

- 7) R. G. WARD and J. HENDERSON: *ibid.*, 233 (1965), p. 1795
- 8) D. R. GASKELL and R. G. WARD: *ibid.*, 239 (1967), p. 249
- 9) 森一美, 鈴木鼎: 鉄と鋼, 投稿中
- 10) J. O'M BOCKRIS, J. L. White and J. D. MACKENZIE: *Physico Chemical Measurements at High Temperatures*, (1959), p. 347 Butterworths Sci. Pub., London
- 11) L. S. DARKEN and R. W. GURRY: *J. Amer. Chem. Soc.*, 68 (1946), p. 798
- 12) E. R. JETTE and F. FOOTE: *J. Chem. phys.*, 1 (1933), p.29
- 13) H. J. GOLDSCHMIDT: *J. Iron Steel Inst.*, 146 (1942), p.157
- 14) J. SMILTENS: *J. Chem. Phys.*, 20 (1952), p. 990
- 15) C. D. HODGMAN: *Hand book of Chemistry and Physics*, 34ed., (1952, 1953), Chemical Rubber Pub., Ohio
- 16) W. L. ROTH: *Acta Cryst.*, 13 (1960), p.140
- 17) A. F. WELLS: *Structural Inorganic Chemistry*, 2nd ed. (1950), Clarendon Press., Oxford
- 18) POPEL and Esin: *J. Phys. Chem.*, 30 (1956), p. 1193 (USSR. Eng. tr.)

連続鋳造における冷却条件と引きぬき速度の算定法*

森 山 昭**・ 鞭

巖**

A Simplified Calculation of Cooling Condition and Withdrawal Rate for Continuous Casting

Akira MORIYAMA and Iwao MUCHI

Synopsis:

This paper presents a design calculation of the continuous casting of metals. Fundamental equations given in relation to the unidirectional transient conduction in the water-cooled mold zone and in the spray-cooling zone have been solved analytically with the several simplified assumptions. An important dimensionless factor H_2 which determines the quantitative correlation between the length of the cooling zone and thermal diffusivity, thickness and moving rate of the ingot are obtained from calculation based on the solutions.

In the case of casting steel ingot, it is found that the numerical value of H_2 may not be influenced largely by the ratio of the length of copper mold to the total length of cooling zone, the wall thickness of the mold, heat transfer coefficient in the spray-cooling zone and the thickness of the ingot.

Estimated values of residence time in the cooling zone for the various values of the slab thickness are in good agreement with the several operating data reported hitherto.

(Received May 20, 1968)

1. 緒 言

連続鋳造操作の研究については、従来、水冷鋳型部における凝固進行速度の理論的および実験的研究¹⁾、凝固相内での温度分布の実測²⁾、およびインゴットからの熱除去速度や鋳型壁と冷却水間の伝熱係数の測定結果³⁾などが報告されている。また、近年、電子計算機の普及にともない、数値計算⁴⁾⁶⁾やシミュレーション⁷⁾の手法に基づく連続鋳造操作の研究が発表されるようになった。しかし、これら研究のほとんどが鋳造操作の部分的な解明を目的としているため、連続鋳造装置を設計し、操作条件を決定するのに十分有用な知見はまだ得られて

いないように思われる。

本報では、連続鋳造装置の設計と操作条件の決定に有用な基礎資料を得ることを目的として、比較的簡単な伝熱モデルに基づいて、連続鋳造操作の理論的な解析を行なった。すなわち、処理する金属の凝固温度、比熱、凝固潜熱、熱伝導度、密度などの熱的諸物性、および、冷却水温、鋳型材の熱的物性などの冷却操作条件が指定された場合に、任意の厚さのインゴットを連続鋳造する際の水冷鋳型長さ、噴霧水冷部長さ、および、インゴット

* 昭和43年4月本会講演大会にて発表
昭和43年5月20日受付

** 名古屋大学工学部 工博

引抜き速度と厚さの関係などを求める方法を研究したが本報で展開した理論解析と設計計算法は処理金属の種類によらず適用することができ、連続鋳造装置の設計と操作条件の決定に有用な知見を与えることができるものと思われる。

2. 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 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 $t_0 = (t_1 + t_m)/2$ で一定に保たれる。(ロ) 水冷鋳型は往復運動の振幅に相当する実効冷却長さを持ち、鋳型とインゴットとの界面でのインゴットの温度は t_c で一定である。なお、境界には間隙がないとする。(ハ) 噴霧水冷部におけるインゴット表面温度は t_s で一定である。

(ニ) インゴットの引抜き方向の熱伝導は無視できる。

(ホ) メタルおよび鋳型材の熱的物性は、温度によらず一定とする。(ヘ) 噴霧水冷部下端で、ちょうどメタルの凝固が完了するものとする。ここで、 t_c および t_s は(30)および(33)式で定義する平均温度である。いま引抜き速度 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、Fig. 1 のモデルに基づく凝固相内の熱収支式は(1)式となる。

$$\partial t / \partial z = (\alpha / u) \partial^2 t / \partial x^2 \dots\dots\dots (1)$$

(1)式を無次元化すると

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

ここで、 $\alpha = k / c_p \rho$, $\Phi = (t - t_c) / (t_0 - t_c)$, $X = x / W$, $H = \alpha z / u W^2$ である。

