozzle.

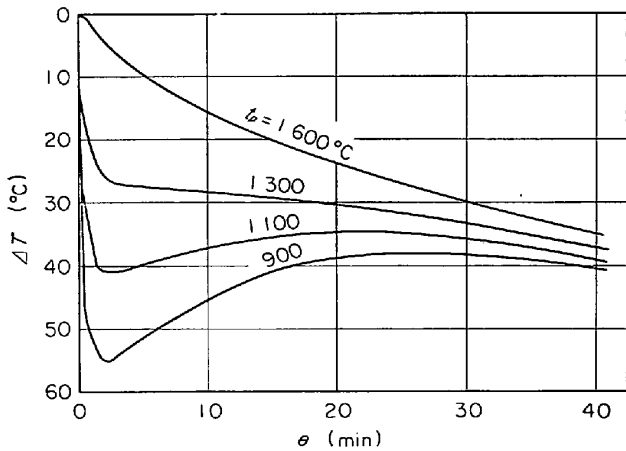


Fig. 11. Effect of preheating temperature of refractory on temperature variation of molten steel.

を通しての放熱速度も無視できない大きさである。それで、溶鋼表面のスラグ厚さが溶鋼温度におよぼす影響について検討した。その結果 Fig. 13を得た。図中のパラメータはスラグ厚さで、Fig. 4に基づいて計算を行なった。スラグ厚さの影響は注入の初期には小であるが、中期以後に増大することがわかった。注入の初期には、スラグ層への放熱速度と比較して耐火物壁への放熱速度が大きいためスラグ厚さの影響が小となるが、中期以後では、全放熱量のうちスラグ層への放熱速度が無視で

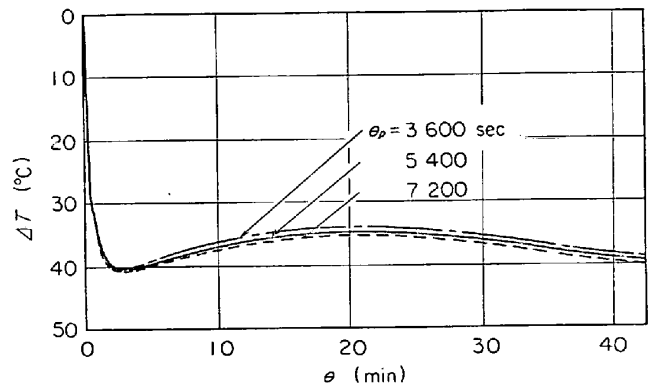


Fig. 12. Effect of preheating time of refractory on temperature variation of molten steel.

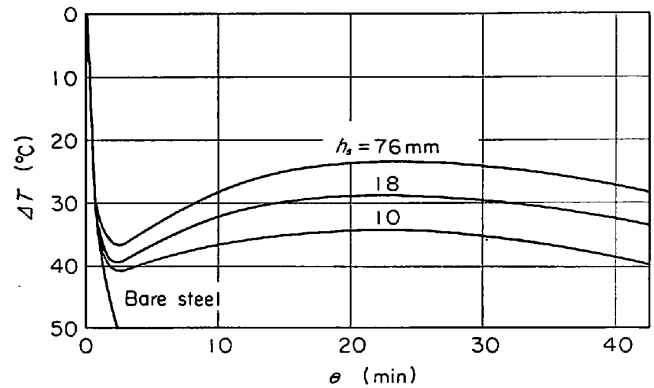


Fig. 13. Effect of slag layer thickness on temperature variation of molten steel.

