

621.74.047: 621.746.6: 669.14-412
 連続鋳造における冷却条件と引抜き速度の改良計算法*

森 山 昭**・ 鞭 巖**

Improved Calculus of Cooling Condition and Withdrawal
 Rate for Continuous Casting

Akira MORIYAMA and Iwao MUCHI

Synopsis:

In the analysis of the solidification process of continuous casting operation, the estimation of modified Fourier number, $H_2 = \alpha L / u W^2$, which determines the quantitative relations between the length of the cooling zone and thermal diffusivity, thickness and withdrawal rate of the ingot, has been facilitated by the adoption of the integral-profile method.

The calculus for continuous casting presented in previous paper by considering the completion of freezing of metals at the end point of the spray cooling zone has been improved and developed to the new calculus, in which the complete solidification at the position of pinch rolls was taken into account and another dimensionless factor, $H_3 = \alpha L_p / u W^2$ was introduced.

The values of $H_{2,min}$ and $H_{3,min}$ derived theoretically in this work may be used as the standard ones in decision of the length of cooling zone and the operating conditions.

The values of residence time in cooling zone calculated for three kinds of steels under various cooling conditions have been in good agreement with the estimated values which were presented in other papers, hitherto.

(Received Jan. 11, 1969)

1. 緒 言

インゴットの連続鋳造の装置設計と、その操作条件の決定にあたって、処理する金属の熱的諸物性、インゴット厚さ、装置各部の寸法および冷却条件と引抜き速度の定量的な関係が重要な基礎資料となる。

前報¹⁾では、噴霧水冷部下端でインゴットの凝固が完了する場合について、水冷鋳型部および噴霧水冷部におけるインゴットの表面温度が、それぞれ一定の平均温度に保たれているとみなして、比較的簡単な一次元伝熱モデルに基づいて、凝固進行速度の理論解を誘導した。その結果、処理する金属の熱拡散係数 α 、インゴット厚さ W および冷却帯でのインゴットの帯留時間 L/u を規定する無次元項 (修正フーリエ数) $H_2 = \alpha L / u W^2$ と冷却条件との関係を明らかにした。

本報では、インゴットの連続鋳造操作時の凝固速度の解析に積分法 (プロファイル法)²⁾ を適用して、 H_2 の計算手順を前報よりも簡単化し、試行錯誤法によらないで直接 H_2 を算出する方法を示す。また、噴霧水冷部下端で凝固が完了するとして前報のモデルを拡張して、ピンチロール付近で金属の凝固が完了する場合について新しい無次元数 $H_3 = \alpha L_p / u W^2$ を導入し、 H_3 と冷却条件および凝固厚さの関係を解明する。

2. 連続鋳造操作の理論解析

2.1 凝固進行速度の解析

解析にあたりつぎの仮定を設ける。(イ) タンディッシュから流下するメタル流の温度は $\bar{t}_1$ で一定であり、以後の冷却帯において、未凝固のメタルの平均温度は $\bar{t}_0 = (\bar{t}_1 + t_m) / 2$ で一定に保たれる。(ロ) 凝固相内で引抜き方向の熱伝導を無視する。(ハ) メタルと鋳型の熱的物性値の温度変化を無視する。

いま、Fig. 1 に示すモデルに基づき、引抜き速度 u で厚さ $2W$ の無限平板状インゴットが定常的に連続鋳造される場合、凝固相内の熱収支式は (1) 式となる。

$$\partial \Phi / \partial H = \partial^2 \Phi / \partial X^2 \quad \dots \dots \dots (1)$$

ここで、 $H = \alpha Z / u W^2$, $X = x / W$, $\alpha = k / C_p \rho$, $\Phi = (t - t_w) / (\bar{t}_0 - t_w)$ である。水冷鋳型部、噴霧水冷部および放冷部での境界条件は、それぞれ (2) ~ (5), (6) ~ (9) および (10) ~ (13) 式で与えられる。

$$H = 0 \text{ で } X_i = 0 \quad \dots \dots \dots (2)$$

$$H_1 > H > 0, X = 0 \text{ で } \partial \Phi / \partial X = N_1 \Phi \quad \dots \dots \dots (3)$$

