

論 文

スラブの連続鋳造における凝固速度と表面温度の解析*

松野 淳一**・中戸 参**・大井 浩***

An Analysis of Solidification Rate and Surface temperature of Continuous Casting Slabs

Jun-ichi MATSUNO, Hakaru NAKATO, and Hiroshi OOI

Synopsis:

The cooling and solidification of continuous casting slabs were analysed by a new mathematical model, in which heat transfer coefficients on the slab surface both in the mould and in the spray zone were determined semi-empirically from operational data. The effect of air gap between the slab surface and the mould was taken into account in the estimation of the heat transfer coefficient, and the point of complete separation of the slab surface from the mould was determined as a function of the withdrawal rate. The heat transfer coefficient in the spray zone was obtained from modification of an empirical formula on spray cooling of steel plates. The results of analysis made clear the effects of operational conditions, that is, the solidification profile depends mainly on the withdrawal rate, while the surface temperature is affected much more by the water ratio in the cooling zone.

(Received Nov. 21, 1973)

1. 緒 言

連続鋳造における鋳片の凝固速度は、その凝固組織や表面および内部性状に大きな影響を与えるもので、連続機の操業技術上のきわめて重要な因子である。凝固完了までの過程における鋳片表面温度の推移もまた、表面の性状に直接関係するほか、凝固殻の強度を定めるため鋳片の変形あるいはバルジングに影響をおよぼす。とくに凝固末期にバルジングが起これば鋳片中心部の濃厚偏析が著しくなることが最近明らかにされている¹⁾²⁾のでその観点からも鋳片の表面温度は重要な管理要因である。

連続鋳造における凝固現象の調査、解析はこれまでも数多くなされておられ、数学的あるいは電気的なモデルによる解析のみを取り上げて、それぞれ独自の手法を用いて種々の角度からの研究が行なわれている。とくに問題を凝固速度のみに限れば、いずれの方法によつても一応妥当と考えられる計算結果が得られていると言つてよいであろう。中でも MIZIKAR³⁾の計算がもつとも詳細である。

しかしながら、これまでに行なわれている解析においては、鋳片の表面における伝熱条件を操業条件と関連づけて明確に規定した例は見当たらない。たとえば、通常

の操業条件下で、鋳型出口での凝固厚さを決定するもつとも大きな要因は引抜き速度であるが、MIZIKAR は計算にあつて SAVAGE⁴⁾が静置凝固実験で得た鋳塊-鋳型間の伝熱係数の値を使用して、凝固厚さを時間の関数で与えている。この場合、鋳型出口での凝固厚さと引き抜き速度の関係は鋳片が鋳型内を通過する時間のみで規定される。SAVAGE らの実験では凝固の進行とともに鋳塊-鋳型間に空隙が形成されて伝熱係数が小さくなる過程が捕えられており、MIZIKARの計算も伝熱係数を時間の関数として取り入れているので、かなり現実に近い条件を考慮しているといえるが、空隙の形成が溶鋼の静圧とそれを支える凝固殻の強度のバランスできまることを考えれば、一定の静圧下で凝固殻の厚さのみが変化する状態の静置凝固の場合と、引抜き速度が変われば静圧と凝固厚さの両者が変化する実際の連続鋳造の場合とは伝熱係数の時間変化の様子は異なっているはずである。したがつて、鋳型内の凝固速度が単に時間のみの関数ではなく、引抜き速度もまた独立の変数であることを

* 昭和47年本会講演大会にて発表
昭和48年11月21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

考慮する必要がある。

またスプレイ冷却帯における鑄片の表面温度は冷却水量あるいはこれと引抜き速度を関係づけた比水量によって著しく変化することがよく知られている。しかしながら鑄片表面における伝熱係数を冷却水量および引抜き速度と合理的に関連づけて評価した例はこれまでのところ見当たらない。MIZIKAR⁹⁾ の計算においても、スプレイ冷却帯を5ゾーンに分けて、各ゾーンにおける伝熱係数を天下りの的に与えている。

本報告はこれらの点に着目して、鑄型内およびスプレイ冷却帯における鑄片表面での伝熱係数を操業条件の関数として明確に規定し、凝固速度および表面温度に対する操業条件の影響をできるだけ正確に評価できる数学モデルを開発したものである。

鑄片表面における伝熱は多くの要因の影響を受けて定まるものであり、その基礎研究も数多くなされているが、計算に当たつてそれらの要因を細大洩らさず取り込むことは实际的でもないし、また必ずしも精度の向上につながるものでもない。著者らは实际的な手段として、鑄型内およびスプレイ冷却帯それぞれについて、表面の伝熱係数を未定のパラメータを含む操作変数の関数として与えて、計算結果と実操業データの比較からパラメータの値を決定することにより計算の信頼性を高める方法を選んだ。

2. 計算モデル

2.1 計算の基礎式

計算にあつては次のような仮定を設けた。

- (i) 溶鋼の対流効果は考えない。
- (ii) 鑄込み方向および幅方向の熱流は無視する。
- (iii) 密度は温度によつて変化しない。
- (iv) 定常状態とする。
- (v) 凝固潜熱は比熱に繰り入れて計算する。

(i)の仮定は、T型あるいはY型のノズルを使用して鑄込まれるスラブ連鑄の場合、注入流が直接衝突する短片側の凝固に関してはあてはまらない。したがつて、溶鋼の流動を考慮しない熱伝導モデルでは2次元凝固の解析は不適當である。注入流が直接衝突しなければ、SZEKELY⁵⁾ が示しているように溶鋼の流動は完全凝固面(solidus面)の進行速度にはほとんど影響しないので、スラブ長辺側の凝固に関して(i)の仮定は妥當である。ほかの仮定についてはとくに問題はないであろう。

上の仮定によつて、計算の基礎式はスラブの厚さ方向に関する1次元の非定常熱伝導の式となり次式で表わされる。ただし、時間変数のかわりに引抜き方向の距離を

とることとする。

$$\rho c u \frac{\partial \theta}{\partial z} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\kappa \frac{\partial \theta}{\partial x} \right) \dots\dots\dots (1)$$

ここに、

- θ : 温度 (°C)
- ρ : 鋼の密度 (g/cm³)
- c : " 比熱 (cal/g°C)
- u : 引抜き速度 (cm/sec)
- κ : 鋼の熱伝導度 (cal/cm·sec·°C)
- x : スラブ厚さ方向座標 (cm)
- z : " 長さ " (cm)

厚さ方向座標の原点はスラブ表面、長さ方向座標の原点は湯面位置にとつた。

境界条件は湯面 ($z=0$)、スラブ表面($x=0$) およびスラブ厚さ方向の中心 ($x=x_1$) でそれぞれ次のように与えられる。

- 1) $z=0$ で $\theta=\theta_M$ (一定) $\dots\dots\dots (2)$
- 2) $x=0$ で $\kappa(\partial\theta/\partial x)=q_x \dots\dots\dots (3)$
- 3) $x=x_1$ で $\partial\theta/\partial x=0 \dots\dots\dots (4)$