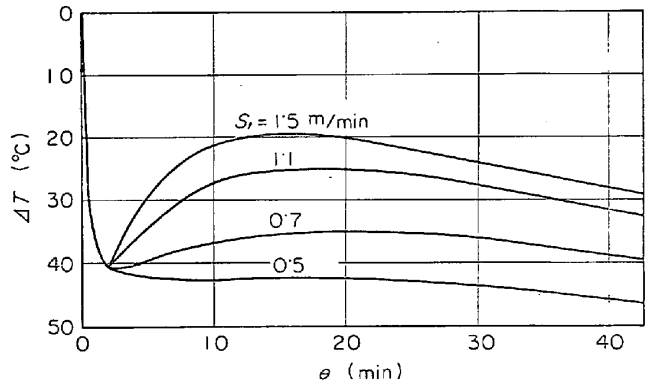


Fig. 14. Effect of withdrawal rate on temperature variation of molten steel.

きなくなるためにスラグ厚さの影響が大きくなる。

3.5 引き抜き速度の影響

タンデッシュは流通式の装置であるから、流入、流出する溶鋼の流量はタンデッシュ内の溶鋼温度に影響をおよぼす。引き抜き速度とタンデッシュ内の溶鋼温度との関係を検討した結果 Fig. 14を得た。図中のパラメータは引き抜き速度であり、この引き抜き速度に相当する溶鋼がタンデッシュに流入、流出するものとして計算を行

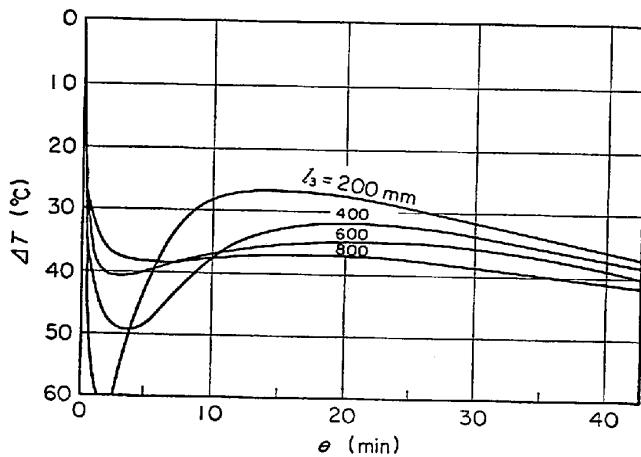


Fig. 15. Effect of bath depth of molten steel in tundish on temperature variation of molten steel.

なつた. 引き抜き速度 S_t が大なときには, 注入初時の温度低下は急激に回復するが, 小なときには回復が見られない. タンデッシュ内溶鋼の熱収支式である(14)式でこのことを検討してみる. 引き抜き速度が大きいときには右辺第1項が大となつて, 注入初期においても $dt_{av}/d\theta$ が正の大きな値になる. 逆に, 引き抜き速度が小の場合には $dt_{av}/d\theta$ が正にならないことによる.

3.6 タンデッシュ内の溶鋼深さの影響

タンデッシュ内に滞留する溶鋼重量が増加すれば, 溶鋼の温度変化に対する安定性が増すことが推測される. Fig. 15 にこの影響を示す. 図中のパラメータは溶鋼深さ l_3 を示し, タンデッシュの長さ l_1 と幅 l_2 は一定とした. 溶鋼の深さ l_3 が大きいほど, 初期の温度低下量と中期の温度回復が小で, 溶鋼温度の安定することがわかる. このことはつぎの理由による. すなわち, タンデッシュ内に滞留する溶鋼単位重量当たりの耐火物との接触面積は, 浴が深いほど小となるので, 注入初期の耐火物壁への伝熱速度が大の期間での温度低下が小となる. また, (14)式において右辺がある一定値の場合には, タンデッシュ内の溶鋼質量 W と $dt_{av}/d\theta$ の間には反比例の関係が存在するので, 浴が浅いほど温度低下の回復速度が大となる.