* 昭和43年9月本会講演大会にて発表

昭和44年1月11日受付

** 名古屋大学工学部 工博

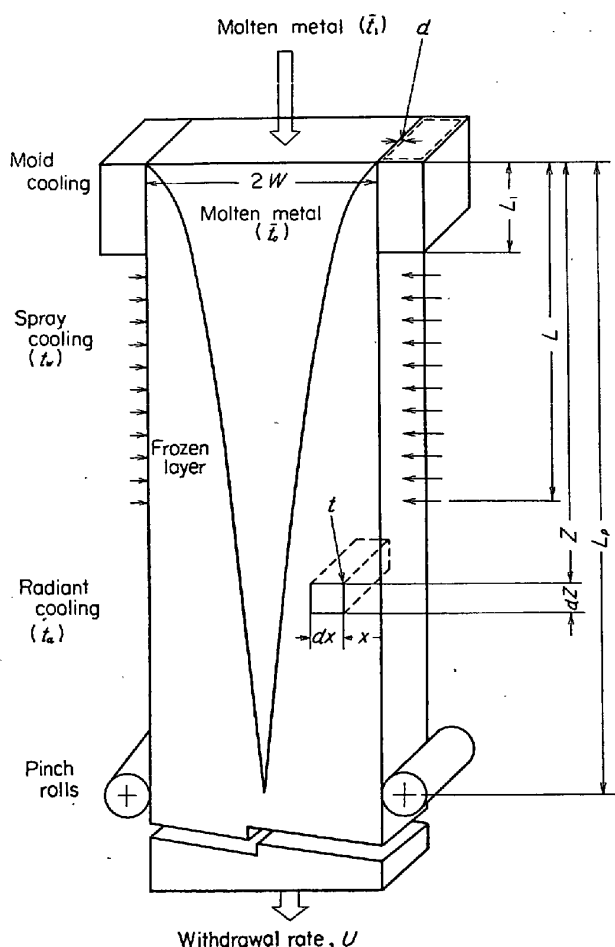


Fig. 1. Schematic model of the continuous casting process of slab.

$$H_1 > H > 0, X = X_i \text{ で } \Phi = \Phi_m \dots (4)$$

$$\partial\Phi/\partial X|_{X=X_i} = S dX_i/dH \dots (5)$$

$$H = H_1 \text{ で } X_i = X_{i,1} \dots (6)$$

$$H_2 > H > H_1, X = 0 \text{ で } \partial\Phi/\partial X = N_2\Phi \dots (7)$$

$$H_2 > H > H_1, X = X_i \text{ で } \Phi = \Phi_m \dots (8)$$

$$\partial\Phi/\partial X|_{X=X_i} = S dX_i/dH \dots (9)$$

$$H = H_2 \text{ で } X_i = X_{i,2} \dots (10)$$

$$H > H_2, X = 0 \text{ で } \partial\Phi/\partial X = N_3(\Phi - \Phi_a) \dots (11)$$

$$H > H_2, X = X_i \text{ で } \Phi = \Phi_m \dots (12)$$

$$\partial\Phi/\partial X|_{X=X_i} = S dX_i/dH \dots (13)$$

ここで, $H_1 = \alpha L_1 / u W^2$, $H_2 = \alpha L / u W^2$, $N_1 = UW/k$, $N_2 = h_s W/k$, $N_3 = h_t W/k$, $S = \{(\lambda/C_p) + (\bar{t}_0 - t_m)\} / (\bar{t}_0 - t_w)$, $X_i = x_i/W$, $X_{i,1} = x_{i,1}/W$, $X_{i,2} = x_{i,2}/W$, $h_t = h_a + h_r$, $h_r = 0.7(1.356)(10)^{-12}(T_s^4 - T_a^4) / (\bar{t}_s - t_a)$, $T_a = t_a + 273$, $T_s = \bar{t}_s + 273$, $1/U = d/k_c + 1/h$, $\Phi_a = (t_a - t_w) / (\bar{t}_0 - t_w)$, $\Phi_m = (t_m - t_w) / (\bar{t}_0 - t_w)$ である。

(1)~(5), (1)と(6)~(9) および (1)と(10)~(13)式をそれぞれ積分法²⁾にしたがつて解くと*, (14),

(15)および(16)式が得られる。なお、インゴットの凝固はピンチロール付近で完了するものとして, $H = H_3$ で $X_i = 1$ である。

$$2N_1^2(P-1)^3 H_1 = (1+3P)A^2 + (3+P)A\sqrt{PA^2 + (P-1)^2} + \frac{(P-1)^3}{\sqrt{P}} \ln\{(P-1)/[A\sqrt{P} + \sqrt{PA^2 + (P-1)^2}]\} \dots (14)$$

$$2N_2^2(P-1)^3(H_2 - H_1) = (1+3P)(D^2 - B^2) + (3+P)\{D\sqrt{PD^2 + (P-1)^2} - B\sqrt{PB^2 + (P-1)^2}\} + \frac{(P-1)^3}{\sqrt{P}} \ln\left\{\frac{B + \sqrt{B^2 + (P-1)^2/P}}{D + \sqrt{D^2 + (P-1)^2/P}}\right\} \dots (15)$$

$$2N_3^2(R-1)^3(H_3 - H_2) = (1+3R)(E^2 - F^2) + (3+R)\{E\sqrt{RE^2 + (R-1)^2} - F\sqrt{RF^2 + (R-1)^2}\} + \frac{(R-1)^3}{\sqrt{R}} \ln\left\{\frac{F + \sqrt{F^2 + (R-1)^2/R}}{E + \sqrt{E^2 + (R-1)^2/R}}\right\} \dots (16)$$

