

論 文

UDC 621.746.27.047 : 536.421.4

連続鋳造における伝熱現象の数値解析について*

南条 敏夫**・深井 利行**
小森 英俊**・木崎 皖司***

Mathematical Analysis of Heat Transfer Phenomena in Continuous Casting

Toshio NANJO, Toshiyuki FUKAI,
Hidetoshi KOMORI, and Kanji KIZAKI

Synopsis:

The continuous casting of steel is rapidly expanding its scope of influence in the field of steel making, because the process is superior to the conventional ingot making process from the view point of the product quality, working environment, and automation.

The main problem of continuous casting is how to control heat transfer phenomena skillfully.

Therefore, this report describes the results which were calculated by mathematical models of the heat transfer in each step from the tapping of steel to the transfer table as described below:

- (1) The relation between the elapsed time and the temperature of molten steel in the ladle.
- (2) The relation between the elapsed time and the temperature of molten steel in the tundish.
- (3) Temperature distributions of the billet in the mold, and the secondary cooling and air cooling zones.
- (4) Temperature distribution of the billet in the soaking furnace.
- (5) Temperature drop of the billet due to in-line reduction.
- (6) Temperature distribution of the billet on the transfer table.

In these cases, calculations were performed sequentially by algebraic equations by the use of finite difference techniques.

(Received Nov. 29, 1973)

1. 緒 言

連続鋳造は従来の造塊法にくらべて、成品歩留り、作業環境、省力化の面で、とくに優れているため現在、急速に広まっている。

この連続鋳造の作業工程は、熱的現象をいかに適切にコントロールするかにかかっている。したがって、この点を理論的に解明するために、すでに、各種の文献^{(1)~(8)}が発表されている。しかしながら、その主体をなすものは、1次元伝熱モデルを使用し、スラブを対象にした凝固過程の伝熱計算である。この1次元モデルを使用した場合、熱の移動は、鋳片の厚さ方向のみであるという仮定を設けるため、たとえば、

- (1) ビレットには適用できない。
- (2) 鋳片のコーナー温度が計算できない。
- (3) 最近の高速スラブ機における、モールド直下のサイドスプレーの必要性が検討できない。

(4) 鋳片厚さ、鋳片幅方向のスプレー分布が検討できない。

などの問題点を生じるため、本報では、2次元伝熱モデルを採用した。

また一方、鋳片品質の面からは、連続鋳造の全工程を総合的に見渡す必要があるが、この見地に立つた研究は見うけられない。したがって、本報では、ビレットの連続鋳造を例にとり、出鋼から、成品となり搬送されるまでの下記、6過程について連続的に解析するシミュレーターを作成したので報告する。

- (1) レードルにおける溶鋼温度の経時変化
- (2) タンディッシュにおける溶鋼温度の経時変化
- (3) モールド、2次冷却帯、および、空冷ゾーンにおける鋳片の温度分布

* 昭和48年11月29日受付

** 石川島播磨重工(株)製鋼プラント設計部

*** 石川島播磨重工(株)産業機械開発部

- (4) 均熱帯における鑄片の温度分布
- (5) インラインリダクションによる鑄片の温度降下
- (6) 搬送テーブル上における鑄片の温度分布

なお、計算は Fourier の伝熱方程式を差分化し、電子計算機を使用して数値計算した。

2. 基本計算式

2.1 レードルにおける溶鋼温度の経時変化

レードルにおける溶鋼温度の取り扱いは、従来の造塊法の場合と同様であり、各種の計測結果、計算結果^{9)~11)}がすでに、発表されている。しかしながら、最近の大型レードルに対する測定データはほとんどないこと、理論計算に関してはレンガ厚さを無限と考えていること、また、耐火物の予熱条件が必ずしも、考慮されていないことなどの問題点がある。したがって、ここでは、耐火物厚さを有限とし、予熱条件を考慮に入れて、溶鋼の温度降下に影響を与える因子が解析できるよう配慮した。

2.1.1 計算モデル

Fig. 1 を参照

2.1.2 仮定条件

- (1) レードル内の溶鋼は完全混合状態にある。
- (2) 溶鋼及び耐火物の比熱、熱伝導率、密度は温度に依存せず一定とする。
- (3) レードルストッパーが開かれると同時に、鑄込開始となり、タンディッシュからモールドへの鑄込量と同量の溶鋼がレードルからタンディッシュにチャージされる。

2.1.3 基本方程式

- (1) レードル耐火物の予熱

- i) レードル耐火物内の熱伝導

$$\frac{\partial \theta_B}{\partial t} = \frac{\lambda_B}{\rho_B C_B} \frac{\partial^2 \theta_B}{\partial x^2} \dots\dots\dots (1)$$

- ii) 境界条件

$$t=0, x \geq 0, \theta_B = \theta_0 \dots\dots\dots (2)$$

$$t_P \geq t > 0, x=0, \theta_B = (\theta_P - \theta_0)(1 - e^{-at}) + \theta_0 \dots\dots\dots (3)$$