(1)式を(2)~(4)式の条件下で解くのであるが、計算は(1)式を x および z 方向に差分化し数値計算によつて行なう。

2.2 基礎式の定数係数化

数値計算を行なうにあたり、次式で定義される換算温度 ϕ (°C) と含熱量 H (cal/g) を用いて(1)式を簡単化する。

$$\phi = \int_{\theta_d}^{\theta} \frac{\kappa}{\kappa_d} d\theta \dots\dots\dots (5)$$

ϕ の定義により

$$\frac{\partial \phi}{\partial x} = \frac{\kappa}{\kappa_d} \frac{\partial \theta}{\partial x}, \quad \frac{\partial^2 \phi}{\partial x^2} = \frac{1}{\kappa_d} \frac{\partial}{\partial x} \left(\kappa \frac{\partial \theta}{\partial x} \right) \dots\dots\dots (6)$$

$$\frac{\partial \phi}{\partial z} = \frac{\kappa}{\kappa_d} \frac{\partial \theta}{\partial z} \dots\dots\dots (7)$$

であるから

$$\frac{\partial \phi}{\partial z} = \frac{\kappa}{\rho c u} \left(\frac{\partial^2 \phi}{\partial x^2} \right) \dots\dots\dots (8)$$

また H の定義により

$$c = \frac{\partial H}{\partial \theta} = \frac{\partial H}{\partial \phi} \frac{\partial \phi}{\partial \theta} = \frac{\kappa}{\kappa_d} \left(\frac{\partial H}{\partial z} \right) / \left(\frac{\partial \phi}{\partial z} \right) \dots\dots (9)$$

であるから結局(1)は

$$\frac{\partial H}{\partial z} \frac{\kappa_d}{\rho u} \left(\frac{\partial^2 \phi}{\partial x^2} \right) \dots\dots\dots (10)$$

となる。

2.3 H および ϕ の温度関数式

(10)式を数値計算するにあたり、含熱量 H および換算

Table 1. Temperature dependence of H and ϕ .

θ (°C)	H (kcal/kg)
100~450	$0.1311\theta - 7.41$
450~700	$0.1768\theta - 27.96$
700~800	$0.272\theta - 94.6$
800~1499	$0.144\theta + 7.64$
1499~1517	$3.667\theta - 5272.5$
1517~	$0.207\theta - 24.22$

θ (°C)	ϕ (°C)
100~300	$-1.81 \times 10^{-4} \theta^2 + 1.04 \theta - 101.8$
300~700	$-3.16 \times 10^{-4} \theta^2 + 1.12 \theta - 113.9$
700~800	$-1.75 \times 10^{-4} \theta^2 + 0.92 \theta - 45.0$
800~850	$-7.25 \times 10^{-4} \theta^2 + 1.8 \theta - 397.0$
850~950	$3.75 \times 10^{-5} \theta^2 + 0.504 \theta + 153.9$
950~1200	$1.3 \times 10^{-4} \theta^2 + 0.328 \theta + 237.4$
1200~1499	$2.08 \times 10^{-5} \theta^2 + 0.59 \theta + 80.2$
1499	$0.653 \theta + 33.3$

温度 ϕ の温度依存性を関数化せねばならないが、 H 、 κ の各温度におけるデータ⁶⁾ をある温度範囲別に直線近似し、 ϕ は(5)式に従って各温度範囲について定めた。今回の計算に用いた関数式を Table 1 に示す。

2.4 計算式の差分近似

m 、 n をそれぞれ x 、 z 方向の座標を示す整数とすれば

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial H}{\partial z} &= \frac{1}{\Delta z} (H_{m,n+1} - H_{m,n}) \\ \frac{\partial^2 \phi}{\partial x^2} &= \frac{1}{(\Delta x)^2} (\phi_{m+1,n} - 2\phi_{m,n} + \phi_{m-1,n}) \end{aligned} \right\} \dots (11)$$

であるから(10)式は

$$\begin{aligned} H_{m,n+1} &= H_{m,n} \\ + \frac{\kappa_d}{\rho u} \cdot \frac{\Delta z}{(\Delta x)^2} (\phi_{m+1,n} - 2\phi_{m,n} + \phi_{m-1,n}) \end{aligned} \dots (12)$$

ただし Δx 、 Δz は刻み目の間隔である。スラブの表面と厚さ中心ではそれぞれ境界条件(3)、(4)より

$$x=0(m=k); q_x = \frac{\kappa_d}{2\Delta x} (\phi_{k+1,n} - \phi_{k-1,n}) \dots (13)$$

$$x=x_1(m=l); 0 = \phi_{l+1,n} - \phi_{l-1,n} \dots (14)$$

であるから、(13)、(14)式を(12)式に代入して $\phi_{k-1,n}$ および $\phi_{l+1,n}$ を消去すれば、 $m=k \sim l$ の間の網目点だけで計算を進めることができる。

境界条件(2)式より $z=0$ すなわち湯面位置における温度が与えられて H 、 ϕ が定まれば(12)式により Δz だけ進んだ位置での H が求まり、したがって H と θ の関係式から θ 、さらに θ と ϕ の関係式から ϕ が計算できる。これを順次繰り返すことにより、計算を下方まで進めることができる。

3. スラブ表面における伝熱係数

注入された溶鋼が保有していた熱が失われるのは、すべてスラブ表面からの放熱による。したがって凝固の進行および温度の変化はスラブ表面からの放熱量によって定まるので(3)式あるいは(13)式中の q_x はもつとも重要な量である。表面における伝熱の仕方は鋳型内とスプレイ冷却帯で異なるから、別々に検討する必要がある。

3.1 鋳型内の表面伝熱係数

スラブ-鋳型内冷却水の間総括伝熱係数を h_{xM} (cal/cm²sec°C) とすれば

$$q_x = h_{xM}(\theta_s - \theta_w) \dots (15)$$

h_{xM} の評価にあたってもつとも大きな問題は、スラブと鋳型間の空隙の有無である。すなわち、空隙が存在すれば、スラブ→冷却水の伝熱経路の間にふく射による伝熱が入るので抵抗が著しく大きくなり、 h_{xM} は著しく小さくなる。空隙の形成は凝固殻の収縮が溶鋼の静圧に打勝つたときに起こるのであるが、スラブと鋳型の接触状態は完全接触から完全分離へと急激に起こるのではなく、局所的な接触と分離の状態が共存する不完全接触の過程を経て完全分離に至るものと考えられる。

そこで、長さ方向のある範囲において接触の度合いが連続的に変化するものとして空隙率 λ を導入する。すなわち $\lambda=0$ のときは完全接触、 $\lambda=1$ のとき完全分離で、 $\lambda=0 \sim 1$ ならば不完全接触である。 z 方向の λ の変化はもつとも簡単に考えて次のようにとる。

$$\left. \begin{aligned} z \leq z_1 & \text{ で } \lambda = 0 \\ z_1 \leq z \leq z_2 & \text{ で } \lambda = (z - z_1) / (z_2 - z_1) \\ z_2 \leq z & \text{ で } \lambda = 1 \end{aligned} \right\} \dots (16)$$