ここで, $H_3 = \alpha L_p / u W^2$, $P = 2\Phi_m / S + 1$, $R = 2(\Phi_m - \Phi_a) / S + 1$, $A = G_1\sqrt{P} - N_1 X_{i,1} - 1$, $B = G_2\sqrt{P} - N_2 X_{i,1} - 1$, $D = G_3\sqrt{P} - N_2 X_{i,2} - 1$, $E = M_1\sqrt{R} - N_3 - 1$, $F = M_2\sqrt{R} - N_3 X_{i,2} - 1$, $G_1 = \sqrt{(1/P) + N_1 X_{i,1}(2 + N_1 X_{i,1})}$, $G_2 = \sqrt{(1/P) + N_2 X_{i,1}(2 + N_2 X_{i,1})}$, $G_3 = \sqrt{(1/P) + N_2 X_{i,2}(2 + N_2 X_{i,2})}$, $M_1 = \sqrt{(1/R) + N_3(2 + N_3)}$, $M_2 = \sqrt{(1/R) + N_3 X_{i,2}(2 + N_3 X_{i,2})}$

である, (14)式は鋳型下端での H_1 と凝固厚さ $X_{i,1}$ の関係を示す式であり, (15)式は噴霧水冷部終端での H_2 と凝固厚さ $X_{i,2}$ の関係を与える。(16)式は凝固完了に必要な放冷部を含む全冷却帯長さ L_p を規定する H_3 を与える式である。

2.2 理論最小値 $H_{2,\min}$ および $H_{3,\min}$

(14)および(15)式で修正ヌセルト数 N_1 および N_2 がともにきわめて大きく, かつ, $X_{i,2} = 1$ の場合は H_2 の理論最小値 $H_{2,\min}$ が(17)式により与えられる。

$$H_{2,\min} = 1/2(\sqrt{P} - 1) \dots (17)$$

$H_{2,\min}$ はインゴットのサイズと引抜き速度が与えられた場合に, 噴霧水冷部下端でインゴットが完全凝固するために必要な最小の冷却帯長さを与えるもので, 冷却水温度およびメタル注入温度のほかはメタルの物性値だけで決定される。

また, (14)~(16)式で N_1 , N_2 および N_3 がすべてきわめて大きい場合に, H_3 の理論最小値 $H_{3,\min}$ が(18)式で与えられる。

$$H_{3,\min} = \left\{1 - \sqrt{P} \left(\frac{1 - \varepsilon}{\sqrt{P} - 1} \right) X_{i,2}^2 \right\} / 2(\varepsilon\sqrt{P} - 1) \dots (18)$$

ここで, $\varepsilon = \sqrt{R/P}$ である。一般に, $\Phi_a > 0 (R < P)$ の

* (14)~(16)式の誘導法は前報²⁾で示した。

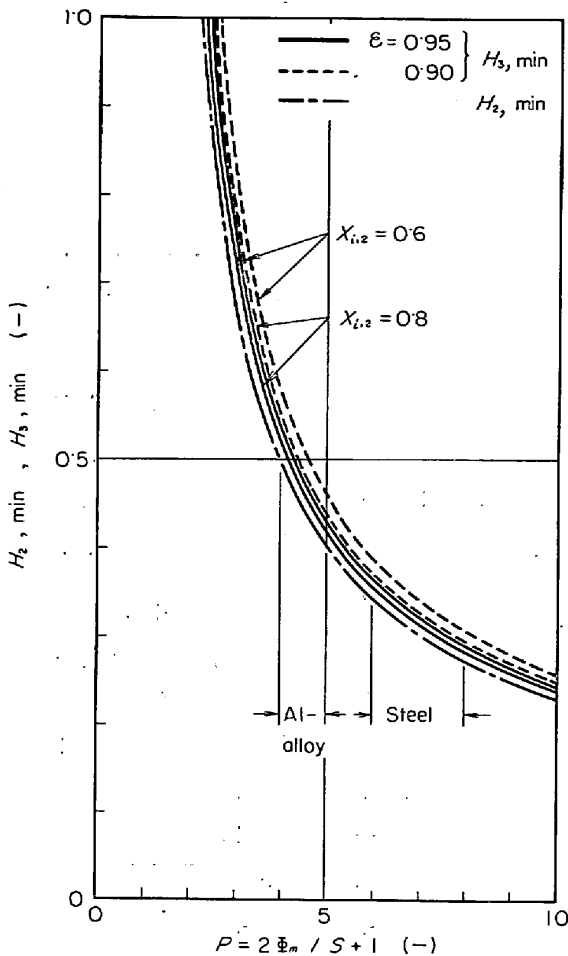


Fig. 2. Minimum modified Fourier numbers $H_{2,min}$ and $H_{3,min}$.

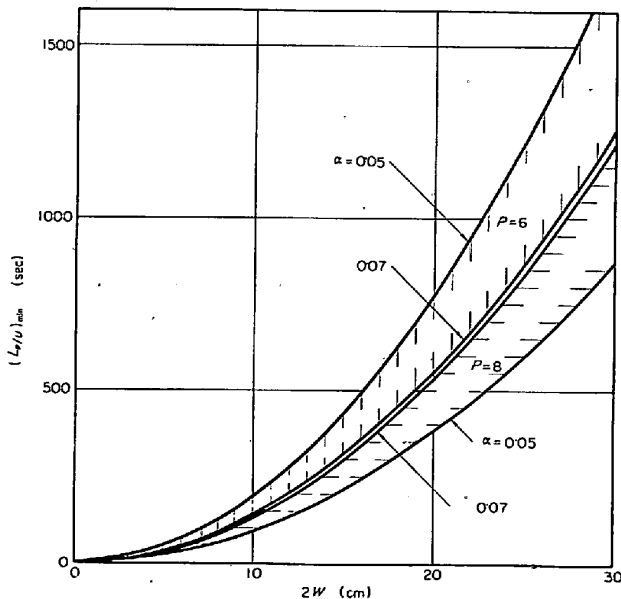


Fig. 3. Minimum residence time of ingot in total cooling zone.