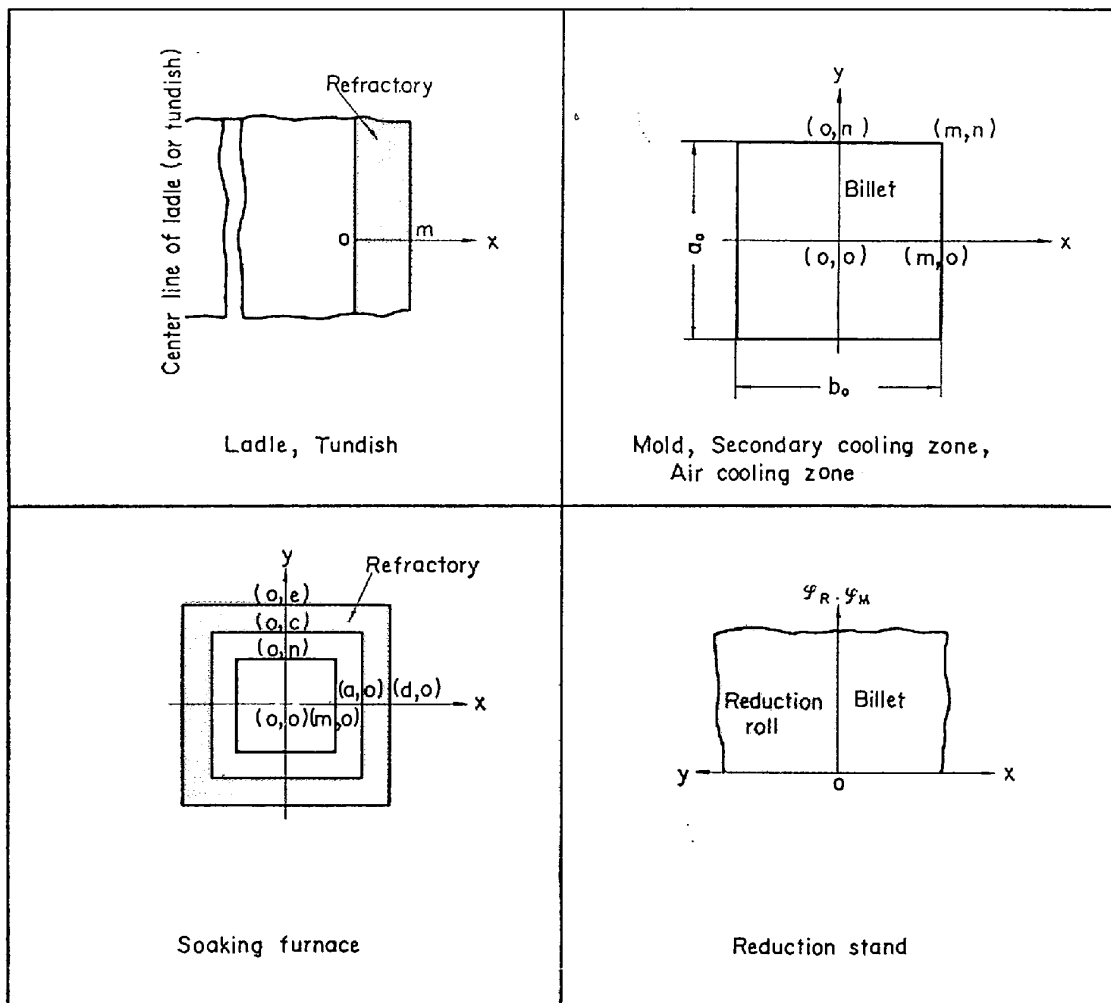


Fig. 1. Schematic representation of mathematical model.

なお、(3)式は予熱開始後 $t=t_P$ において $\theta_B = \theta_P$ になるよう α を設定し昇温曲線を仮定した。

$$-\lambda_B \cdot \frac{\partial \theta_B}{\partial x} \Big|_{x=m} = h_B(\theta_{B,m} - \theta_a) \dots\dots\dots (4)$$

(2) 出鋼中の溶鋼の温度降下

i) 出鋼における溶鋼流の熱損失

$$Q_{M,a} = 4 \cdot 88 \times \epsilon_M \times \left\{ \left(\frac{273 + \varphi_{M,F}}{100} \right)^4 - \left(\frac{273 + \theta_a}{100} \right)^4 \right\} \dots\dots\dots (5)$$

ii) 熱平衡

$$F \cdot Q_{M,a} = G \cdot C_M \cdot \Delta \varphi_{M,F} \times 10^3 \dots\dots\dots (6)$$

iii) 製鋼炉からレールへの出鋼速度

$$G = \pi r_M^2 V_L \rho_M \times 10^{-3} \dots\dots\dots (7)$$

iv) 溶鋼流の周囲長さ、および、流速

$$U = 2\pi r_M, \quad V_L = \sqrt{2gh} \dots\dots\dots (8)$$

v) 溶鋼流の表面積

$$F = \int_0^h U dh \dots\dots\dots (9)$$

vi) 溶鋼流の温度降下

上記 (5)~(9) 式から

$$\Delta \varphi_{M,F} = \frac{8}{3} \cdot \frac{Q_{M,a}}{C_M} \cdot \sqrt{\frac{\pi}{\rho_M \cdot G \times 10^3 \times \sqrt{2g}}} \times h^{3/4} \dots\dots\dots (10)$$

(3) 出鋼および、搬送時における溶鋼の温度降下

i) 溶鋼から耐火物への伝熱速度

$$Q_M = -\lambda_B \cdot \frac{\partial \theta_B}{\partial x} \Big|_{x=0} \dots\dots\dots (11)$$

ii) 境界条件

$$t > t_P, \quad x=0, \quad \theta_B = \varphi_M \dots\dots\dots (12)$$

iii) t 時間経過時のレール内の溶鋼深さ

$$l_t = \frac{4W \times 10^3}{\pi D^2 \rho_M} \dots\dots\dots (13)$$

iv) レール内溶鋼の熱収支

$$\frac{1}{4} \pi D^2 l_t \rho_M \cdot C_M \frac{d\varphi_{M,L}}{dt} = -\frac{\pi D^2 Q_S}{4} - \left(\frac{\pi D^2}{4} + \pi D l_t \right) \cdot Q_M \dots\dots\dots (14)$$

v) レール内のスラグ層から空気中への伝熱速度
J. SZEKELY¹⁴⁾ らはレール内溶鋼のスラグ層への放熱速度について理論解析を行なっている。その解析結果から伝熱速度を求めると Fig. 2 がえられる。

(4) 鋳造時における溶鋼の熱収支

レール内溶鋼の温度降下の計算過程と同様であるが、上記 (13), (14) 式の代わりに (15), (16) 式を使用する。

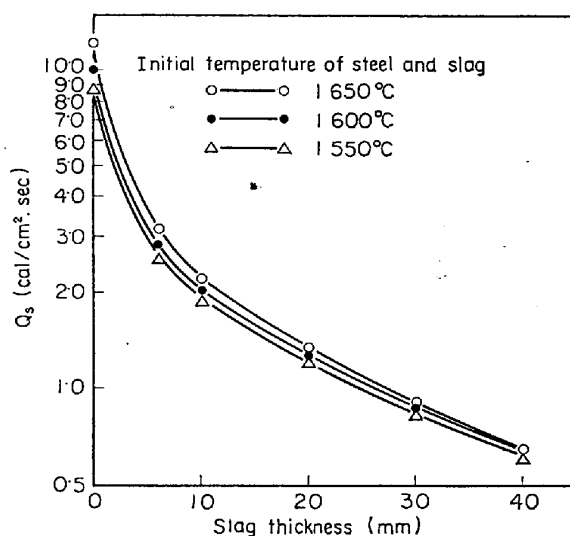


Fig. 2. Relation between thickness of slag layer and heat flux from molten steel to slag.