$z=z_1$ より上方は完全接触、 $z=z_2$ より下方は完全分離で、その中間では空隙率が直線的に変化するものとするのである。完全接触のときの h_{xM} を $h_{xM}^{(0)}$ 、完全分離のときの h_{xM} を $h_{xM}^{(1)}$ とすればいずれの場合の h_{xM} も次式で記述できる。

$$h_{xM} = (1 - \lambda) h_{xM}^{(0)} + \lambda h_{xM}^{(1)} \dots (17)$$

現在の連続鋳造においては湯面被覆用のフラックスを使用するのが普通であり、それが溶融してスラブと鋳型間に流入し被膜を形成する。したがって完全接触の場合の伝熱経路は、スラブ→フラックス膜→鋳型→冷却水であり、総括伝熱係数 $h_{xM}^{(0)}$ は

$$\frac{1}{h_{xM}^{(0)}} = \frac{d_f}{\kappa_f} + \frac{d_M}{\kappa_M} + \frac{1}{h_w} \dots (18)$$

で与えられる。ただし

鋳型-冷却水間の伝熱係数 h_w は円管内の強制対流伝熱の場合を適用して⁷⁾

$$\left. \begin{aligned} h_w &= 0.023 \frac{\kappa_w}{d_w} \text{Re}^{0.8} \text{Pr}^{0.33} \\ \text{Re} &= \frac{\rho_w u_w d_w}{\eta_w}, \quad \text{Pr} = \frac{c_w \eta_w}{\kappa_w} \end{aligned} \right\} \dots (19)$$

で与えられる。

空隙が完全に形成された場合の総括伝熱係数 $h_{zM}^{(1)}$ は、放射の伝熱係数を h_a (cal/cm²sec°C) として

$$\frac{1}{h_{zM}^{(1)}} = \frac{1}{h_{zM}^{(2)}} + \frac{1}{h_a} \dots (20)$$

で与えられる。 h_a については

$$q_x = h_a (T_f - T_M) = \sigma \varepsilon_f (T_f^4 - T_M^4) \dots (21)$$

であるから

$$h_a = \sigma \varepsilon_f (T_f^3 + T_M^3) (T_f + T_M) \dots (22)$$

である。

h_a は T_f と T_M の関数であるが、 $T_f \gg T_M$ なので $T_M \approx \text{const}$ としても問題はない、後に述べるように、鑄型冷却水の温度変化から、 q_x は平均して $0.7 \sim 1.0 \times 10^6 \text{kcal/m}^2 \text{hr}$ の程度であることが知られるので、これと κ_M/d_M および h_w を用いて T_M を計算すると $T_M \approx 473^\circ \text{K}$ である。さらに、絶対温度で表示したスラブ表面温度を T_s として

$$q_x = \frac{\kappa_f}{d_f} (T_s - T_f) \dots (23)$$

なる関係と (21) 式を用いれば、 T_s と T_f の間に次の関係式が得られる。

$$\frac{T_s}{100} = \frac{T_f}{100} + 2.025 \times 10^{-5} \left(\frac{T_f}{100} \right)^4 - 1.014 \times 10^{-2} \dots (24)$$

ただし κ_f , d_f は Table 1 に示した値を用いた。なお、 T_M として 773°K なる値を用いても同一の T_s に対する T_f の差は約 7°K にすぎない。(24) 式は T_f に関して陰関数表示になっているので、 T_s を与えて T_f を求めるのに不便である。そこで (24) 式の関係をもとに $700^\circ \text{K} \sim 1850^\circ \text{K}$ の範囲で直線近似し、

$$T_f = (T_s + 137.22) / 1.2017 \dots (25)$$

の形で与えた。(25) 式によりスラブの表面温度 T_s からフラックス膜の表面温度 T_f が計算できるので、(25) 式より放射の伝熱係数 h_a が求まり、したがって空隙のある場合の総括伝熱係数 $h_{zM}^{(1)}$ が (20) 式により計算される。

以上、スラブと鑄型が (フラックス膜をはさんで) 完全に接触している場合と、完全に分離している場合の総括伝熱係数がそれぞれ得られた。しかし、その中間の不完全接触の場合は未定のパラメーター λ を定めなければ総括伝熱係数は確定しない。 λ はまた二つのパラメーター z_1 と z_2 を含むので結局 z_1 , z_2 を定めなければならない。このほかに、 d_f もまた信頼できるデータが得られな

いためパラメーターとして考える必要がある、これらのパラメーターの値を操業データから決定する場合、限られたデータに対してパラメーターの数が多すぎる。そこで最も問題の少ない仮定として

$$z_1 = 0 \dots (26)$$

とおくことにした。すなわちスラブ表面と鑄型との不完全接触は湯面位置から開始するとみなす。湯面近くでは凝固速度が大きいものに対して静圧がほとんどかからないので、この仮定は十分妥当であろう。したがって (16) 式は次のようになる。

$$\left. \begin{aligned} 0 \leq z \leq z_2 & \text{ で } \lambda = z/z_2 \\ z_2 \leq z & \text{ で } \lambda = 1 \end{aligned} \right\} \dots (27)$$

残された 2 個のパラメーター d_f と z_2 は操業データとの比較などで決定される。鑄型内での伝熱モデルを模式的に Fig. 1 に示す。

3.2 スプレー冷却帯の表面伝熱係数

スプレー冷却帯においても、スラブ表面における伝熱係数を h_{xs} とおけば、形式的には (15) 式と同じ形で q_x が表わされる。すなわち、

$$q_x = h_{xs} (\theta_s - \theta_w) \dots (28)$$

ただし、この場合の θ_w はスプレー冷却水の温度である。スプレー冷却の場合の伝熱係数 h_{xs} については多くの研究があるが、最も実際の計算の主目的である操業条件の影響を組み込みやすいのは三塚らの実験式⁸⁾ である。

$$h = 2.25 \times 10^4 W^{0.55} (1 - 7.5 \times 10^{-3} \theta_w) \dots (29)$$

ただし、三塚らの実験式はスプレーが一様にかかった場合のものであり、連続鑄造のスプレー冷却の場合には一定の間隔をおいてスプレーがかかっているので W としてスラブ単位表面積当たりの冷却水量をとれば、 h をそのまま h_{xs} とすることはできない。両者の違いを見やすくするために次のような比較を試みる。スプレーが一様にかかっている場合、全表面積 A のうち有効表面積 A' にのみ一様なスプレー密度 W_0 で冷却水がかかっている残りにはまったく水がかからず、平均してスプレー密度 W になっているものとする。すなわち、

$$W = \frac{A'}{A} W_0 \dots (30)$$

この場合、実際の伝熱係数はスプレーの当たっている部分の冷却効果を全表面積について平均したものになるので、

$$h_{xs} = \bar{h} = 2.25 \times 10^4 \overline{W^{0.55}} (1 - 7.5 \times 10^{-3} \theta_w) \dots (31)$$