場合には ϵ は 1 より小さい値で 1 に近くなるが、 $\Phi_a = 0$ の場合には、 $\epsilon = 1$ となり、(18)式の右辺と(17)式の右

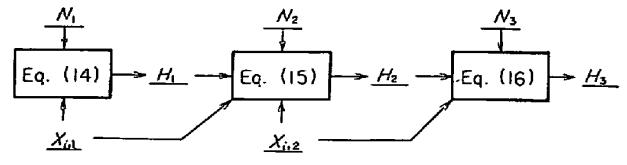


Fig. 4. Procedure for calculating modified Fourier numbers.

辺とが一致する。

なお、水冷鑄型部、噴霧水冷部および放冷部までの全冷却帯の理論最小値 $H_{3,min}$ は噴霧水冷部下端での凝固厚さ $X_{i,2}$ により影響を受ける。

Fig. 2 に $H_{2,min}$ および $H_{3,min}$ と P との関係を示した。図から鋼インゴットでは $H_{2,min} = 0.27 \sim 0.35$ 、また $H_{3,min} = 0.28 \sim 0.39$ 程度であることがわかる。

この結果、鋼インゴットのサイズと完全凝固に必要な全冷却帯での最小帯留時間の関係は Fig. 3 のように示すことができる。

2.3 設計計算法

(14)～(16)式に含まれるパラメータ P および R はほとんど処理するインゴットの物性により定まるので、これら 3 式に基づいて、Fig. 4 に示した計算手順にしたがい、 H_1 、 H_2 および H_3 を直接算定できる。Fig. 4 で、水冷鑄型部下端でのインゴットの凝固厚さ $X_{i,1}$ は溶鋼の静圧に耐え得る材料強度から決定される。したがって(14)～(16)式を適用して、たとえば、(イ)水冷鑄型、噴霧水冷部および放冷部の長さを決定する計算、(ロ)噴霧冷却条件を決定する計算、(ハ)指定されたインゴットサイズに適合した引抜き速度を求める計算、あるいは、(ニ)鑄型部および噴霧水冷部下端でのインゴット凝固厚さの推算などが可能になる。

2.4 インゴットの冷却表面温度を一定に保つ場合

噴霧水冷部でのインゴット表面温度をできるだけ一定に保つような操作を行なうには、噴霧水冷部での冷却条件をインゴットの引抜き方向に沿って連続的に変化させる必要がある。

(7)式の境界条件のかわりに、

$$H_2 > H > H_1, X = 0 \text{ で}$$

$$\Phi = \Phi_c = (t_c - t_w) / (t_0 - t_w) \quad \dots\dots\dots (19)$$

の境界条件を使用し、(19)、(6)、(8)および(9)式の条件下で(1)式を解くと、

$$H_2 = H_1 + (X_{i,2}^2 - X_{i,1}^2) / 2(M-1) \quad \dots\dots\dots (20)$$

が得られる。ここで、 $M = \sqrt{1 + 2(\Phi_m - \Phi_c) / S}$ である。

Fig. 4 の(15)式のかわりに(20)式を使用することにより、噴霧水冷部でのインゴット表面温度一定の場合の設計計算が可能である。ただし、 N_2 はこの設計計算には

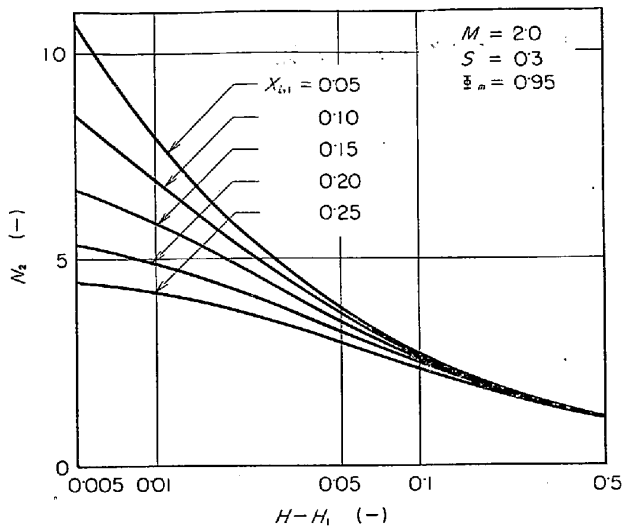


Fig. 5. Variations in modified Nusselt number, N_2 when surface temperature of ingot is held to be constant in the spray cooling zone.