2.1 水冷鋳型部における解析

境界条件は

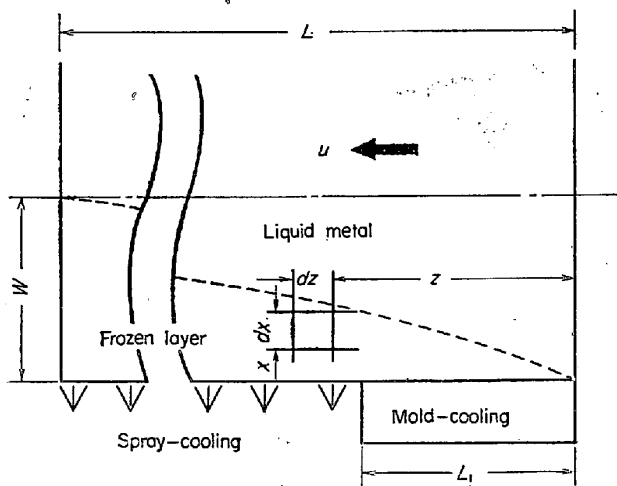


Fig. 1. Schematic model of the slab continuous casting process.

$$z=0 \text{ で } x_i=0 \dots\dots\dots (3)$$

$$z>0, x=0 \text{ で } t=t_c \dots\dots\dots (4)$$

$$z>0, x=x_i \text{ で } t=t_m \dots\dots\dots (5)$$

$$z>0 \text{ で } k(\partial t / \partial x)_{x=x_i} = u \rho [\lambda + (t_0 - t_m) c_p] \cdot (dx_i / dz) \dots\dots\dots (6)$$

(3)~(6)式を無次元化すると、(7)~(10)式となる。

$$H=0 \text{ で } X_i=0 \dots\dots\dots (7)$$

$$H>0, X=0 \text{ で } \Phi=0 \dots\dots\dots (8)$$

$$H>0, X=X_i \text{ で } \Phi=\Phi_m \dots\dots\dots (9)$$

$$H>0 \text{ で } (\partial \Phi / \partial X)_{X=X_i} = S(dX_i / dH) \dots\dots\dots (10)$$

ここで、 $\Phi_m = (t_m - t_c) / (t_0 - t_c)$, $S = [(\lambda / c_p) + (t_0 - t_m)] / (t_0 - t_c)$, $X_i = x_i / W$, $H_1 = \delta H_2$, $H_2 = \alpha L / u W^2$, $\delta = L_1 / L$ である。

(2)式を(7)~(10)式の条件のもとでとくと、(11)~(13)式が得られる。

$$\Phi = \Phi_m \operatorname{erf}(X / 2\sqrt{H}) / \operatorname{erf} \nu \dots\dots\dots (11)$$

$$X_i = 2\nu\sqrt{H} \dots\dots\dots (12)$$

$$\Phi_m e^{-\nu^2} = \sqrt{\pi} \nu S \operatorname{erf} \nu \dots\dots\dots (13)$$

(11), (12)式中の凝固速度定数 ν は(13)式の根として求められる。鋳型下端における凝固厚さ $X_{i,1}$ は、(12)式から、

$$X_{i,1} = 2\nu\sqrt{H_1} \dots\dots\dots (12)'$$

で与えられる。

2.2 噴霧水冷部における解析

境界条件は(14)~(17)式となり、これらを無次元化すると(18)~(21)式となる。

$$z=L_1 \text{ で } x_i=x_{i,1} \dots\dots\dots (14)$$

$$z>L_1, x=0 \text{ で } t=t_s \dots\dots\dots (15)$$

$$z>L_1, x=x_i \text{ で } t=t_m \dots\dots\dots (16)$$

$$z>L_1 \text{ で } k(\partial t / \partial x)_{x=x_i} = u \rho [\lambda + (t_0 - t_m) c_p] \cdot (dx_i / dz) \dots\dots\dots (17)$$

$$H=H_1 \text{ で } X_i=X_{i,1} \dots\dots\dots (18)$$

$$H>H_1, X=0 \text{ で } \Phi=\Phi_s \dots\dots\dots (19)$$

$$H>H_1, X=X_i \text{ で } \Phi=\Phi_m \dots\dots\dots (20)$$

$$H>H_1 \text{ で } (\partial \Phi / \partial X)_{X=X_i} = S(dX_i / dH) \dots\dots\dots (21)$$

ここで、 $\Phi_s = (t_s - t_c) / (t_0 - t_c)$ である。

(2)式は次の(22)式の形の解を満足する。

$$\Phi = A + B \operatorname{erf} \left[\frac{X - X_{i,1}}{2\sqrt{H - H_1}} \right] \dots\dots\dots (22)$$

ここで、 A, B は定数である。(19), (20)式から、

$$\Phi_m = A + B \operatorname{erf} \left[\frac{X_i - X_{i,1}}{2\sqrt{H - H_1}} \right] \dots\dots\dots (23)$$

$$\Phi_s = A - B \operatorname{erf} \left[\frac{X_{i,1}}{2\sqrt{H - H_1}} \right]$$

がかける。いま、 ξ を定数として、次の(24)式が成立するものとする

$$X_i - X_{i,1} = 2\xi \sqrt{H - H_1} \dots (24)$$

(23), (24)式から

$$B = (\Phi_m - \Phi_s) / [\operatorname{erf} \xi + \operatorname{erf}(X_{i,1}/2\sqrt{H - H_1})]$$

となり、 B は定数とならない。そこで、上式から、 $H = H_1$ および $H = H_2$ における B の値をそれぞれ求めて、それらの相加平均が(22)式の定数 B の近似値であると定めると

$$B = \frac{1}{2}(\Phi_m - \Phi_s) \left[\frac{1}{\operatorname{erf} \xi + 1} + \frac{1}{\operatorname{erf} \xi + \operatorname{erf}\left(\frac{\xi X_{i,1}}{1 - X_{i,1}}\right)} \right] \dots (25)$$