3.7 取鍋から流入する溶鋼温度の経時変化の影響

タンデッシュ内の溶鋼温度は, 取鍋から流入する溶鋼温度の経時変化によつて直接影響される. 取鍋から流出する溶鋼温度の経時変化は, 取鍋の予熱条件や使用条件に依存する. ここでは, 取鍋からタンデッシュに流入する溶鋼に, (i) 温度降下のない場合, (ii) $0.3^\circ\text{C}/\text{min}$, (iii) $0.5^\circ\text{C}/\text{min}$, (iv) $0.8^\circ\text{C}/\text{min}$ の温度降下のある場合の4条件について計算を行ない, これらの影響を

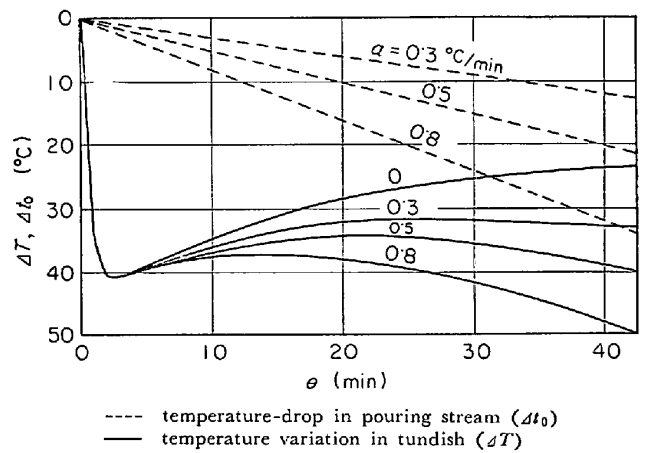


Fig. 16. Effect of temperature-drop rate of molten steel in pouring stream from ladle on temperature variation of molten steel.

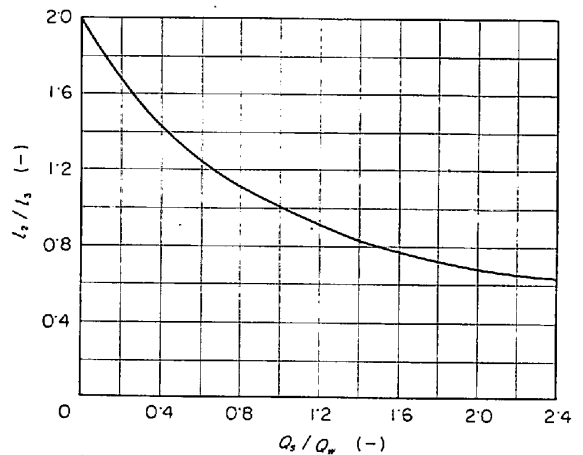


Fig. 17. Relation between l_2/l_3 and Q_s/Q_w minimizing the heat loss from molten steel in tundish.

検討し Fig. 16 を得た. (i) の場合, タンデッシュ内の溶鋼温度は, 注入初期の急激な低下の後, 注入末期まで徐々に上昇する. また, (iv) の場合には, わずかな温度の回復がみられるが, 全注入期間を通じて低下の傾向にある. (iii), (iv) の $0.3, 0.5^\circ\text{C}/\text{min}$ の温度降下の存在する場合には, 注入時間全体を通じて, タンデッシュ内の溶鋼温度の変動が小さく, (i), (ii) の場合と比較して, より安定である.

3.8 タンデッシュ形状

タンデッシュ内の溶鋼の温度変化を最小とするためには溶鋼単位質量当たりの放熱速度を最小とすればよい. そのためには, タンデッシュは大型なものほどよいこととなるが, タンデッシュの管理などの点でその上限は制限されるものと考えられる. タンデッシュ内の全溶鋼質量 W とタンデッシュ長さ l_1 が決定されたとしてタンデッシュ内溶鋼単位質量当たりの放熱速度を最小とする幅

l_2 と深さ l_3 について検討する.