$$l_t = \frac{4W \times 10^3 - 6 \cdot 667 a_0 b_0 v \cdot \rho_M \cdot n_S (t - t_C)}{\pi D^2 \rho_M} \dots (15)$$

$$\frac{1}{4} \pi D^2 l_t \rho_M C_M \frac{d\varphi_{M,L}}{dt} = -C_M a_0 b_0 v n_S \rho_M \varphi_{M,L} \times \frac{100}{60} - \frac{\pi D^2 Q_S}{4} - \left(\frac{\pi D^2}{4} + \pi D l_t \right) \cdot Q_M \dots\dots\dots (16)$$

2.2 タンディッシュにおける溶鋼温度の経時変化

タンディッシュ内溶鋼温度の挙動に関する文献¹²⁾¹³⁾¹⁶⁾は少なく、とくに伝熱解析を行なつたものは藤井¹⁶⁾らの文献以外は見当たらない。本報は耐火物厚さを無限大とし、理論解を求めた藤井¹⁶⁾の手法とは別に、耐火物厚さを有限とし差分解析により耐火物厚さの影響を考慮した。

なお、タンディッシュ内の溶鋼温度の計算過程は前述レールの場合とほぼ同様であるため、簡単な記述にとどめた。

2.2.1 計算モデル

Fig. 1 を参照

2.2.2 仮定条件

レールの場合の仮定条件と内容的には同一である。

2.2.3 基本方程式

1) タンディッシュ耐火物の予熱

レールの場合の (1)~(4) 式に同じ。

2) タンディッシュ内溶鋼の熱収支

i) $t_p < t \leq t_s$

$$C_M l_1 l_2 l_3 \rho_M \frac{d\varphi_M}{dt} = -Q_S A_S - Q_M A_M \dots\dots\dots (17)$$

ii) $t > t_s$

$$C_M l_1 l_2 l_3 \rho_M \frac{d\varphi_M}{dt} = C_M a_0 b_0 v n_S \rho_M (\varphi_{M,L} - \varphi_M)$$

$$\times \frac{100}{60} - Q_s A_s - Q_M A_M \dots\dots\dots (18)$$

ただし, $A_s = l_1 l_2, A_M = 2 \times (l_1 l_3 + l_2 l_3) + l_1 l_2 \dots (19)$

$$\varphi_{M,L} = \alpha_1 (t - t_p) + \alpha_2 \dots\dots\dots (20)$$

なお, レードル内の溶鋼, $\varphi_{M,L}$ の経時変化については, (16), (18) 式を連立させて数値計算することにより算出されるが, ここでは (20) 式のごとく, 直線近似を採用した.

3) タンディッシュ内のスラブ層から空気中への伝熱速度はレードルの場合と同様, Fig. 2 のデータを使用した.

2.3 モールド, 2次冷却帯, および空冷ゾーンにおける鑄片の温度分布

鋼の凝固過程における温度分布は鑄片品質, 鑄造作業の自動化, 設備設計上の荷重条件の決定などには必須のものであり, 各種文献^{1)~8)}がすでに報告されているが, 1次元モデルを使用したものが主体を占めており, 2次元モデルを使用した文献⁹⁾⁸⁾は少ない. 本報では, 計算対象をピレットに置いたが, スラブからピレットまで検討できるように, 2次元伝熱モデルにて計算した.

2.3.1 計算モデル

Fig. 1 を参照

2.3.2 仮定条件

1) 鑄片中の熱移動は断面方向が支配的であり, 引抜方向の熱移動は無視する.

2) 凝固潜熱は比熱のなかに折り込んで計算する. なお, 比熱の温度変化については, MIZIKAR²⁾ のデータの液相線温度を 1515°C に修正した Fig. 3 の値を採用した.

3) 鋼の密度は温度に依存せず一定である.

2.3.3 基本方程式

1) モールド

i) $z = vt \dots\dots\dots (21)$

ii) $\rho_M C_M \frac{\partial \varphi_M}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda_M \frac{\partial \varphi_M}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda_M \frac{\partial \varphi_M}{\partial y} \right) \dots\dots\dots (22)$

iii) $Q_m = -\lambda_M \frac{\partial \varphi_M}{\partial x} \Big|_{x=m} \dots\dots\dots (23)$

iv) $Q_m = -\lambda_M \frac{\partial \varphi_M}{\partial y} \Big|_{y=n} \dots\dots\dots (24)$

なお, Q_m については (25) 式で与えられる SAVAGE¹⁾ のデータを使用した.

$$Q_m = 64 - 8\sqrt{t} \text{ (cal/cm}^2 \cdot \text{sec)}$$

$$= (2 \cdot 304 - 17 \cdot 28\sqrt{t}) \times 10^6 \text{ (kcal/m}^2 \cdot \text{hr)} \dots (25)$$

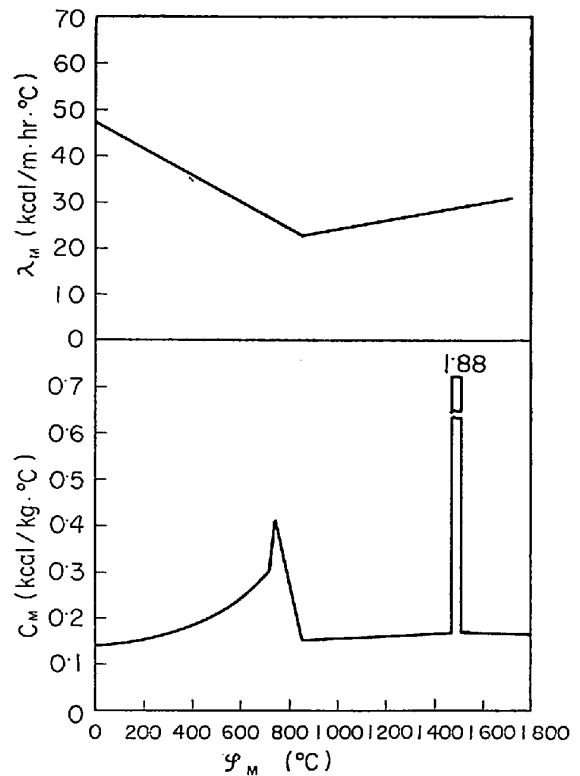


Fig. 3. Relation between thermal conductivity, specific heat of low carbon steel and temperature.