となり、結局、(2)式を(18)~(21)式のもとでといた解として、(26)~(28)式が得られる。

$$\Phi = \Phi_m - \frac{1}{2}(\Phi_m - \Phi_s)$$

$$\left[\frac{1}{\operatorname{erf} \xi + 1} + \frac{1}{\operatorname{erf} \xi + \operatorname{erf}\left(\frac{\xi X_{i,1}}{1 - X_{i,1}}\right)} \right]$$

$$\left[\operatorname{erf} \xi - \operatorname{erf}\left(\frac{X - X_{i,1}}{2\sqrt{H - H_1}}\right) \right] \dots (26)$$

$$X_i = X_{i,1} + 2\xi \sqrt{H - H_1} \dots (24), (27)$$

$$(\Phi_m - \Phi_s) \left[\frac{1}{\operatorname{erf} \xi + 1} + \frac{1}{\operatorname{erf} \xi + \operatorname{erf}\left(\frac{\xi X_{i,1}}{1 - X_{i,1}}\right)} \right] e^{-\xi^2}$$

$$= 2\sqrt{\pi} \xi S \dots (28)$$

ここで ξ は噴霧水冷部における凝固速度定数であり、(28)式から算出される。また、仮定(へ)にしたがい、噴霧水冷部下端で $X_i = 1$ であることから(27)式に基づいて、(29)式が得られる。

$$1 = X_{i,1} + 2\xi \sqrt{H_2 - H_1} \dots (29)$$

2.3 \bar{t}_c および \bar{t}_s の決定

鑄型壁とインゴットとの界面温度 \bar{t}_c と噴霧水冷部におけるインゴット表面温度 \bar{t}_s は冷却操作条件に応じて決定しなければならない。まず、鑄型壁内では、直線的な定常温度分布が存在するものとし、鑄型壁と冷却水との界面は冷却水温度 t_w に保たれていると考えれば*、 \bar{t}_c は(30)式で定義できる。

$$k \int_0^L (\partial t / \partial x)_{x=0} dz = k_c L_1 (\bar{t}_c - t_w) / d \dots (30)$$

(11)式より $(\partial t / \partial x)_{x=0}$ を求めて、(30)式に代入して整理すると、(31)式が得られる。

$$\bar{t}_c / t_m = [1 + (t_w / t_m) A_1] / (1 + A_1) \dots (31)$$

(31)式中の A_1 は、(32)式で示したように、操作条件

で定まる変数 $X_{i,1}$ と ν を含むため、(31)式から \bar{t}_c を決定する場合、試行錯誤法によらねばならない。

$$A_1 \equiv (k_c / 2dk) (WX_{i,1} / 2\nu) \sqrt{\pi} \operatorname{erf} \nu \equiv A_0 \operatorname{erf} \nu / \nu \dots (32)$$

\bar{t}_s については、過熱水蒸気膜と引抜きロールによる間接冷却との両方効果を考慮した表面伝熱係数 h を使用して、次の(33)式で定義できる。

$$k \int_{L_1}^L (\partial t / \partial x)_{x=0} dz = h(L - L_1) (\bar{t}_s - t_w) \dots (33)$$

(26)式を(33)式に適用して整理すると(34)式が得られる。

$$\bar{t}_s / t_m = [1 + (t_w / t_m) A_2] / (1 + A_2) \dots (34)$$

ここで、 $N \equiv hW/k$ とおくと、

$$1/A_2 = \frac{2\xi^2}{\sqrt{\pi} N} \left[\frac{1}{\operatorname{erf} \xi + 1} + \frac{1}{\operatorname{erf} \xi + \operatorname{erf}\left(\frac{\xi X_{i,1}}{1 - X_{i,1}}\right)} \right]$$

$$\left[\frac{4\xi}{1 - X_{i,1}} \exp\left\{-\frac{\xi^2 X_{i,1}^2}{(1 - X_{i,1})^2}\right\} + \frac{\sqrt{\pi}}{2} X_{i,1}^2 \cdot \left\{ \operatorname{erf}\left(\frac{\xi X_{i,1}}{1 - X_{i,1}}\right) - 1 \right\} \right] \dots (35)$$

A_2 は $X_{i,1}$ と ξ を含むことから、(34)式から \bar{t}_s を決定する場合、試行錯誤法が必要である。

3. 設計計算法

(12)', (13), (28) および (29) 式を変形して、(36)~(39)式が得られる。

$$e^{-\nu^2} = P_1 \nu \operatorname{erf} \nu \dots (36)$$

$$H_1 = X_{i,1}^2 / 4\nu^2 \dots (37)$$

$$\left[\frac{1}{\operatorname{erf} \xi + 1} + \frac{1}{\operatorname{erf} \xi + \operatorname{erf}\left(\frac{\xi X_{i,1}}{1 - X_{i,1}}\right)} \right] e^{-\xi^2} = P_2 \xi \dots (38)$$

$$H_2 = H_1 + (1 - X_{i,1})^2 / 4\xi^2 \dots (39)$$

ここで、 $P_1 = \sqrt{\pi} S / \Phi_m$ 、 $P_2 = 2\sqrt{\pi} S / (\Phi_m - \Phi_s)$ である。

いま、冷却操作条件として、 \bar{t}_c 、 \bar{t}_s の値が与えられているものとし、メタルの諸物性 (t_m , c_p , λ , k および ρ) がわかっている場合には、これらの数値から、 P_1 および P_2 の値が定まり、(36)式から ν が求められ、(37)式から $X_{i,1}$ をパラメータとして H_1 が計算できる。同様に(38)式からは $X_{i,1}$ をパラメータとして ξ が求められ、その結果、(39)式から H_2 が計算される。こうして定めた H_1 と H_2 の値から、鑄型長さ L_1 と全冷却帯長さ L との比 δ が $\delta = H_1 / H_2$ として算定できる。

(36) および (38) 式に基づいて算出した ν および ξ を Fig. 2 に示す。また、(37) および (39) 式に基づい

* これは冷却水の伝熱係数が十分大きいこと (KRAINER ら⁴⁾によれば、 $h_w = 20000 \sim 30000 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{hr} \cdot \text{°C}$) に基づいている。