必要ないが、インゴットの表面温度を一定に保つためには、次の(21)式の N_2 の関係式を満足するように噴霧水冷条件を設定することが必要である。

$$N_2 = \frac{2SM(M-1)}{\{2\phi_m + S(1-M^2)\} \sqrt{X_{1,1}^2 + 2(M-1)(H-H_1)}} \quad (21)$$

鋼インゴットについて、 $M=2.0$ 、 $S=0.3$ および $\phi_m=0.95$ の場合の N_2 と $H-H_1$ の関係を Fig. 5 に示した。鋳型下端での凝固厚さが小さい場合ほど噴霧水冷初期の冷却を強くすることが必要である。

3. H_2° におよぼす操作条件の影響

放冷部における冷却は、一般に自然放冷によるので、制御可能な冷却条件としては噴霧水冷部分までと考えられる。ここで、噴霧水冷部下端での凝固厚さが $X_{1,2}=1$ である場合の H_2 を基準値として H_2° で表わし、 H_2° に及ぼす各種操作条件の影響について考察する。

Fig. 6 はインゴット厚さの半分 W 、鋳型壁厚さ d および鋳型部下端での凝固厚さ $X_{1,1}$ をパラメータとして、 H_2° を鋳型長さ L_1 と L の比 δ° に対して、えがいた図である。

この図から、 d と δ° とは H_2° にあまり影響しないこと、および、インゴットサイズが小さい値の範囲では W は H_2° にかかなり顕著な効果を示すが、インゴットサイズが増すとともに H_2° に及ぼす W の効果は減少することがわかる。

δ° をパラメータとして、冷却帯での滞留時間 L/u とインゴットサイズ $2W$ の関係をえがいたのが Fig. 7 である。

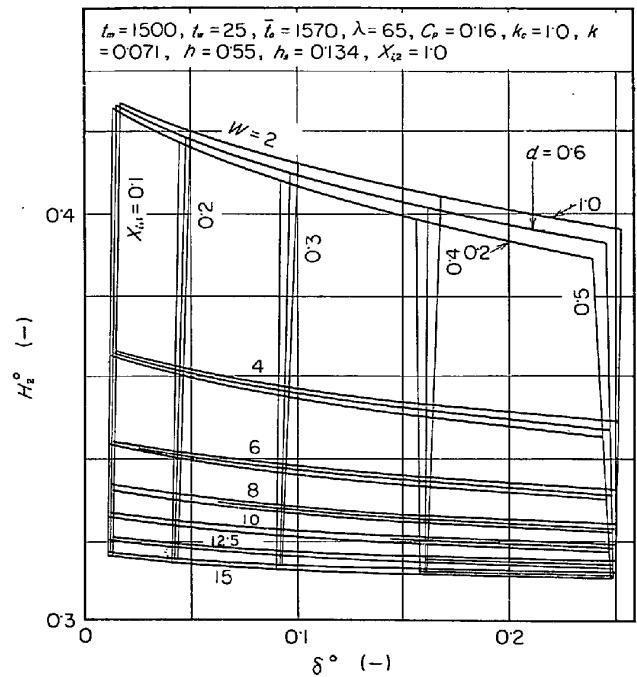


Fig. 6. Relations between standard dimensionless factors H_2° and δ° .

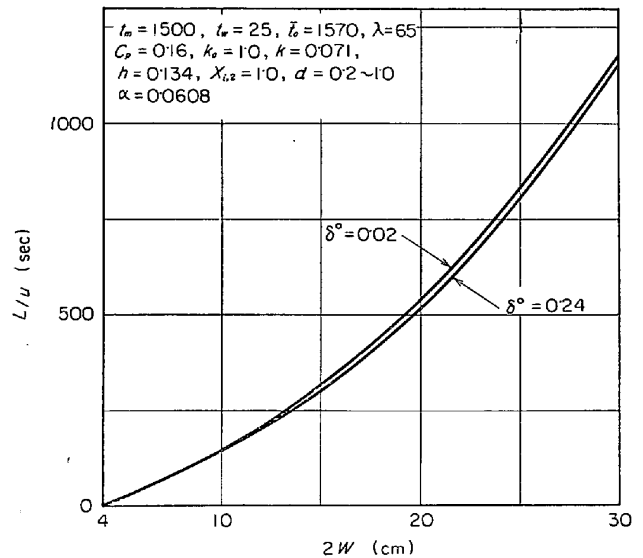


Fig. 7. Relations between the thickness of steel ingot and its residence time in cooling zone.

Fig. 6 および 7 に示す結果は前報りの計算法に基づく結果と比較して、 H_2° が 10~15% 程度大きくなっているが同様な傾向を示している。

H_2° に及ぼす噴霧水冷部の伝熱係数 h_s の効果について、前報りよりさらに広い操作条件の範囲にわたって検討した結果が Fig. 8 である。 h_s が小さい値の範囲で、 h_s は H_2° にかかなり影響を与えるが、 h_s がある程度大きい値の範囲では、その影響は小さく、前報りの推察結果と一致する。