vi) $\frac{\partial \varphi_M}{\partial x} \Big|_{x=0} = 0, \frac{\partial \varphi_M}{\partial y} \Big|_{y=0} = 0 \dots\dots\dots (26)$

2) 2次冷却ゾーンおよび空冷ゾーン

i) $\rho_M C_M \frac{\partial \varphi_M}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda_M \frac{\partial \varphi_M}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda_M \frac{\partial \varphi_M}{\partial y} \right) \dots\dots\dots (27)$

ii) $-\lambda_M \frac{\partial \varphi_M}{\partial x} \Big|_{x=m} = h_a (\varphi_{M,m} - \theta_a) + h_w (\varphi_{M,m} - \theta_w) \dots\dots\dots (28)$

iii) $-\lambda_M \frac{\partial \varphi_M}{\partial y} \Big|_{y=n} = h_a (\varphi_{M,n} - \theta_a) + h_w (\varphi_{M,n} - \theta_w) \dots\dots\dots (29)$

iv) $\frac{\partial \varphi_M}{\partial x} \Big|_{x=0} = 0, \frac{\partial \varphi_M}{\partial y} \Big|_{y=0} = 0 \dots\dots\dots (30)$

なお, h_a については, 鑄片表面の輻射率を 0.8 として, 小門¹⁵⁾のデータから求めた.

$$h_a = 0.25\varphi_{M,m} - 146 = 0.25\varphi_{M,n} - 146 \dots\dots (31)$$

$$h_w = 7.7 \times 10^3 \times W^{0.55} \dots\dots\dots (32)$$

スプレーゾーンの伝熱係数 h_w については, 中戸⁶⁾の実験式と実機データとを比較することにより求めた.

2.4 均熱帯における鑄片の温度分布

リダクション過程では鑄片のコーナーと表面中央で温

度差があると、コーナー部で割れを生じやすいので、リダクションをかける前に鑄片を均熱する必要があるが、連鑄機用均熱帯に関する文献は発表されていないため、以下の伝熱計算を行なった。

実操業では均熱帯に鑄片が連続体としてチャージされるが、本計算では、2次元モデルを使用しているため、ダミーバーに接続した鑄片の先端が均熱帯入口に到着するやいなや、炉長に相当する鑄片が均熱帯にチャージされ、実操業における滞留時間に相当する時間、鑄片は炉内に滞留し、その後瞬間的に搬出される、以後同様に、炉長に相当する鑄片が均熱帯にチャージ、および搬出されるものとした。

2.4.1 計算モデル

Fig. 1 を参照

2.4.2 仮定条件

1) 伝熱は鑄片の断面方向が支配的であり、引抜方向の熱移動はないものとする。

2) 鑄片表面から耐火物表面への伝熱は固体輻射が支配的であり、対流伝熱は無視する。

2.4.3 基本方程式

1) 鑄片内の伝熱

$$\rho_M C_M \frac{\partial \varphi_M}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda_M \frac{\partial \varphi_M}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda_M \frac{\partial \varphi_M}{\partial y} \right) \dots (33)$$

$$\left. \frac{\partial \varphi_M}{\partial x} \right|_{x=0} = 0, \quad \left. \frac{\partial \varphi_M}{\partial y} \right|_{y=0} = 0 \dots (34)$$

2) 鑄片表面から耐火物表面への伝熱

鑄片表面の (i, n), (m, j) 座標で表わされるメッシュと天井表面耐火物を示す (p, c) 座標、および側壁表面耐火物を示す (a, q) 座標で表わされるメッシュ間の関係を示すと (35), (36) 式となる。

$$\begin{aligned} -\lambda_M \left. \frac{\partial \varphi_M}{\partial y} \right|_{y=n} &= 4 \cdot 88 \epsilon_M \left(\frac{273 + \varphi_{M,i,n}}{100} \right)^4 \\ -4 \cdot 88 \epsilon_B \sum_{p=-a}^a F_{M,B} &\left(\frac{273 + \theta_{p,c}}{100} \right)^4 \\ -4 \cdot 88 \epsilon_B \sum_{q=n}^c G_{M,B} &\left(\frac{273 + \theta_{a,q}}{100} \right)^4 \dots (35) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} -\lambda_M \left. \frac{\partial \varphi_M}{\partial x} \right|_{x=m} &= 4 \cdot 88 \epsilon_M \left(\frac{273 + \varphi_{M,m,j}}{100} \right)^4 \\ -4 \cdot 88 \epsilon_B \sum_{p=m}^a F'_{M,B} &\left(\frac{273 + \theta_{p,c}}{100} \right)^4 \\ -4 \cdot 88 \epsilon_B \sum_{q=-c}^c G'_{M,B} &\left(\frac{273 + \theta_{a,q}}{100} \right)^4 \dots (36) \end{aligned}$$

ただし、 $F_{M,B}$, $F'_{M,B}$ は鑄片表面から天井耐火物への到達率を示す関数であり、 $G_{M,B}$, $G'_{M,B}$ は鑄片表面から側壁耐火物への到達率を表わす関数である。

3) 耐火物中の伝熱

$$\rho_B C_B \frac{\partial \theta_B}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda_B \frac{\partial \theta_B}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda_B \frac{\partial \theta_B}{\partial y} \right) \dots (37)$$

$$\left. \frac{\partial \theta_B}{\partial x} \right|_{x=0} = 0, \quad \left. \frac{\partial \theta_B}{\partial y} \right|_{y=0} = 0 \dots (38)$$

4) 耐火物外壁から空気中への伝熱

$$-\lambda_B \left. \frac{\partial \theta_B}{\partial x} \right|_{x=d} = h_B (\theta_{B,d} - \theta_a) \dots (39)$$

$$-\lambda_B \left. \frac{\partial \theta_B}{\partial y} \right|_{y=e} = h_B (\theta_{B,e} - \theta_a) \dots (40)$$