しかるに

$$\overline{W^{0.55}} = A' W_0^{0.55} / A = W^{0.55} (A' / A)^{0.45}$$

であるから、

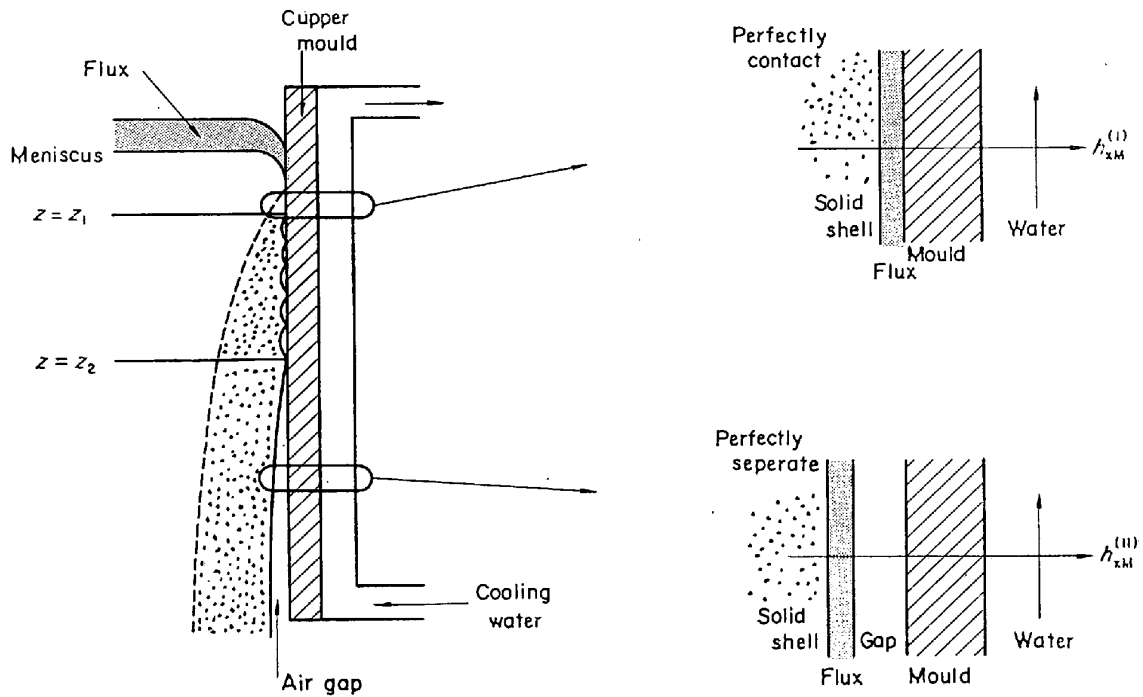


Fig. 1. Model of heat transfer in the mould.

$$h_{xs} = 2.25 \times 10^4 W^{0.55} (1 - 7.5 \times 10^{-3} \theta_w) (A'/A)^{0.45} \dots \dots \dots (32)$$

で、(29)式の h にくらべて係数 $(A'/A)^{0.45}$ だけ異なる。実際にはスプレイの衝突しない部分でも水が流れて間接的な冷却が行なわれており、ロールと接触している部分はロールによつて冷却される。またスプレイ間隔も位置によつて異なるので上のように単純ではないが、冷却水量の影響を関数化するという目的からすれば、実用的に

Table 2. Physical constants and properties used in calculations.

ρ	7.8 g/cm ³
κ_d	40 kcal/m·hr·°C
κ_f	0.097 kcal/m·hr·°C
d_M	3.8 cm
d_w	0.5 cm
η_w	0.01 poise
ϵ_f	0.80 —
ϵ	0.80 —
T_M	473 °K
H_1	66 kcal/kg
θ_w	20°C
κ_M	330 kcal/m·hr·°C
κ_w	0.52 kcal/m·hr·°C
ρ_w	1.0 g/cm ³
c_w	1.0 cal/g·°C
σ	4.9 kcal/m ² ·hr·(100°K) ⁴
θ_{air}	100°C
d_f	50 μ

は(32)式で十分であろう。ただし、係数 $(A'/A)^{0.45}$ のかわりにその他の効果も全部含ませた一般的なパラメータとして α を用い

$$h_{xs} = 2.25 \times 10^4 W^{0.55} (1 - 7.5 \times 10^{-3} \theta_w) / \alpha \dots \dots \dots (33)$$

とおくことにする。この α もまた操業データとの比較から決定される。 α の値は連鋳機ごとに異なるべきものである。

なお、スプレイ冷却帯の最終部分では冷却水を全くなくして放射と対流による放熱のみで冷却する操業も想定される。その場合には(47)式のかわりに

$$h_{xs} = \sigma \epsilon (T_s^2 + T_{air}^2) (T_s + T_{air}) + h_c \dots \dots \dots (34)$$

を用いる。

h_c は

$$h_c = 4.16 \times 10^{-3} (T_s - T_{air})^{1/4} \dots \dots \dots (35)$$

で与えられる。

4. 計算結果

4.1 計算条件

計算に用いた物性値および定数値をTable 2に示す。このうち、スラブ表面に付着したフラックス膜の厚さ d_f は後に述べる考察により 50 μ と定めたものである。また装置の諸元と基準にとつた操業条件をTable 3に示す。数値計算にあつての差分幅は x 方向で 5 mm、 z 方向では最初の 100 mm まで 0.5 mm で以後 10 mm きざみとした。

Table 3. Fundamental conditions used for calculation.

Casting temperature (°C)		1 550	
Withdrawal rate (m/min)		0.6, 0.8	
Water ratio (l/kg)	Mould Spray	2.53	1.32
Water distribution ratio between longer and shorter sides (%)	Mould Spray	89 : 11	90 : 10
Zone No	Length (m)	Water distribution ratio (%)	
1	Mould	0.60	
2	Spray	0.90	
3		0.65	
4		3.15	
5		3.15	
6		4.75	

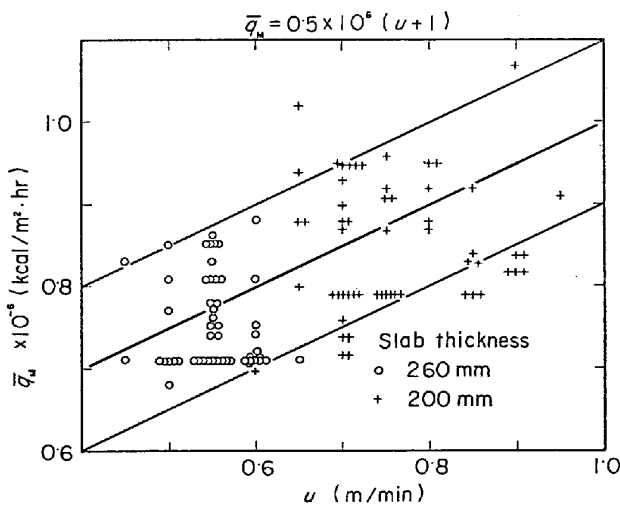


Fig. 2. Relationship between withdrawal rate and average heat flux through the mould. (plant data)

u : withdrawal rate
 \bar{q}_M : average heat flux

4.2 パラメターの決定

鋳型内での表面伝熱係数には2個のパラメーター d_f , z_2 が含まれる。このパラメーターの値は鋳型冷却水の温度上昇から求めた平均熱流束のデータによつて決定される。Fig. 2 に平均熱流束と引抜き速度の関係を示す。引抜き速度が速いほど空隙の形成される位置が下側にずれるため多量の熱が鋳型に吸収されることをこの図は示している。逆に、空隙の形成を考えなければこの事実は説明できない。