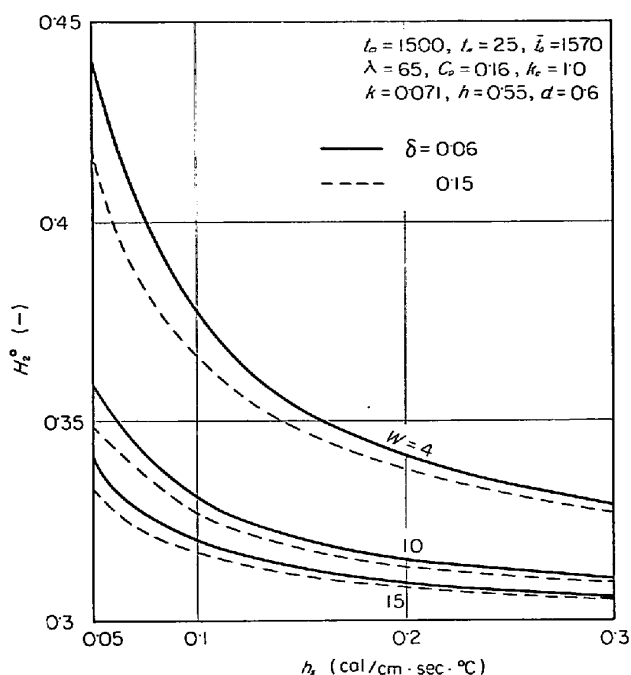


Fig. 8. Relations between heat transfer coefficient in the spray cooling zone and standard dimensionless factor H_2^0 .

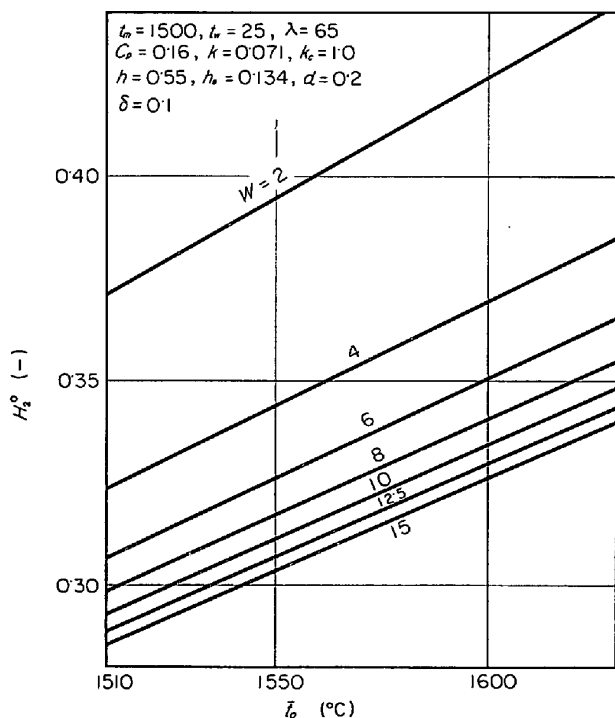


Fig. 9. Effect of the initial temperature of molten steel on standard dimensionless factor H_2^0 .

Fig. 9 は、溶鋼の初期温度の効果について検討した図であり、 H_2^0 は t_0 の増加とともに直線的に増加する。 t_0 による H_2^0 の増加割合は 100°C あたり $0.045 \sim 0.060$ 程度である。これを冷却帯でのインゴットの滞留時間に換算すると、 t_0 が 100°C 増減するごとに、 L/u

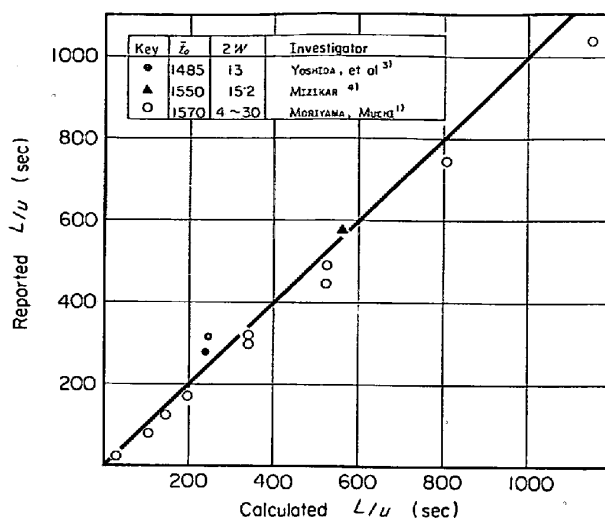


Fig. 10. Comparisons with other works on the residence time of ingot in cooling zone.

は $0.7W^2 \sim 1.1W^2$ 秒だけ増減する結果となる。

本報のモデルに基づく計算結果を、従来、他の研究者³⁾⁴⁾および著者らの前報¹⁾により報告されたモデルに基づく計算結果と比較したのが Fig. 10 である。

MIZIKAR⁴⁾ はインゴットの熱伝導率と比熱との温度による変化を考慮した数値計算モデルに基づき、噴霧水冷部での伝熱係数が一定の場合のインゴットの凝固過程を原報⁴⁾の Fig. 6 に示している。また、吉田ら³⁾はインゴットの熱物性値が一定であるとして、アナログシミュレータによる解析法を示しているが、原報³⁾の Fig. 2 には噴霧水冷部でインゴットの凝固が完了していると考えられる二種類のデータが含まれている。これら研究者のデータを各原報で取扱われたインゴットの種類と操作条件に基づいて、本報の計算法により解析した結果 Fig. 10 に示すように、他の研究者らの結果と著者らの結果とはほぼ一致している。また、前報¹⁾で示した結果は、本報の計算結果より、いく分低い L/u の値となっているが、よい一致が得られていると考えられる。