なお、 h_B については耐火物の輻射率を 0.9 とした場合の輻射伝熱、および対流伝熱の計算結果から伝熱係数を求めると (41) 式がえられる。

$$h_B = 6 \cdot 8 \times 10^{-2} \theta_{B,d} + 6 \cdot 4 = 6 \cdot 8 \times 10^{-2} \theta_{B,e} + 6 \cdot 4 \dots (41)$$

2.5 インラインリダクションによる鑄片の温度降下

ビレット連鑄機における鑄片の圧延は、孔型ロールを使用したインラインでの圧延である。したがって孔型形状を考慮した3次元伝熱解析が必要である。しかしながら、ここでは1次元モデルを使用した小門¹⁶⁾の文献を流用して鑄片温度を計算した。なお、通常の圧延の場合には、鑄片温度を均一と仮定して計算したものが多いが、連鑄においては、鑄片内外面の温度分布を考慮する必要があり、このリダクション過程に関する文献はみあたらない。

2.5.1 計算モデル

Fig. 1 を参照

2.5.2 仮定条件

1) ロール直径に比べ、ロールと鑄片間の接触長さは短いので、1次元伝熱モデルとして計算する。

2) 鑄片とロールの両表面は互いに滑っているため、接触個所も変わるが、問題を単純化するために、2つの半無限固体が接触していて、鑄片側には塑性加工熱に相当する発熱があるが、しかしながら引抜速度が遅いために接触面に生じる摩擦熱は無視できるものとする。

2.5.3 基本方程式

1) 圧延中の鑄片温度

$$\rho_M C_M \frac{\partial \varphi_M}{\partial t} = \lambda_M \frac{\partial^2 \varphi_M}{\partial x^2} \dots (42)$$

$$\rho_R C_R \frac{\partial \varphi_R}{\partial t} = \lambda_R \frac{\partial^2 \varphi_R}{\partial y^2} \dots (43)$$

$$\lambda_M \left. \frac{\partial \varphi_M}{\partial x} \right|_{x=0} = \lambda_R \left. \frac{\partial \varphi_R}{\partial y} \right|_{y=0} \dots (44)$$

$$\varphi_M = \varphi'_M(x, t) + \varphi_D(t) \dots (45)$$

なお、(45) 式は鑄片内の熱伝導により決まる鑄片温度 $\varphi'_M(x, t)$ に塑性加工熱による温度上昇 $\varphi_D(t)$ を加

Table 1. Main data used in calculations.

Kind of steel	: Steel bar for concrete reinforcement
Casting cross section	: 140×140 mm
Products size	: 105×105 mm
Casting speed	: 2.4 m/min, 2.0 m/min
Number of strands	: 2
Tapping temperature	: 1 650°C
Casting temperature	: 1 520°C, 1 550°C
Inner diameter of ladle	: 186 cm
Thickness of refractory for ladle	: 220 mm
Size of tundish	: $l_1=200$ cm $l_2=75$ cm $l_3=40$ cm
Thickness of refractory for tundish	: 150 mm
Size of soaking furnace	: inner width=150 mm inner height=150 mm length=5800 mm
Thickness of insulater for soaking furnace	: 120 mm
Preheating temperature of refractory	: 800°C for ladle 1 100°C for tundish
Preheating time of refractory	: 60 min for ladle 90 min for tundish
Weight of molten steel at tapping	: 38×10^3 kg
Specific heat of steel	: see Fig. 3
Thermal conductivity of steel	: see Fig. 3
Density of steel	: 7 200 kg/m ³ for solidifying process 7 600 kg/m ³ for No 1 reduction stand 7 800 kg/m ³ for No 2 reduction stand
Density of reduction roll	: 7 800 kg/m ³
Specific heat of refractory for ladle and tundish	: 0.25 cal/g °C
Thermal conductivity of refractory for ladle and tundish	: 1.3 cal/cm·sec °C
Density of refractory for ladle and tundish	: 2.2 g/cm ³
Specific heat of insulater for soaking furnace	: 0.25 kcal/kg °C
Thermal conductivity of insulater for soaking furnace	: 1.3 kcal/m·hr °C
Density of insulater for soaking furnace	: 2.2×10^3 kg/m ³
Emissivity of molten steel	: 0.6
Emissivity of billet	: 0.8
Emissivity of refractory and insulater	: 0.8, 0.9

えたものが実際の鑄片温度であることを示す。

φ_D , および圧延中の板厚変動に対する温度補正については小門¹⁵⁾の方法を採用し, 差分計算中で考慮した。

2) 圧延後の鑄片温度

(42) 式, および下記 (46) 式を使用して, 圧延スタンド間の空冷による鑄片温度を計算した。

$$\lambda_M \frac{\partial \varphi_M}{\partial x} \Big|_{x=0} = h_a (\varphi_{M,0} - \theta_a) \quad (46)$$

なお, h_a については, 前述 (31) 式中の $\varphi_{M,m}$ あるいは $\varphi_{M,n}$ のかわりに $\varphi_{M,0}$ を代入した数式を採用した。