Fig. 2 によれば、引抜き速度 0.8m/min の場合の平均熱流束は約 9×10^6 kcal/m²/hr である。一方、 d_f が

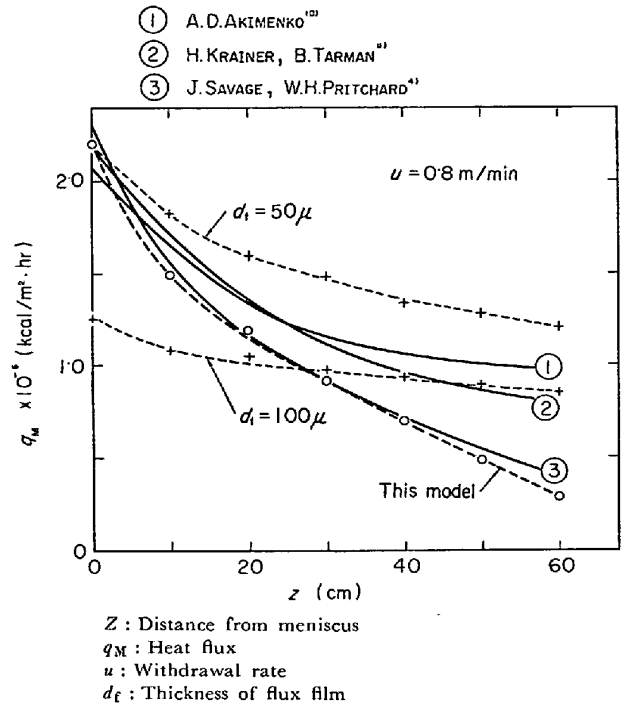


Fig. 3. Comparison of heat flux in mould between this works and others.

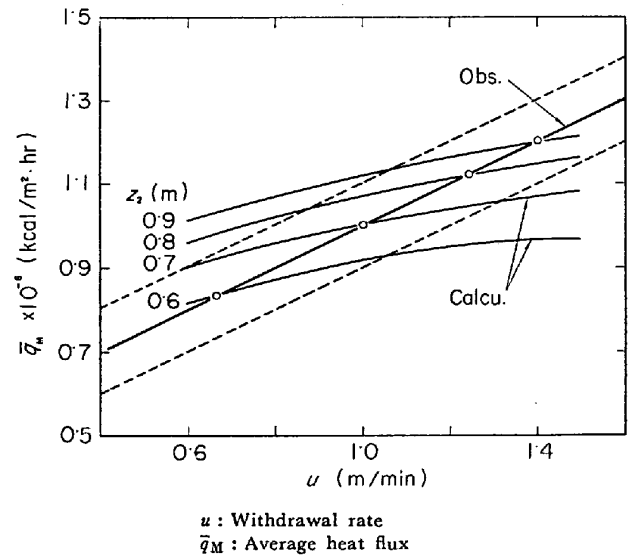


Fig. 4. Effects of withdrawal rate and parameter Z_2 on the average heat flux through the mould.

50 μ の場合と 100 μ の場合について、空隙がないと仮定して計算した熱流束の値を Fig. 3 に点線で示す。平均値では d_f が 50 μ の場合約 1.5×10^6 kcal/m²/hr, 100 μ の場合約 1.0×10^6 kcal/m²/hr で、100 μ の方が実測の平均熱流束に近いが、これは空隙がないとした場合のことであつて、これに空隙の効果が加われば 100 μ の場合には実測値より低い値となるであろう。これに対して d_f が 50 μ の場合には初期の熱流束が他の研究者らの報

告値に近く、これに空隙の効果を加えれば平均熱流束についても実測値に近い値になるであろう。そこでパラメータ d_f の値としては 50μ を採用することにした。

d_f の値が決定したので、 z_2 としていろいろな仮定値を与えて平均熱流束を計算し、実測値と比較することにより最適な z_2 の値を求めることができる (Fig. 4)。その結果は Fig. 5 に示すとおりで、実測値と一致する平均熱流束を与える z_2 の値は引抜き速度が速いほど大きい。これは、引抜き速度が速いほど同一位置での凝固厚さが小さく、静圧に抗して鋳型から分離する位置は下側にずれるという推察を裏付け、かつ定量的に表示したものである。 z_2 と引抜き速度 u (m/min) の関係は

$$z_2(\text{m}) = 0.339 u + 0.376 \dots\dots\dots (36)$$

で与えられる。この z_2 の値を用いて計算した鋳型内熱流束の変化を Fig. 3 に破線で示す。SAVAGEら⁴⁾の実験値と非常に近い値である。

また、引抜き速度 0.6 m/min の場合の鋳型内の凝固

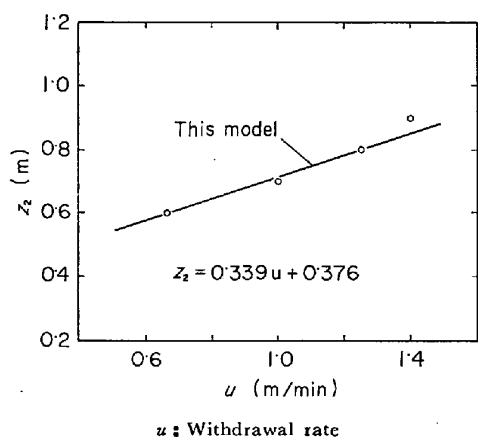


Fig. 5. Effect of withdrawal rate on the parameter Z_2

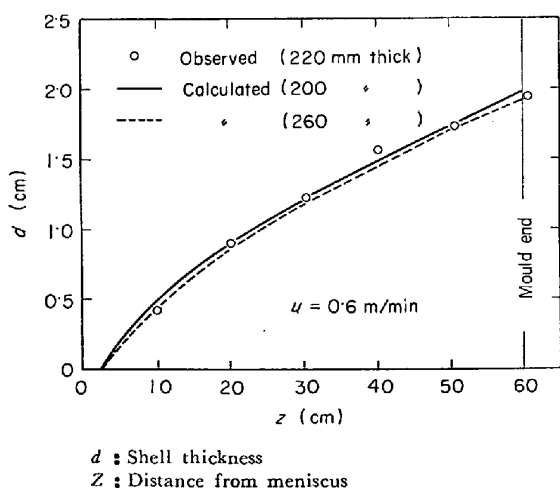


Fig. 6. Comparison of solidification profile in mould between observed and calculated.