4. インゴットの表面温度の計算結果の一例

鋼インゴットの場合について、鋳造時のインゴットの表面温度の位置的な変化を検討してみる。

積分法による解析ではインゴットの凝固相内の温度分布は

$$\Phi = \Phi_m + C_1(X_i - X) + C_2(X_i - X)^2 \dots \dots \dots (22)$$

によつて表現できるものと仮定しているが、この仮定の妥当性は 2, 3 の特定な条件下ですでに証明されており²⁾³⁾、本解析においても、この仮定を採用する。

すなわち、(22)式に基づくと、インゴットの表面温度は

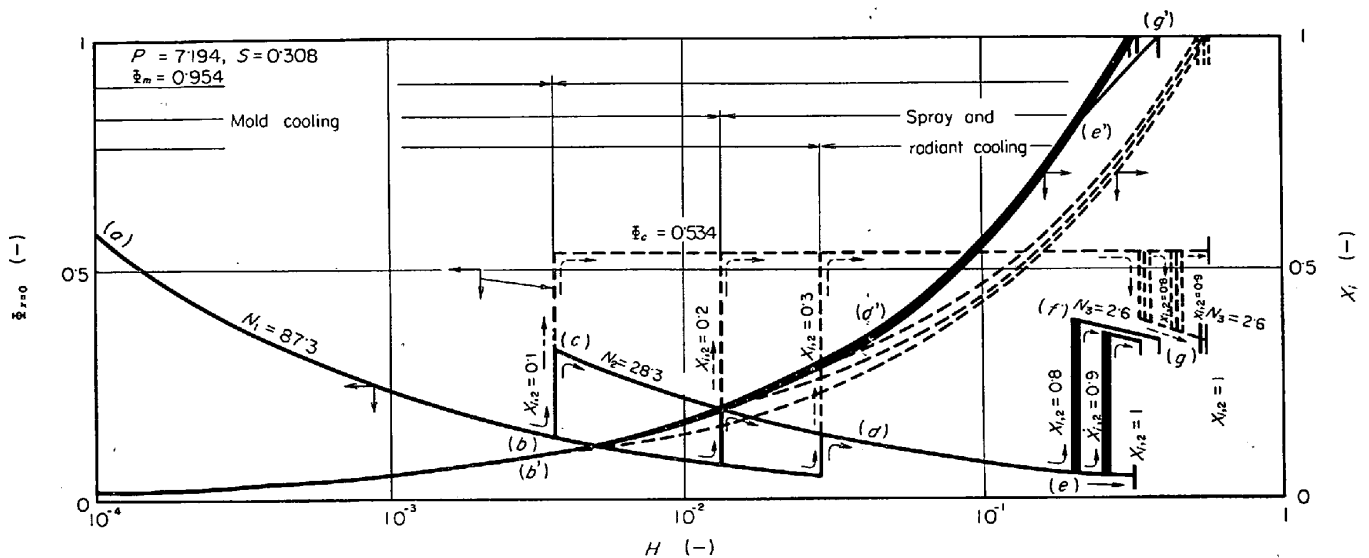


Fig. 11. Illustrations of the transitions of surface temperature and fractional thickness of frozen layer of steel ingot. Solid lines correspond to the cooling conditions under constant N_1, N_2 and N_3 , and dotted lines correspond to the spray cooling condition under constant surface temperature of ingot.

$$\phi_{x=0} = \phi_m + C_1 X_i + C_2 X_i^2 \quad \dots\dots\dots (23)$$

となり、 N_1, N_2 および N_3 がそれぞれ一定の場合には C_1 および C_2 は(24)式で示される。

$$C_1 = \frac{S}{X_i(2 + N_j X_i)} \cdot \frac{1 + N_j X_i - \sqrt{1 + N_j P X_i(2 + N_j X_i)}}{1 + N_j X_i - \sqrt{1 + N_j P X_i(2 + N_j X_i)}},$$

$$C_2 = -C_1^2 / 2S \quad \dots\dots\dots (24)$$

($j=1$: 水冷鋳型部, $j=2$: 噴霧水冷部,
 $j=3$: 放冷部(この場合, P は R となる))

一方、表面温度を $\phi_{x=0} = \phi_c$ 一定に保った操作条件下では、(23)式の左辺は一定値となり、 C_1 および C_2 は(25)式で示され、 N_2 は(21)式により H の関数として与えられる。

$$C_1 = S(1 - M) / X_i, \quad C_2 = -C_1^2 / 2S \quad \dots\dots\dots (25)$$

Fig. 11 には、 N_1, N_2 および N_3 がそれぞれ一定の場合、および、噴霧水冷部のインゴット表面温度が $\phi_{x=0} = \phi_c$ の一定に保たれる場合について、インゴットの表面温度と凝固相厚さの推移の一例を示した。Fig. 11 では、標準的な冷却操作条件として、 $N_1=87.3, N_2=28.3$ および $N_3=2.6$ の場合を実線で、また、 $\phi_c=0.534$ (850°C) の場合を点線で示した。