3) 圧延ロール出側の鑄片速度

$$v_1 = v \times \frac{a_0 b_0}{a_1 b_1} \quad (47)$$

4) かみ込み角

$$\phi = \cos^{-1} \left\{ 1 - \frac{(a_0 - a_1)}{2} \right\} \quad (48)$$

5) 接触時間

$$t_{ct} = \frac{2R\phi}{v+v_1} \quad (49)$$

2.6 搬出テーブル上における鑄片の温度分布

搬出テーブル上の鑄片温度はテーブルロールのピッチの検討, および鑄片をパレタイジングする場合の鑄片の曲りの検討などに必要であるが, これらに関する文献は

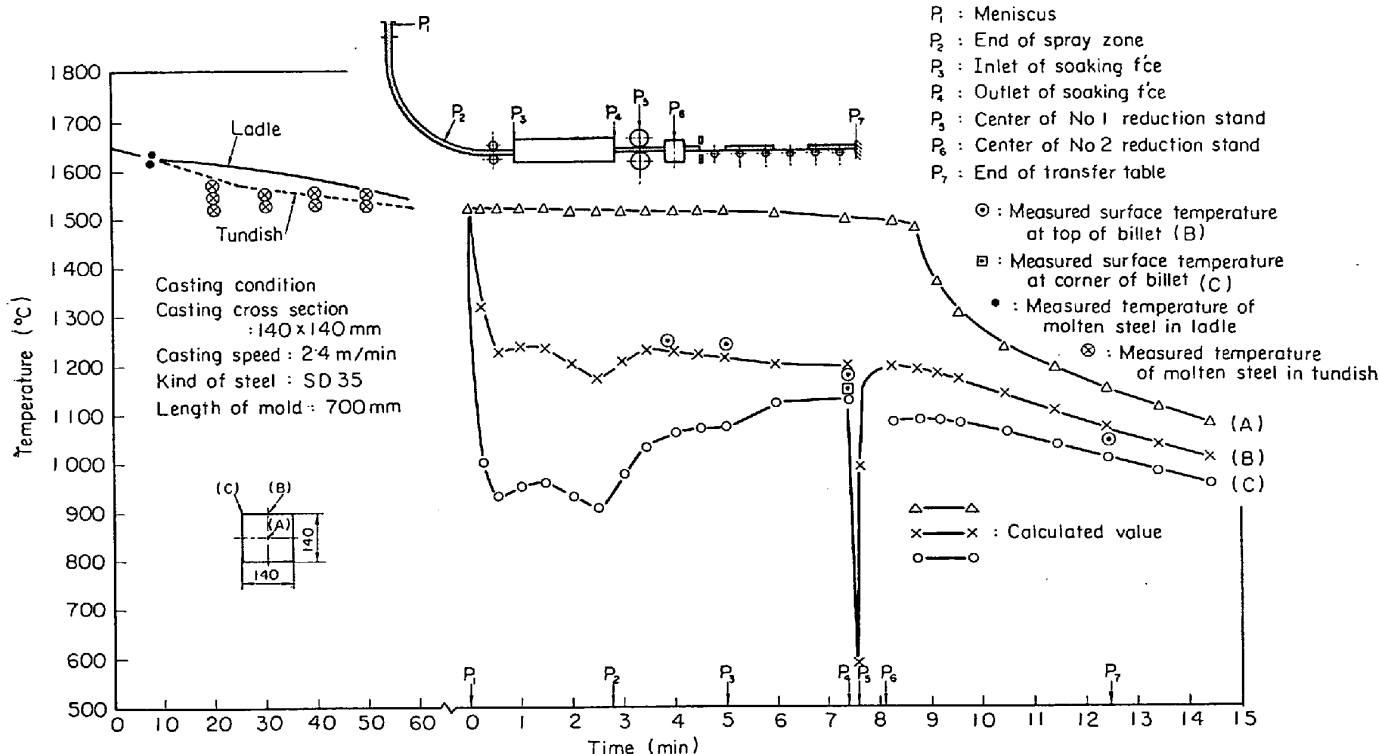


Fig. 4. Temperature distribution of steel from tapping of steel making furnace to transfer table.

発表されていない。なお、本計算は前述 2.3 項の計算に類似しているため簡単な記述にとどめる。

2.6.1 計算モデル

Fig. 1 を参照

2.6.2 仮定条件

前述, 2.3.2 項の 1), 3) の仮定条件と同一である。

2.6.3 基本方程式

前述, (21)~(31) 式を流用した。ただし, (28) (29) 式中の h_w については $h_w=0$ とした。

3. 計算結果および考察

3.1 出鋼から搬出テーブルまでの鋼の温度変化

Table 1 に示した計算条件の場合の計算結果を Fig. 4 に示した。ただし、この場合の鋳込速度は 2.4 m/min, 鋳込温度は 1520°C である。また、同図中には現在稼働中のインラインリダクション付湾曲型ビレット連続鋳機における稼働直後の測定データをプロットして、計算結果との対比を行なった。なお、Fig. 4 でリダクションスタンド間における鋳片のコーナー温度が全領域にわたり断線しているのは、リダクション過程における伝熱モデルが 1 次元であり、コーナー温度が計算できないためである。また、リダクションによる鋳片表面温度降下の影響部は、表皮下約 10 mm 程度であり、スタンド間、および放冷ゾーンで急速に回復する。

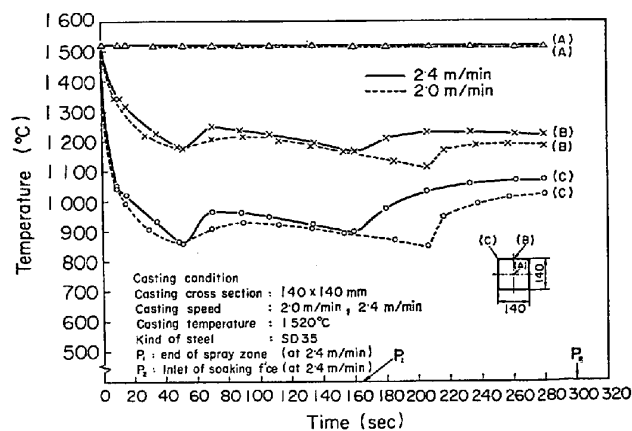


Fig. 5. Effect of casting speed on temperature distribution of billet.

3.2 モールド、および 2 次冷却帯における鋳片の温度分布

連続鋳造においては、凝固過程における鋳片の温度分布が鋳片品質に大きな影響を与える。したがって、ここでは、下記 1) 2) 項の計算結果について簡単に記述する。

1) 鋳片の温度分布におよぼす鋳込速度の影響

鋳込速度が 2.0 m/min, および 2.4 m/min で、2 次冷却水量分布が同一の場合の計算結果を Fig. 5 に示す。本図からわかるごとく、2 次冷却帯内では、鋳込速度は鋳片温度に大きな影響を与える因子にはなっていない

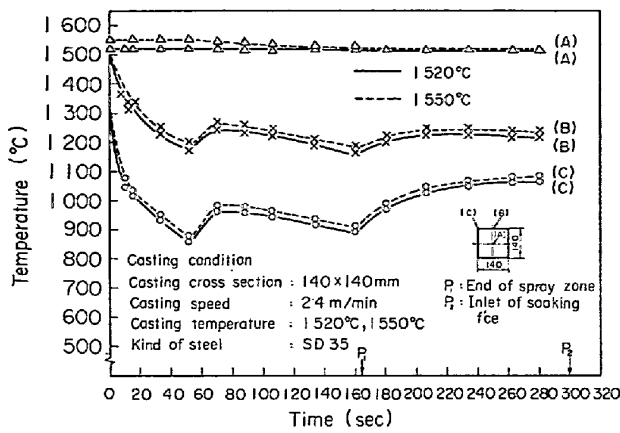


Fig. 6. Effect of casting temperature on temperature distribution of billet.