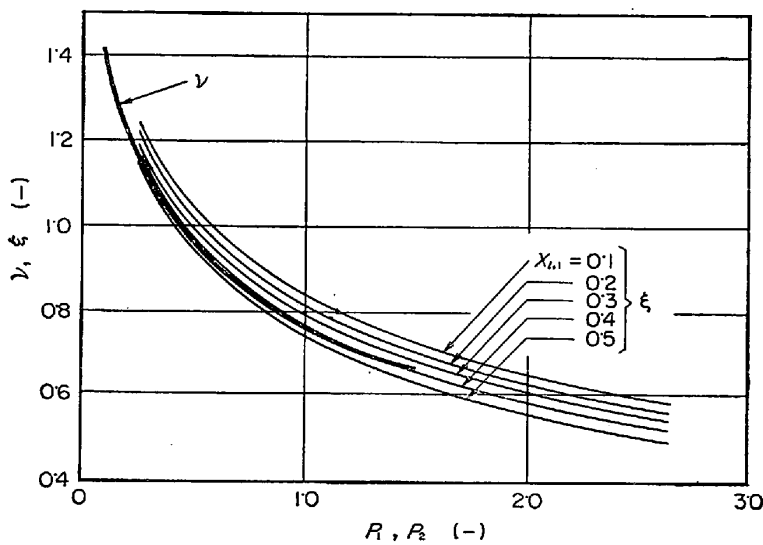


Fig. 2. Estimation of rate constant of solidification, ν vs. P_1 and ξ vs P_2 .

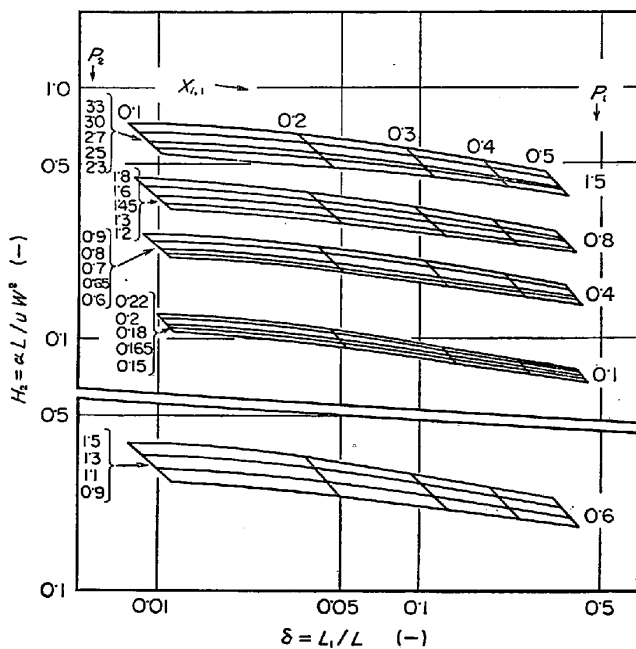


Fig. 3. Estimation of the dimensionless factor, H_2 vs. δ .

て求めた H_2 対 δ の関係を Fig. 3 に示した. Fig. 3 によれば, \bar{t}_c , \bar{t}_s が既知の場合には, メタルの物性値を指定して任意の δ に対する H_2 の値が図上で容易に得られる. $H_2 = \alpha L / u W^2$ はメタルの物性 α , インゴットの厚さの半分 W , および冷却帯におけるインゴットの滞留時間 L/u の間の関係を規定する重要な因子であり, 操作条件を決定する際の指針となる.

鋼の場合について, W と L/u との関係を $\delta = 0.1$ の場合に P_1 と P_2 とをパラメータとしてえがいたのが Fig. 4 である.

また, Fig. 3 によると, P_1 と P_2 の値がかなり変化する場合でも, $X_{i,1}$ が δ に対応して, ほとんど一定値となることがわかる. すなわち冷却帯下端で凝固が完了するという前提にたつと, 鑄型長さ と 全冷却帯長さとの比を指定した場合に, 鑄型下端でのメタルの凝固割合が, メタル物性と冷却操作条件によらず, ほぼ一義的に定まることを意味している. $X_{i,1}$ と δ の関係を Fig. 5 に示す. $X_{i,1}$ は, 未凝固メタルの静圧に耐えるように決定する必要があるが, このようにして $X_{i,1}$ の最小値が示されるならば, Fig. 5 により δ の最小値を与えることが可能である.

さて, \bar{t}_c と \bar{t}_s の値を図計算によつて求めるために, (31), (34)式に基づいて, t_w/t_m をパラメータとし, \bar{t}_c/t_m または \bar{t}_s/t_m を A_1 または A_2 に対してえがいたのが Fig. 6 である. ここで, 横軸上の A_1 は, (32) 式から, ν をパラメータとして A_0 に関してあらかじめ Fig. 7 のように図示できる.

A_0 の値は, 与えられた k, k_c, d および W から計算できる, A_2 は, (35)式に基づいて, Fig. 8 のように, $X_{i,1}$ と ξ とをパラメータとして, N に対してえがいておく. N は, kW および h の値から, あらかじめ計算できる.

Fig. 2~8 に基づいて, 設計計算法が Fig. 9 のように示される. この計算手順にしたがえば, 処理金属の種類, インゴット厚さ, その熱的諸物性, 鑄型材の厚さとその物性, および冷却水温と噴霧冷却条件とを指定することによつて無次元数 H_2 が図計算から求められる.