タンデッシュ内の溶鋼単位質量当たりの放熱速度 Q_i は次式で表わされる.

$$Q_i = \frac{l_1 l_2 Q_S + (2l_2 l_3 + 2l_1 l_3 + l_1 l_2) Q_W}{W} \dots\dots (24)$$

(24)式を変形すると

$$Q_i = \frac{Q_S}{\rho l_3} + \frac{2Q_W}{\rho l_1} + \frac{2l_1 l_3 Q_W}{W} + \frac{Q_W}{\rho l_3} \dots\dots (25)$$

ここで, ρ : 溶鋼密度

(24)式の Q_i を最小とするタンデッシュの幅 l_2 と深さ l_3 は

$$l_2 = \sqrt{\frac{2WQ_W}{l_1 \rho (Q_S + Q_W)}}, \quad l_3 = \sqrt{\frac{W(Q_S + Q_W)}{2l_1 Q_W \rho}} \dots\dots (26)$$

タンデッシュ内の溶鋼質量 W と長さ l_1 が与えられれば (26)式から溶鋼単位質量当たりの放熱速度を最小とする幅 l_2 と深さ l_3 が求まる. (26)式から l_2/l_3 と Q_S/Q_W の関係を求めると Fig. 17 を得る. Q_S/Q_W は Fig. 6 に示すように時間の関数であるので, 溶鋼単位質量当たりの放熱速度を最小とする幅 l_2 と深さ l_3 の比 l_2/l_3 は注入時間に依存することとなる. Fig. 6 を考慮すると, 注入初期の温度低下を防止するためには $l_2/l_3 = 1.2$ 程度がよいことがわかる. 注入時間全体を考慮すれば $l_2/l_3 = 1$ 程度であることが望ましい. しかし, 溶鋼質量 W に制限がなく, タンデッシュ幅 l_2 に制限がある場合には l_2/l_3 の値にかかわらず, l_3 の値を大きくしてタンデッシュ内の溶鋼質量 W を増加させるほうが効果的である.

4. 結 言

タンデッシュ内の溶鋼温度の経時変化を求めるために数式モデルを展開した. 得られた計算結果は実操業での測定値と比較して妥当であることがわかつたので, 本モ

デルを使用して操業条件やタンデッシュ寸法が溶鋼温度の経時変化におよぼす影響について検討し, 次の結果を得た.

(1) タンデッシュ内の溶鋼の混合状態は, $\eta = 0.85$ とすれば Fig. 2 に示す混合モデルで近似できる.

(2) タンデッシュ内での溶鋼の温度降下を小さくするためには, 予熱時間の延長より予熱温度の上昇のほうが重要である.

(3) 注入温度の安定性の点で, タンデッシュ内の溶鋼深さは 60 cm 以上が望ましい.

(4) 取鍋から流入する溶鋼温度に $0.3 \sim 0.5^\circ\text{C}/\text{min}$ 程度の温度降下が存在するときに, タンデッシュ内の溶鋼温度は一番安定している.

(5) 放熱量を最小とするためには, タンデッシュの幅と深さの比は 1 に近いものがよい.

(6) 保温剤としてのスラグ厚さは, 15 mm あれば十分である.

文 献

- 1) 二上, 松田, 安居, 黒岩: 鉄と鋼, 53 (1967) 3, p. 402
- 2) 飯田, 永井, 数土, 藤原: 鉄と鋼, 55 (1969) 3, S 98
- 3) T. LAND: Paper No. 1/1941 of the Steel Casting Research Committee, p. 157
- 4) 荒木, 平岡, 吉沢: 鉄と鋼, 50 (1964) 3, p. 518
- 5) 恵藤, 菅原, 鈴木: 鉄と鋼, 55 (1969) 11, S 495
- 6) 佐藤, 工藤: 鉄と鋼, 56 (1970) 4, S 59
- 7) 森, 平居, 田中, 下山, 関: 鉄と鋼, 54 (1968) 10, S 432
- 8) H. S. CARSLAW and J. C. JAEGER: Conduction of Heat in Solid, (1959), p. 63, [Oxford University Press]
- 9) J. SZEKELY and R. G. LEE: Trans. Met. Soc. AIME, 242 (1968) 6, p. 961