が、空冷ゾーンにさしかかると、鑄込速度の影響が明白に現われてくる。

2) 鑄片の温度分布におよぼす鑄込温度の影響

鑄込速度、および2次冷却水量分布は同一であるが、鑄込温度が1520°C、および1550°Cの場合の計算結果をFig. 6に示す。この場合、鑄込温度が高くなると、それにほぼ比例して鑄片表面温度は高くなっている。

3.3 凝固殻厚さにおよぼす鑄込速度、鑄込温度、および2次冷却水量の影響

凝固殻厚さは、操業上、および設備設計上、最も重視される要因であり、従来から各種の測定結果、計算結果が発表されているが、本報では下記2項目に着目して検討した。なお、凝固殻厚さは、鑄片の温度分布の計算結果としてえられる凝固界面温度をプロットすることにより算出した。

1) 凝固殻厚さにおよぼす鑄込速度、および鑄込温度の影響

Fig. 5, Fig. 6の場合の計算条件と同様に、2次冷却水量分布を同一とし、鑄込速度、鑄込温度を変えた場合の計算結果をFig. 7に示す。鑄込速度を変えたFig. 5の場合、鑄片表面温度はかなり変化するが、Fig. 7に示すように、凝固殻厚さに対するその影響は少ない。また、鑄込温度の凝固殻厚さに対する影響は、鑄込速度よりも大きいものと考えられる。なお、Fig. 7の場合、モールド出口における凝固殻厚さは実機データに比べて薄い。これは、その位置における凝固界面温度の仮定値が低すぎるためと考えられる。

2) 凝固殻厚さにおよぼす2次冷却水量の影響

鑄込速度が2.4 m/min、鑄込温度が1520°Cの場合の標準の2次冷却水量を基準にとり、さらに冷却水量を10%、20%、30%増加させた場合の計算結果をFig. 8に

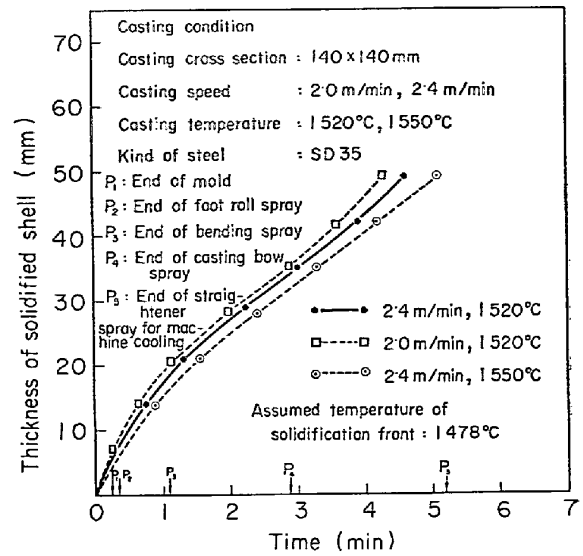


Fig. 7. Effects of casting speed and casting temperature on thickness of solidified shell (P₁~P₅ show each positions of spray zone at casting speed of 2.4 m/min).

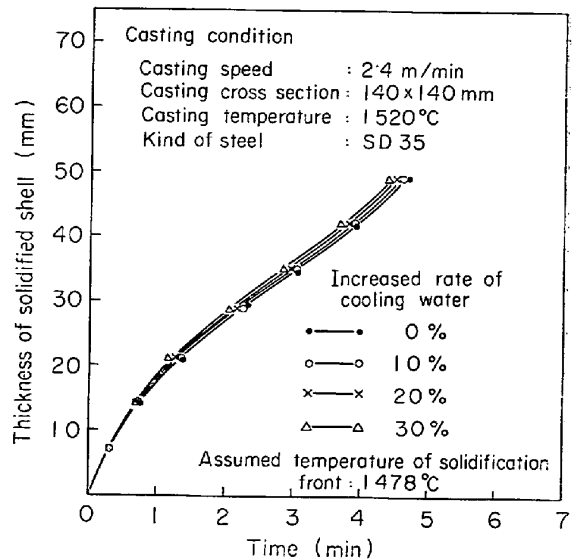


Fig. 8. Effect of cooling water quantity on thickness of solidified shell.

示す。

本図からわかるごとく、この程度の冷却水量の変動は凝固殻の成長に大きな影響を与えない。

3.4 均熱帯における鑄片の温度分布

断熱材の初期温度が30°Cの子熱を行なっていない均熱帯に、2.4 m/minで鑄片が導入された場合の計算結果をFig. 9に示す。本図からわかるごとく、最初に導入される鑄片はいつたん温度降下を起こすが、時間経過とともに炉壁温度は鑄片表面からの輻射熱により加熱さ

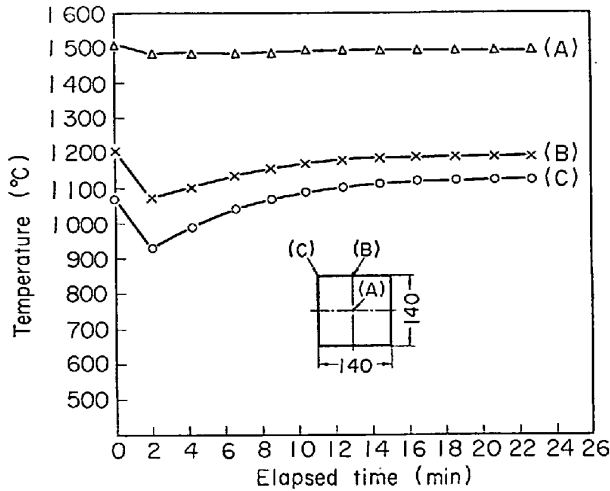


Fig. 9. Relation between elapsed time and temperature distribution of billet at outlet of soaking furnace.