4. H_2 におよぼす諸因子の影響

ここでは, 溶鋼の銅鑄型による連続鑄造操作において主要な因子が H_2 にどのような効果をおよぼすかについて考察する. 計算に使用した熱的諸物性値は次のとおりである.

$$\begin{aligned} \bar{t}_0 &= 1570, \quad t_m = 1500, \quad c_p = 0.16, \quad h = 0.134 * \\ k &= 0.071, \quad k_c = 1.00, \quad \lambda = 65, \quad \rho = 7.3 \end{aligned}$$

4.1 δ と H_2 の関係

インゴット厚さ $2W = 10$, 銅鑄型壁厚さ $d = 1.0$ の場合に, δ を $0.01 \sim 0.30$ まで変化させて, 前述の計算法に基づいて算出した $X_{i,1}$, \bar{t}_c , \bar{t}_s , ν , ξ および H_2 を Table 1 に示す.

* この値には, 吉田ら⁷⁾ が計算に使用した数値を噴霧水冷部全長にわたり平均したものを採用した. ($\text{kcal/m}^2 \cdot \text{hr} \cdot ^\circ\text{C}$) の単位で表わすと直接および間接冷却の平均値は 4850 となる.

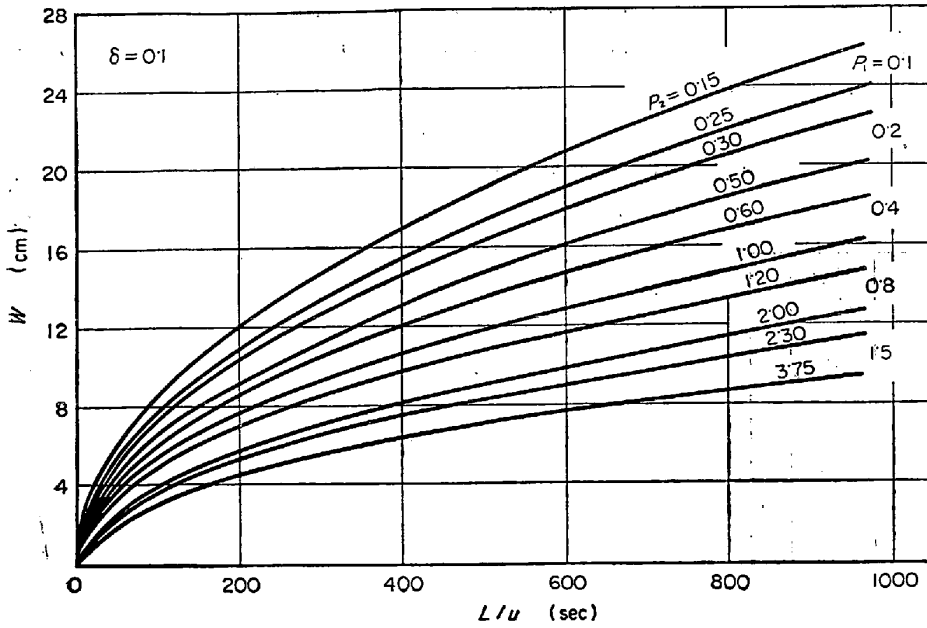


Fig. 4. Relation between the half-thickness of steel ingot and its residence time in the cooling zone.

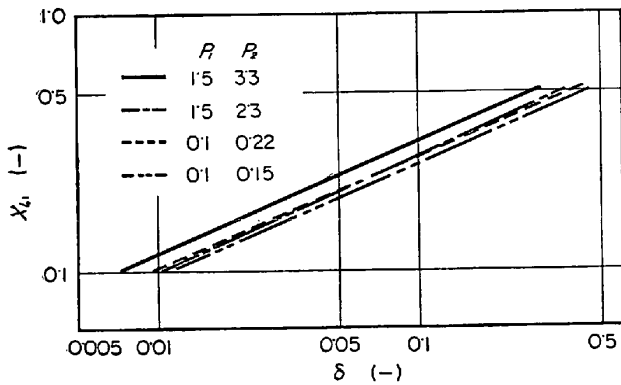


Fig. 5. Relations between the degree of fractional freezing at the lowest end of the mold and the ratio of the length of mold to the total length of cooling zone. ($X_i=1$ at $z=L$)

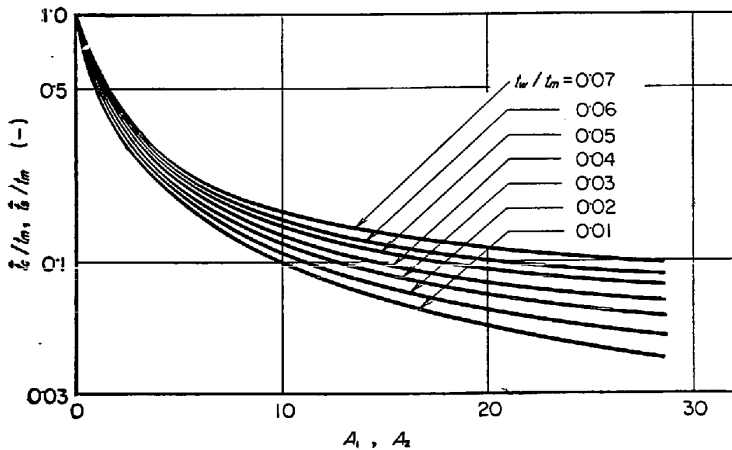


Fig. 6. Estimation of \bar{t}_c and \bar{t}_s from Eqs.(31) and (34), respectively.