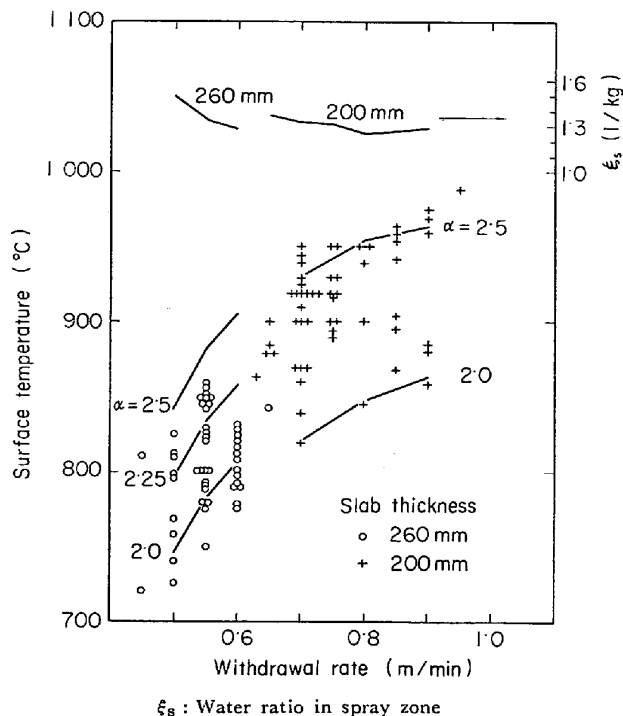


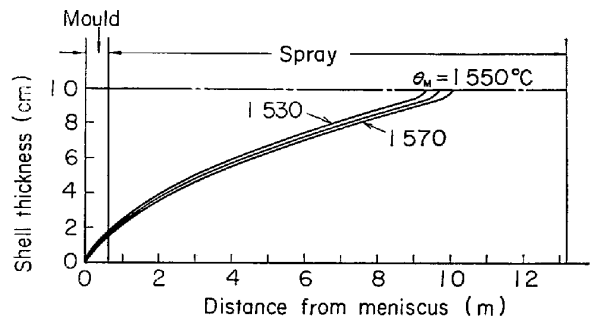
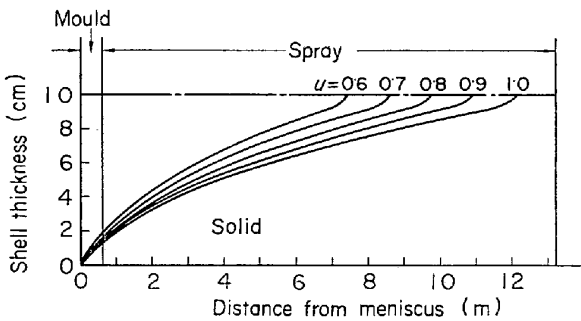
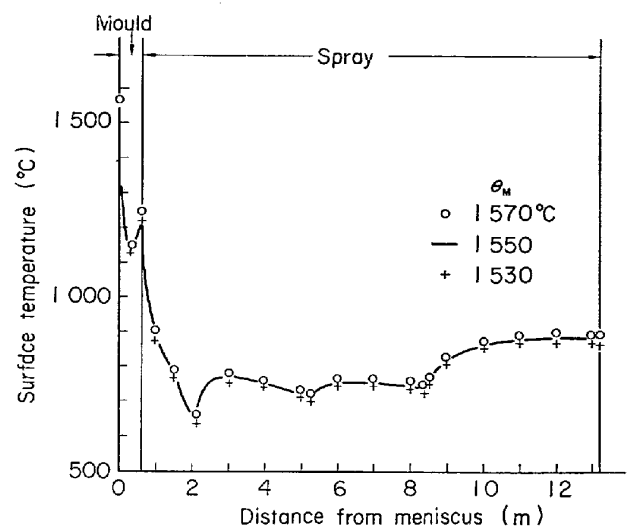
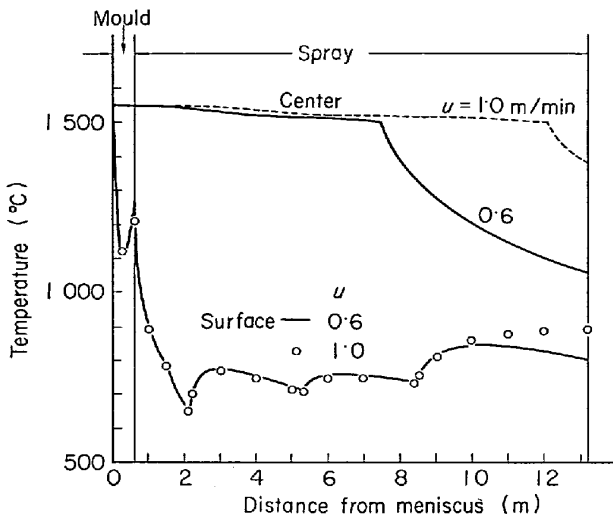
Fig. 7. Effect of withdrawal rate on the surface temperature of slab near the pinch rolls. (○, + : plant data, α : parameter, — : calculated lines from this model)

厚さを実測値と比較して Fig. 6 に示す。実測値はブレードアウト時の残存シェル厚さである。計算値と実測値はきわめてよく一致しており、本モデルにおける伝熱係数の定め方が妥当であることがわかる。また鋳型内の凝固厚さはスラブ厚さによつてほとんど変わらないことも確められた。

つぎにスプレイ冷却帯における伝熱係数に含まれるパラメータ α は次のようにして決定した。ピンチロール入口のスラブ表面温度は水蒸気の影響が少ないのでかなり正確に測定できる。これと引抜き速度の関係を Fig. 7 に示す。図中には、 α を 2.0~2.5 の範囲で変えたときの計算値もあわせて示した。このピンチロール入口における表面温度の実測値と計算値によつて α を定めるのであるが、図から明らかなように α の値としては 2.25 が適当である。

4.3 操業条件の影響

伝熱係数を定めるパラメータの値がすべて決定したので、操業条件をいろいろに変えた場合の凝固プロファイルや表面温度の変化を調べることができる。200 mm 厚さのスラブについて、引抜き速度、鋳込温度、比水量を変えた場合の凝固プロファイルと表面温度の変化を Fig. 8, 9, 10 に示す。一つの操業条件を変えた場合、他の条件は Table 3 に示した基本条件で与えた。



u : withdrawal rate

θ_M : Casting temperature

Fig. 8. Effect of withdrawal rate on the solidification profile and the surface temperature of 200 mm slab.

Fig. 9. Effect of casting temperature on the surface temperature and the solidification profile of 200 mm slab.