れ、約 18 min で飽和状態となり、(B) と (C) 部の均熱帯出入口における温度差は約 1/2 になり、均熱帯の効果がうかがわれる。さらに、均熱帯への鋳片のチャージ回数が増すと断熱材が蓄熱されるため、その効果が顕著になることは、実測データにより確認されているが、このことについては本報では削除する。

4. 結 言

出鋼から搬出過程まで含めた連続鋳造過程の伝熱現象について、シミュレーションモデルによる理論解析を行なった結果、実測値に対する相対誤差は約 5% であった。

この値は測定誤差を考えると、一応シミュレーターとして実用に供しうるものと考えられる。しかしながら伝熱現象をより正確に把握するためには凝固理論の発展、流体力学的な考察、および各種物性値などの改善を加える必要がある。

記 号

本報の計算のうち、レードル、タンディッシュの熱計算に対しては CGS 系の単位を、それ以外の項目に対しては MK および時間に対しては、Hour の単位を原則として使用した。

- φ_M : 鋳片または溶鋼の温度 (°C)
- $\varphi_{M,0}, \varphi_{M,m}, \varphi_{M,n}$: 鋳片表面温度 (°C)
- $\varphi_{M,F}$: 出鋼温度 (°C)
- $\varphi_{M,L}$: レードル内の溶鋼温度 (°C)
- φ_R : ロール温度 (°C)
- $\phi'_M(x, t)$: 鋳片内の熱伝導により決定される鋳片温度 (°C)
- θ_0 : 耐火物の初期温度 (°C)

- θ_a : 周囲の空気温度 (°C)
- θ_B : 耐火物温度 (°C)
- $\theta_{B,m}, \theta_{B,d}, \theta_{B,e}, \theta_{p,c}, \theta_{a,q}$: 耐火物の表面温度 (°C)
- θ_p : 耐火物の予熱温度 (°C)
- θ_w : 冷却水の温度 (°C)
- $\lambda_B, \lambda_M, \lambda_R$: 耐火物, 鋼, ロールの熱伝導率 (cal/cm²·sec·°C), (kcal/m²·hr·°C)
- ρ_B, ρ_M, ρ_R : 耐火物, 鋼, ロールの密度 (g/cm³), (kg/m³)
- ϵ_B, ϵ_M : 耐火物, 鋼の放射率 (cal/cm²·sec·°k⁴), (kcal/m²·hr·°k⁴)
- α : 耐火物の予熱速度に係る係数 (1/sec)
- α_1, α_2 : レードル内の溶鋼温度変化に係る係数 (°C/sec), (°C)
- A_s, A_M : 溶鋼とスラグ, 溶鋼とレンガ壁との接触面積 (cm²)
- a_0, a_1 : リダクションスタンド入口および出口における鋳片厚さ (cm), (m)
- b_0, b_1 : リダクションスタンド入口および出口における鋳片幅 (cm), (m)
- C_B, C_M, C_R : 耐火物, 鋼, ロールの比熱 (cal/g·°C), (kcal/kg·°C)
- D : レードルのレンガ内径 (cm)
- F : 出鋼時における溶鋼流の表面積 (cm²)
- $F_{M,B}, F'_{M,B}$: 鋳片表面から天井耐火物への到達率 (-)
- G : 製鋼炉からレードルへの出鋼速度 (kg/sec)
- $G_{M,B}, G'_{M,B}$: 鋳片表面から側壁耐火物への到達率 (-)
- g : 重力の加速度 (cm/sec²)
- h : 製鋼炉の出鋼口からレードル内の湯面までの高さ (cm)
- h_a, h_B : 鋳片, 耐火物表面から周囲の空気中への伝熱係数 (kcal/m²·hr·°C)
- h_w : 鋳片表面から冷却水への伝熱係数 (kcal/m²·hr·°C)
- l_1, l_2, l_3 : タンディッシュの長さ, 幅, 溶鋼深さ (cm)
- l_M : モールド長さ (m)
- lt : t 時間経過時におけるレードル内の溶鋼深さ (cm)
- n_s : スtrand数 (-)
- Q_m : 鋳片表面からモールドへの伝熱速度 (kcal/m²·hr)

Q_M : 溶鋼から耐火物壁への伝熱速度 (cal/cm²·sec)
 $Q_{M,a}$: 溶鋼から周囲の空気中への伝熱速度 (cal/cm²·sec)
 Q_s : 溶鋼表面からスラブ層への伝熱速度 (cal/cm²·sec)
 R : ロール半径 (m)
 r_M : レードル内の湯面に突入する直前の溶鋼流の半径 (cm)
 t : 時間 (sec), (hr)
 t_c : レードルからタンディッシュへの溶鋼チャージ開始時間 (sec)
 t_{ct} : ロールと鑄片間の接触時間 (hr)
 t_p : 耐火物予熱時間 (sec)
 t_s : タンディッシュからモールドへの溶鋼チャージ開始時間 (sec)
 U : 溶鋼流の周囲長さ (cm)
 V_L : レードル内の湯面に突入する直前の溶鋼流の流速 (cm/sec)
 v, v_1 : 鑄込速度, リダクションスタンド出側の鑄片速度 (m/min), (m/hr)
 W : 出鋼量 (kg)

w : 2次冷却水の流量 (l/cm²·min)

x, y, z : 座標

文 献

- 1) J. SAVAGE and W. PRITCHARD: J. Iron Steel Inst., 172 (1954), p. 269
- 2) A. MILIKAR: Trans. Met. Soc. AIME, 239 (1967), p. 1747
- 3) Y. KUNG and C. POLLOCK: Instrumentation in the iron and steel industry, 17 (1967), p. 8-1
- 4) 森山, 鞭: 鉄と鋼, 54 (1968), p. 1127
- 5) 有吉: 製鉄研究, 65 (1968), p. 65
- 6) 中戸, 大井: 鉄と鋼, 58 (1972), S 396
- 7) 亀山, 川和: 鉄と鋼, 59 (1973), S 79
- 8) 高田, 野崎: 鉄と鋼, 59 (1973), S 352
- 9) 荒木田, 平田: 鉄と鋼, 50 (1964), p. 256
- 10) 二上, 松田: 鉄と鋼, 53 (1967), p. 220
- 11) H. BROKMEIER: Z. Metallkde, 5 (1972), p. 226
- 12) 恵藤, 菅原: 鉄と鋼, 55 (1969), S 495
- 13) 佐藤, 工藤: 鉄と鋼, 56 (1970), S 59
- 14) J. SZEKELY and G. LEE: Trans. Met. Soc. AIME, 242 (1968), p. 961
- 15) 小門: 塑性と加工, 11 (1970), p. 816
- 16) 藤井, 大井: 鉄と鋼, 59 (1971), p. 1645