δ が増加すると H_2 の値が減少する。Fig.10 は Table 1 の H_2 の値から求めた L/u を δ に対してえがいたものである。

4.2 銅鑄型壁厚さと H_2 の関係

ここでは、 $2W=10$ 、 $\delta=0.1$ の場合に、 d を $0.2\sim 1.0$ の範囲で変化させると、 H_2 がどのような影響を受けるかをしらべる。Table 2 に示した計算結果によれば、 d が増加しても H_2 の値はほとんど変化しないことがわかる。

4.3 インゴット厚さと H_2 の関係

ここでは、 $\delta=0.1$ および $d=1.0$ の場合に、 $2W=4\sim 20$ まで変化させ、また、 $\delta=0.06$ および $d=1.0$ の場合に、 $2W=16\sim 30$ まで変化させて、 H_2 に及ぼす影響

Table 1. Relation between the ratio of length of copper-mold to the total length of cooling zone δ and the dimensionless factor H_2 . ($2W=10$, $d=1.0$)

δ	$X_{i,1}$	\bar{t}_c	\bar{t}_s	ν	ξ	H_2
0.01	0.11	399	390	0.84	0.71	0.39
0.05	0.22	242	424	0.85	0.70	0.33
0.10	0.30	190	378	0.90	0.68	0.29
0.20	0.40	150	345	0.90	0.65	0.25
0.30	0.47	123	313	0.90	0.65	0.23

を検討した結果を Table 3 および 4 に示した。これらから、 $2W$ が増加するとともに H_2 は減少することがわかるが、 H_2 の減少率は $2W$ の増加率にくらべて小さい。さて、 H_2 の定義から、インゴットの滞留時間 L/u は $H_2 \cdot W^2$ に比例するので、 $2W$ の増加に伴う L/u の増加は著しいことが推察される。Fig. 11 に $2W$ と L/u の関係を示した。

Fig. 11には、従来発表されている数種のデータも示してあるが、このうち、Schloemann A.G. の実操業データ⁶⁾ は計算結果とほぼ一致した。MIZIKAR⁶⁾ が引用したソ連の実操業データは $\delta=0.25$ であるが、Fig. 10 で示したように δ の増加が L/u の減少に及ぼす効果が小さいものとするれば、計算値との一致はかなりよいものと考えられる。

同様の理由から、MIZIKAR⁶⁾ が $\delta=0.04$ で与えた計算値と本報の計算結果は妥当な対応を示して

いると考えることができる。

吉田らのステンレス鋼の場合の計算用基礎データ⁷⁾ ($\delta = 0.08$) は、計算結果とかなりよい一致を示している。

4.4 表面伝熱係数 h と H_2 の関係

前述の計算では、連続鋳造での h の推算式がないのですべて $h = 0.134$ としたが、ここでは、 $h = 0.05 \sim 0.20$

の範囲の値を採用して、 h の値が H_2 の値にどの程度の影響をもたらすかについて検討した。この場合の $2W = 10$, $d = 1.0$, $\delta = 0.1$ である。

Table 5 から、 h が増加すると H_2 が減少し、 L/u が減少するが、 h の増加率にくらべて、 H_2 と L/u の減少率は比較的小さいことがわかる。したがって、 h の推算値の多少の差異は H_2 や L/u の値に大きな影響をもたらさないと考えることができ、さらに、噴霧水冷方式の多少の変化は L/u には顕著な影響を及ぼさないものと推察できよう。

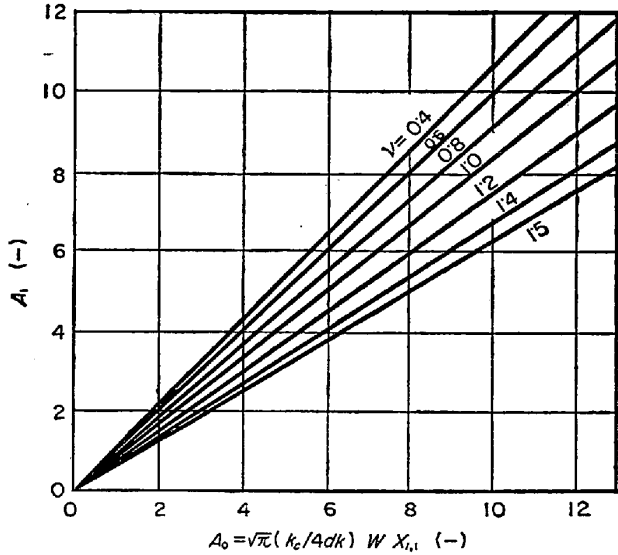


Fig. 7. Relations based on Eq.(32) between A_1 and A_0 .

5. 結 言

(1) 比較的簡単な伝熱モデルを設定して、一次元無

Table 2. Relation between the wall thickness of copper-mold d and the dimensionless factor H_2 . ($2W = 10$, $\delta = 0.1$)

d	$X_{i,1}$	\bar{t}_c	\bar{t}_s	ν	ξ	H_2
0.2	0.31	59	378	0.90	0.66	0.30
0.4	0.31	91	398	0.90	0.68	0.30
0.6	0.31	121	387	0.90	0.68	0.30
0.8	0.31	152	363	0.90	0.68	0.29
1.0	0.30	190	379	0.90	0.68	0.29