引抜き速度を 0.6m/min から 1.0m/min まで変えても、比水量が一定であればスラブ表面温度の推移にほとんど影響がない。ただ最終ゾーンでの温度上昇に差が見られるのみである。これに対して凝固厚さは引抜き速度により著しい影響を受け、最終凝固位置は引抜き速度 0.6m/min のとき湯面から 7.4m であるのに対して引抜き速度 1.0m/min のとき 12.1m と大幅に変化する。

鋳込温度は表面厚さに対しても、表面温度に対してもあまり影響をおよぼさない。鋳込温度が 1530°C から 1570°C に変わったときの最終凝固位置の差は 0.7m にすぎない。

スプレー冷却帯の比水量はスラブ表面温度に著しく影響する。表面温度は鋳型を出ると強いスプレー冷却により急速に低下し、スプレー間隔が大きくなると再びゆるやかに上昇するという経過をたどるが、その最低温度は比水量が 0.66 l/kg の場合に 800°C であるのに対して 1.98 l/kg の場合には 570°C まで下がる。以後もほぼ同程度の差で推移する。これに対して凝固プロファイルの差はそれほど大きくなく、比水量 0.66 l/kg と 1.98 l/kg

kg とでは、最終凝固位置の差は 2.3m である。Fig. 10 には最終ゾーンの冷却水を止め、空冷した場合の表面温度と凝固厚さもあわせて示した。最終凝固位置に対してはほとんど影響しないが、表面温度は著しく高くなる。

このように比水量の影響が表面温度に対して強く現われるのは、凝固シェル内の熱抵抗が大きく内部の熱が表面まで移動しにくいために表面近傍のみが冷却条件の影響を強く受けることによる。同じ理由から表面の冷却条件の変化に対して凝固速度があまり敏感でないこともうなづける。

Fig. 11 にスラブ厚 260 mm の場合の凝固厚さと温度変化に対する引抜き速度の影響を示す。200 mm 厚さの場合と同様に表面温度に対する影響は少ないが、凝固厚さには著しい影響を及ぼす。とくに最終凝固位置は大きく変化し、引抜き速度が 0.7m/min になるとスプレー冷却帯内で凝固が完了しないことがわかる。

最後にピンチロール入口における表面温度および最終凝固位置と引抜き速度の関係をまとめて Fig. 12 に示す。最終凝固位置は引抜き速度が速くなるにつれてほぼ

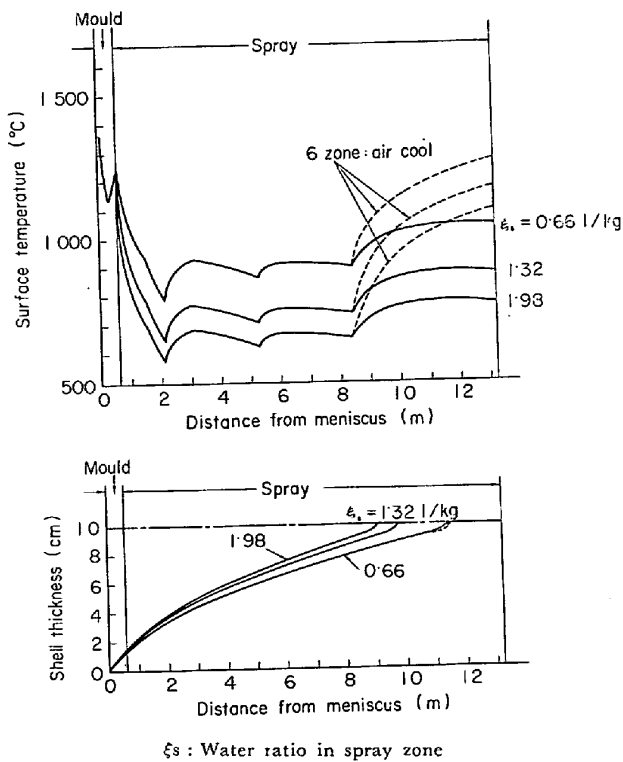


Fig. 10. Effect of cooling conditions in spray zone on the surface temperature and solidification profile of 200 mm slab.

直線的に下方に移る。これに対して表面温度は引抜き速度の増大とともに上昇する傾向はあるが、スラブ厚ごとに飽和値があつて、最終凝固位置がピンチロール入口に近づくにつれてあまり変化しなくなる。

5. ま と め

連続鋳造スラブの凝固過程を数学的に解析するためのモデルを新たに開発し、操業条件の影響について調査した。その大要は次のとおりである。

(1) スラブ内部の伝熱計算は従来用いられている手法に従つたが、表面については伝熱係数を未定のパラメターを含む操業変数の関数の形で与えて、パラメターを操業データとの比較で決定する方法をとつた。

(2) 鋳型内での表面伝熱係数については空隙率 λ なる量を導入し、スラブと鋳型が完全に接触している場合と完全に分離している場合の伝熱係数の一次結合

$$h_{xM} = (1 - \lambda)h_{xM}^{(1)} + \lambda h_{xM}^{(2)} \dots (17)$$

で表わす。 λ は完全分離位置 z_2 までは湯面からの距離とともに直線的に大きくなり、 z_2 以降では 1 となる。またスラブ表面に附着したフラックス厚さ d_f もパラメターとして、 d_f と z_2 を鋳型内冷却水の温度上昇から求めた平均熱流束のデータを用いて定めた。 z_2 の値は引抜き速度とともに大きくなり、その関係について

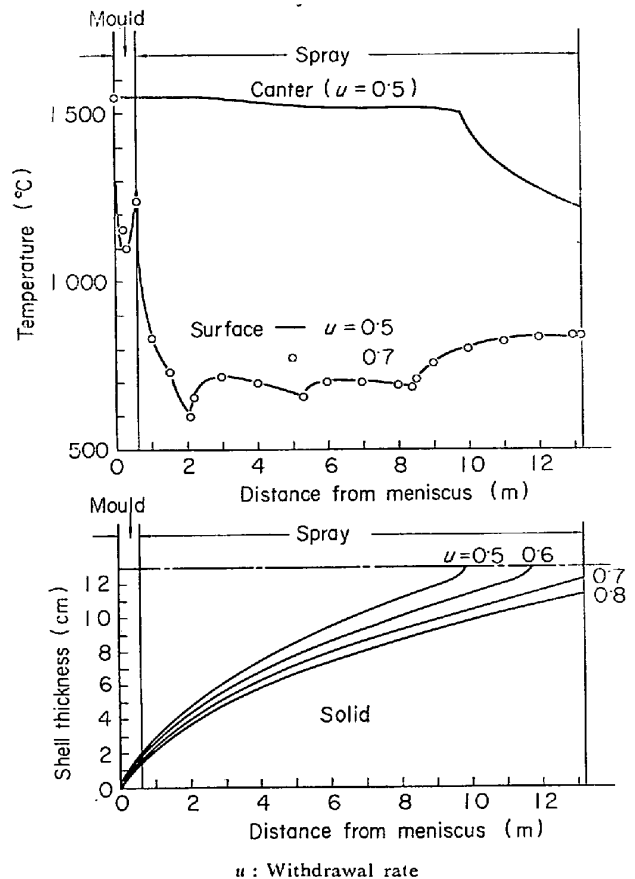


Fig. 11. Effect of withdrawal rate on the surface temperature and the solidification profile of 260 mm slab.