たとえば、図の(a)から(g)点にいたる経路は $N_1=87.3$ の水冷鋳型内で、溶鋼が $X_{i,1}=0.1$ まで凝固したのち、 $N_2=28.3$ の噴霧水冷部で $X_{i,2}=0.8$ まで凝固を終え、放冷部に入るまでの $\phi_{x=0}$ と H との関係を示している。おなじ操作で、 X_i と H との関係は(a')から(g')点にいたる経路で示される。(g)および(g')点はそれ

ぞれ凝固完了点に相当する。

インゴット表面温度は、 $\phi_{x=0}$ の値の変化からわかるように、この例 ($X_{i,1}=0.3 \sim 0.1$) では、水冷鋳型部でいったん $0.05 \sim 0.13$ 程度まで低下するが、噴霧水冷部にかかるると、急激に温度上昇する結果となる。

N_2 が一定の場合は、噴霧水冷部での $\phi_{x=0}$ は実線で示したように、漸次低下するが、放冷部にはいつて、再び大きく上昇する。

ところで、点線でえがいた $\phi_{x=0} = \phi_c$ 一定の操作の場合は、放冷部にはいつて、急激な表面温度の低下がみられるが、これは、噴霧水冷部終端付近での N_2 が放冷部の N_3 より小さくなっているためである。

Fig. 11 によると、各冷却部の境界でインゴット表面温度は不連続な変化を示しているが、これは、本解析法が境界条件として凝固厚みに関する(6)および(10)式を使用し、温度に関する条件を含まないことに起因している。しかし、Fig. 11 には、実際操作時の冷却部境界付近でのインゴット表面温度の変化の傾向が近似的に示されているものと推察される。

5. 結 言

(1) 積分法に基づき、前報¹⁾で示した連続鋳造操作の設計計算法を改良した。すなわち、前報¹⁾では試行錯誤計算によつた無次元数 H_2 を直接計算できるようにした。また、無次元数 H_3 を導入して、ピンチロール付近でインゴットの凝固が完了する場合の設計計算に拡張した。

(2) 連続鑄造装置主部の寸法と操作条件の決定に有用な基準値として $H_{2,\min}$ および $H_{3,\min}$ を求めた。

(3) 水冷鑄型部、噴霧水冷部および放冷部での冷却操作条件がそれぞれ一定に保たれる場合、および噴霧水冷部でのインゴット表面温度を一定に保ちながら操作する場合の設計計算法を示した。

(4) 水冷鑄型長さ割合 δ° 、鑄型壁厚さ d が H_2 の基準値 H_2° に及ぼす影響は比較的小さいこと、および溶鋼の初期温度は H_2° と直線的な関係にあることがわかった。

(5) 冷却帯におけるインゴットの滞留時間について本報の解析法による計算結果と従来報告されている他の解析法による計算結果との間にかなりよい一致が得られた。

記 号

C_p : インゴット比熱 (cal/g·°C)

d : 鑄型壁厚さ (cm)

h_a, h_r : 放冷部での対流およびふく射伝熱係数
(cal/cm²·sec·°C)

h_s : 噴霧水冷部での表面伝熱係数 (cal/cm²·sec·°C)

k, k_c : インゴットおよび鑄型材の熱伝導度
(cal/cm·sec·°C)

L_1, L, L_p : 鑄型実効長さ、注湯面から噴霧冷却部終端

までの長さ、および注湯から放冷部凝固完了位置までの長さ (cm)

$t, \bar{t}_0, t_m, \bar{t}_s$: インゴット温度、冷却帯での末凝固メタルの平均温度、インゴット凝固温度および放冷部でのインゴット平均表面温度 (°C)

t_c : 噴霧水冷部でのインゴットの一定の表面温度 (°C)

t_a, t_w : 周囲の空気温度および冷却水温度 (°C)

u : インゴット引抜き速度 (cm/sec)

U : 総括伝熱係数 (cal/cm²·sec·°C)

W : インゴットの厚さの半分 (cm)

x : 引抜き方向と垂直な方向への位置座標 (cm)

$x_i, x_{i,1}, x_{i,2}$: インゴット凝固厚さ、鑄型部下端および噴霧水冷部終端での凝固厚さ (cm)

Z : 引抜き方向への距離 (cm)

ρ : インゴット密度 (g/cm³)

λ : メタル凝固潜熱 (cal/g)

文 献

- 1) 森山, 鞭: 鉄と鋼, 54 (1968), p. 1127
- 2) 森山, 河合, 鞭: 金属学会誌, 31 (1967), p. 1010
- 3) 吉田, 守末, 三塚, 川口: 鉄と鋼, 50 (1964), p. 1697
- 4) E. A. MIZIKAR: Trans. Met. Soc. AIME., 239 (1967), p. 1747
- 5) 甲藤好郎: “伝熱概論”, p. 38 (養賢堂, 1968)