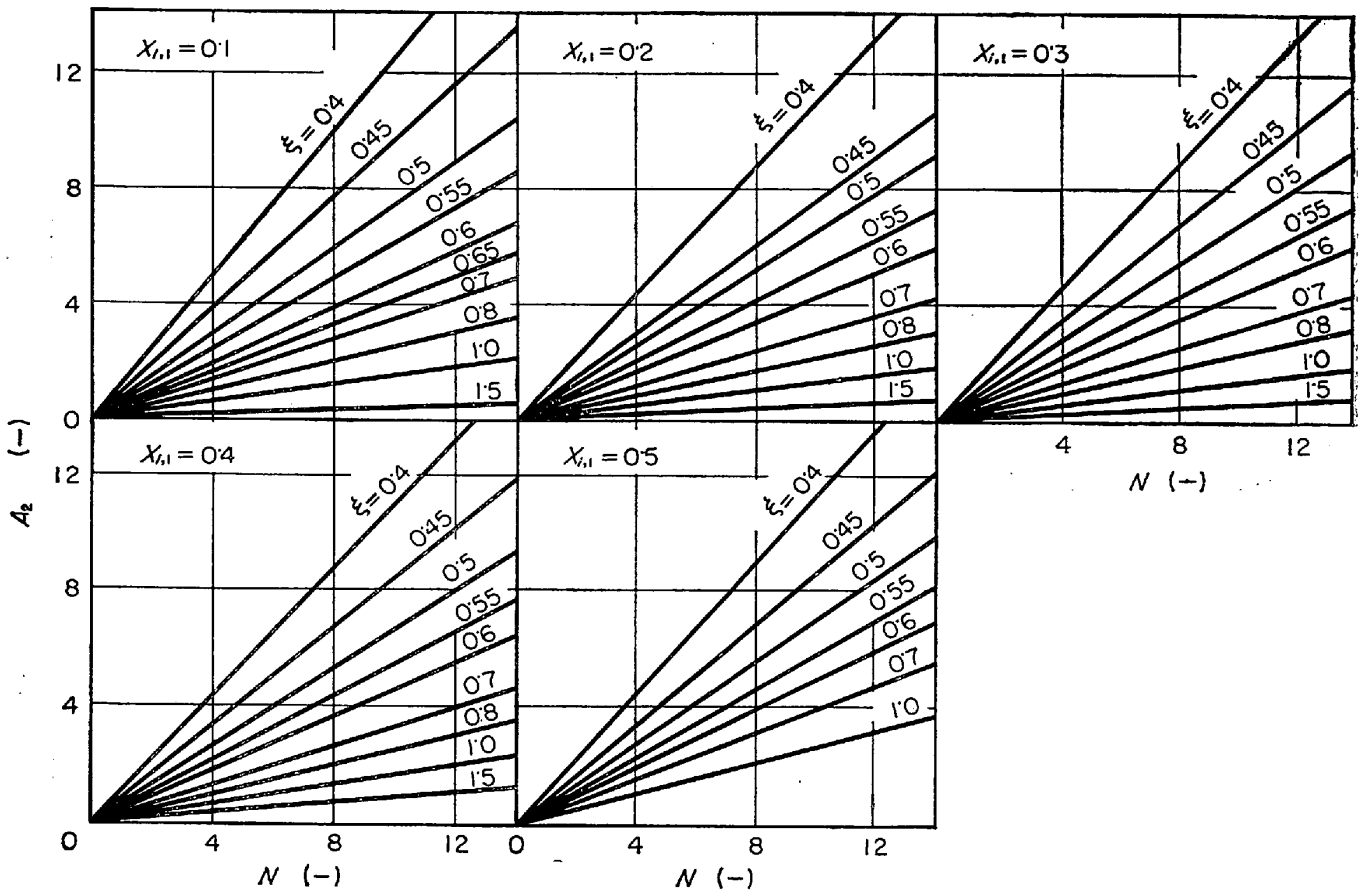


Fig. 8. Diagrams for estimating A_2 from Eq. (35).

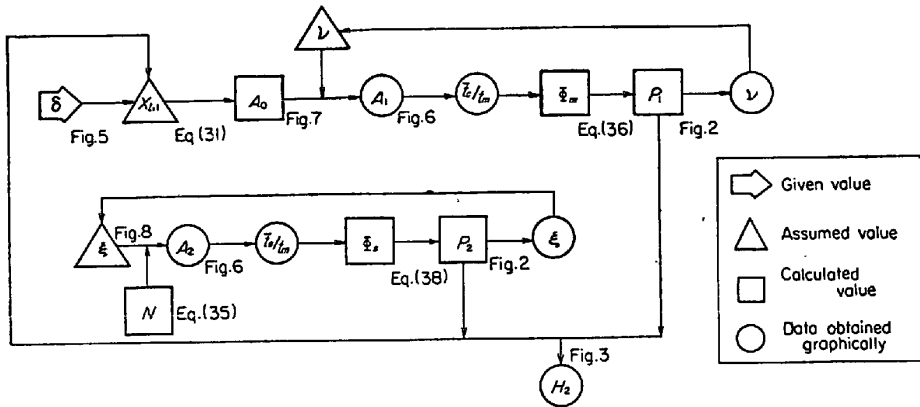


Fig. 9. Procedure for calculating the continuous casting operation.

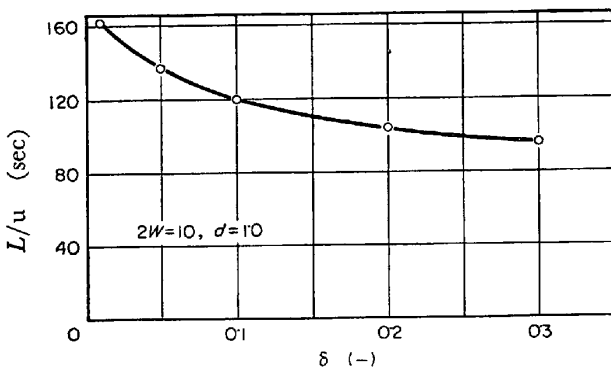


Fig. 10. Relation between the ratio of the length of copper-mold to the total length of cooling zone and residence time of steel ingot in cooling zone.

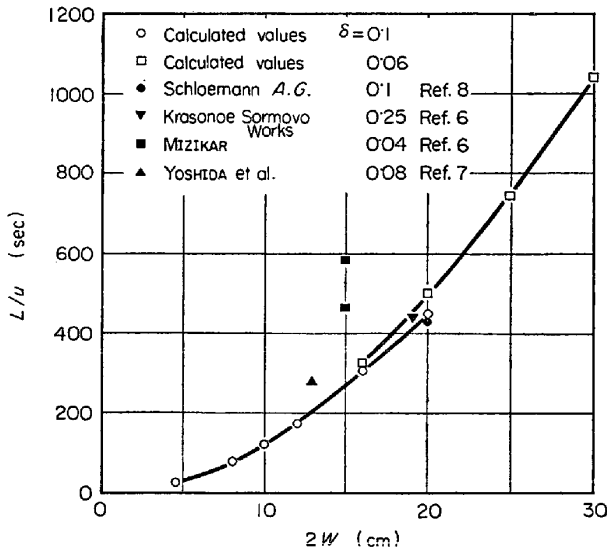


Fig. 11. Relations between the thickness of steel ingot and its residence time in the cooling zone.