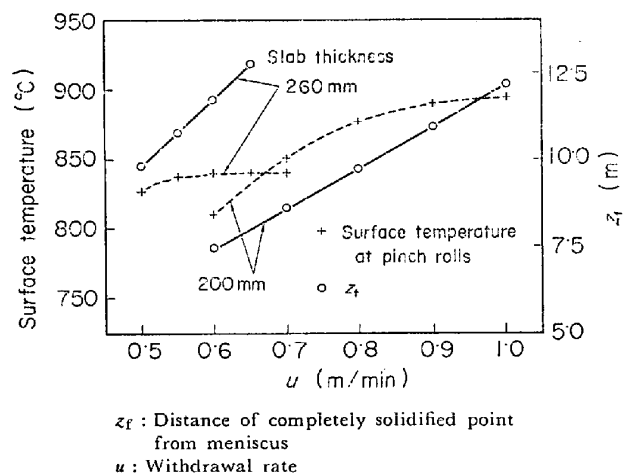


Fig. 12. Effect of withdrawal rate on the surface temperature of slab at the pinch rolls and completely solidified point.

$$z_2 = 0.339u + 0.376 \dots (36)$$

なる実験式が得られた。 d_f の値としては 50μ が適当である。

(3) スプレイ冷却帯の表面伝熱係数は三塚らの実験式を補正係数 α で割つた形で表わされる。

$$h_{xs} = 2.25 \times 10^4 W^{0.55} (1 - 7.5 \times 10^{-3} \theta_w) / \alpha \quad \dots (33)$$

ピンチロール入口におけるスラブ表面温度の実測値と計算値の比較から α の値を定めることができる。

(4) 凝固・冷却過程に対する操業条件の影響については、凝固厚さに対しては引抜き速度、表面温度に対しては比水量の影響が大きい。最終凝固位置は引抜き速度とともに直線的に下方にずれる。スプレー冷却帯の最終ゾーンを自然放冷にすれば表面温度は著しく上昇するが凝固速度はほとんど変化しない。

記 号

- c : 鋼の比熱 (cal/g°C)
- c_w : 水の比熱 (cal/g°C)
- d_f : フラックス膜厚さ (cm)
- d_M : 鑄型厚さ (cm)
- d_w : 鑄型冷却水流路の幅 (cm)
- h_a : 鑄型とスラブ表面間のふく射による伝熱係数 (cal/cm²sec°C)
- h_c : スラブ表面における対流による伝熱係数 (cal/cm²sec°C)
- h_w : 鑄型と冷却水間の伝熱係数 (cal/cm²sec°C)
- h_{xM} : スラブ表面と鑄型冷却水間の総括伝熱係数 (cal/cm²sec°C)
- $h_{xM}^{(1)}$: スラブ表面と鑄型が完全接触している場合の h_{xM} (cal/cm²sec°C)
- $h_{xM}^{(2)}$: スラブ表面と鑄型が完全に分離している場合の h_{xM} (cal/cm²sec°C)
- h_{xs} : スプレー冷却帯におけるスラブ表面伝熱係数 (cal/cm²sec°C)
- k : スラブ表面の網目点番号
- l : スラブ中心の網目点番号
- m : スラブ厚さ方向の網目点番号
- n : スラブ引き抜き方向の網目点番号
- q_x : スラブ表面における熱流束 (cal/cm²sec)
- u : スラブ引抜き速度 (cm/sec)
- u_w : 鑄型冷却水流速 (cm/sec)
- x : スラブ厚さ方向座標 (cm)
- x_1 : スラブ厚さの 1/2 (cm)
- z : スラブ引抜き方向座標 (cm)
- z_1 : スラブ表面と鑄型の部分接触開始位置座標 (cm)
- z_2 : スラブ表面と鑄型の完全分離位置座標 (cm)
- z_f : スラブの完全凝固位置座標 (cm)
- A : スラブ表面積 (cm²)
- A' : スプレー冷却の有効表面積 (cm²)
- H : 鋼の含熱量 (cal/g)
- H_l : 鋼の凝固潜熱 (cal/g)

- Pr : プラントル数 (-)
- Re : レイノルズ数 (-)
- T_f : フラックス膜表面温度 (°K)
- T_M : 鑄型内面温度 (°K)
- T_s : スラブ表面温度 (°K)
- T_{air} : 空気の温度 (°K)
- W : 平均スプレー密度 (cm³/cm²·sec)
- W_0 : 有効表面積 A' におけるスプレー密度 (cm³/cm²·sec)
- α : スプレー冷却帯における伝熱係数を補正するパラメーター (-)
- ϵ : 鋼のふく射率 (-)
- ϵ_f : フラックスのふく射率 (-)
- σ : ステファン-ボルツマン定数 (cal/cm²sec°C⁴)
- ϕ : 換算温度 (°C)
- κ : 鋼の熱伝導度 (cal/cm sec°C)
- κ_d : 基準温度 $\theta = \theta_d$ における鋼の熱伝導度 (cal/cm sec°C)
- κ_f : フラックスの熱伝導度 (cal/cm sec°C)
- κ_M : 鑄型の熱伝導度 (cal/cm sec°C)
- κ_w : 水の熱伝導度 (cal/cm sec°C)
- λ : スラブ表面と鑄型間の空隙率 (-)
- ρ : 鋼の密度 (g/cm³)
- ρ_w : 水の密度 (g/cm³)
- θ : 温度 (°C)
- θ_d : 基準温度 (°C)
- θ_M : 鑄型内面温度 (°C)
- θ_s : スラブ表面温度 (°C)
- θ_w : 冷却水温度 (°C)
- η_w : 水の粘性係数 (g/cm sec)
- Δx : x 方向の刻み幅 (cm)
- Δz : z 方向の刻み幅 (cm)

文 献

- 1) 川和, 佐藤: 鉄と鋼, 59(1973), 4, S 80
- 2) 浅野, 大橋: 鉄と鋼, 59(1973), 4, S 83
- 3) E. A. MIZIKAR: Trans. Met. Soc. AIME, 239 (1967), p. 1747
- 4) J. SAVAGE and W. H. PRICHARD: J. Iron Steel Inst., (1954), Nov., p. 269
- 5) J. SZEKELY and V. STENAK: Met. Trans., 1 (1970), p. 119
- 6) 学振, 鉄鋼協会共編: 鉄鋼熱計算用数値, (1966), p. 20, 47 [日刊工業新聞社]
- 7) 広沢: 住軽金技報, 11(1970), 3, p. 54
- 8) 島田, 三塚: 鉄と鋼, 52(1966), 10, p. 1643
- 9) 化学工学協会編: 化学工学便覧, (1968), p. 244 [丸善]
- 10) A. D. AKIMENKO: Izvest. V.U.Z.-Chem. Met., (1963) 2, p. 45
- 11) H. KRAINER and B. TARMAN: Stahl u. Eisen, 69(1949), p. 813