限平板状インゴットを連続鋳造する際の凝固進行速度を解析し、水冷鋳型部および噴霧水冷部での凝固相内の温度分布と凝固速度につき理論解を誘導した。

(2) インゴットと鋳型材との物性値、鋳込み温度および冷却条件を指定して、鋳型長さ、噴霧水冷部長さ、および、インゴット引き抜き速度を決定するための計算法を示した。

(3) 水冷銅鋳型長さ割合 δ 、鋳型壁厚さ、およびインゴット厚さが無次元因子 H_2 に及ぼす影響は、鋼の場合、いずれも比較的小さいことがわかった。

(4) 冷却帯におけるインゴットの滞留時間とインゴット厚さの関係について本報で得た計算結果は、従来知られているいくつかの実操業データと妥当な一致を示した。

記号

- c_p : インゴット比熱 (cal/g·°C)
- d : 鋳型壁厚さ (cm)

Table 3. Relation between the thickness of steel ingot $2W$ and the dimensionless factor H_2 . ($d=1.0, \delta=0.1$)

$2W$	$X_{i,1}$	\bar{t}_c	\bar{t}_s	ν	ξ	H_2
4	0.31	378	630	0.76	0.61	0.37
8	0.30	222	423	0.88	0.67	0.30
10	0.30	190	378	0.90	0.68	0.29
12	0.31	161	348	0.90	0.69	0.29
16	0.31	128	307	0.90	0.69	0.29
20	0.30	108	216	0.91	0.72	0.27

Table 4. Relation between the thickness of steel ingot $2W$ and the dimensionless factor H_2 . ($d=1.0, \delta=0.06$)

$2W$	$X_{i,1}$	\bar{t}_c	\bar{t}_s	ν	ξ	H_2
16	0.24	153	304	0.89	0.71	0.31
20	0.24	128	258	0.90	0.72	0.30
25	0.24	108	224	0.90	0.73	0.29
30	0.24	96	174	0.91	0.74	0.28

Table 5. Effect of heat transfer coefficient h on the dimensionless factor H_2 . ($2W=10, d=1.0, \delta=0.1$)

h	$X_{i,1}$	\bar{t}_c	\bar{t}_s	ν	ξ	H_2	L/u
0.05	0.31	180	487	0.89	0.65	0.31	128
0.10	0.31	180	458	0.89	0.66	0.30	124
0.134	0.30	190	378	0.90	0.68	0.29	119
0.15	0.30	185	378	0.89	0.69	0.29	119
0.20	0.30	185	300	0.89	0.70	0.28	115

k, k_c : インゴットおよび鋳型材の熱伝導度
(cal/cm·sec·°C)
 L, L_1 : 冷却帯全長および鋳型実効長さ (cm)
 t : 温度 (°C)
 t_m, t_w : メタル凝固温度および冷却水温 (°C)
 w : インゴット引抜き速度 (cm/sec)
 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 : 凝固厚さ (cm)
 $x_{i,1}$: 鋳型部下端における凝固厚さ (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)
 π : 円周率 (-)

文 献

- 1) R. W. RUDDLE: "The Solidification of Casting" (Inst. Metals, 1957), p. 253
- 2) D. M. LEWIS: J. Inst. Metals, 82 (1953/54), p. 395
- 3) J. SAVAGE and W. H. PRITCHARD: J. Iron Steel Inst., 178 (1954), p. 269
- 4) H. KRAINER and B. TARMANN: Stahl u. Eisen, 69 (1949), 813,
- 5) R. D. PEHLKE: Metals Eng. Quart., 4 (1964), 2, p. 42
- 6) E. A. MIZIKAR: Trans. Met. Soc. AIME, 239 (1967), p. 1747
- 7) 吉田, 守末, 三塚, 川口: 鉄と鋼, 50 (1964), p. 1697
- 8) D. L. MCBRIDE and T. E. DANCY: "Continuous Casting" (Interscience Publ., 1962), p. 155

鉄基二元系合金の結晶粒界内部摩擦*

白石 春樹**・荒木 透**

Study on Grain Boundary Internal Friction of Iron-base Binary Alloys

Haruki SHIRAISHI and Toru ARAKI

Synopsis:

The temperature dependence of the internal friction and the shear modulus of several iron binary alloys (alloying elements: C, Co, V, Al, Ti, Zr) was measured under cold-worked and primarily recrystallized condition. Some resemblance was seen between the temperature dependence of as-cold-worked internal friction or shear modulus and that of as-annealed.

The effects of the alloying elements on the so-called grain boundary internal friction phenomena are as follows:

- 1) With increasing size-factor and content of the alloying element, the activation energy of the solvent peaks and the solute peaks increases.
- 2) If the size-factor is large, even a small addition of the alloying element causes a transition from solvent peak to solute peak.
- 3) The alloying elements increase half-value width of the peak.
- 4) The correspondence of the internal friction peak height and the ΔM effect is missed in some cases.

In place of the grain boundary sliding model which has many difficulties on its application, a new mechanism was proposed based on movement of the sub-boundary dislocation or migration of a special boundary i. e. a coincidence site lattice boundary on which sub-boundary dislocation network is superimposed.

(Received Feb. 17, 1968)

1. 緒 言

1947年に、T. S. KÉ¹⁾は Al, Cu, Fe など一連の純金属の内部摩擦の温度依存曲線を測定し、振動数が約 1 cps のとき、約 $T_m/2$ (T_m : 融点) の温度にピークが存在することを見出した。彼はこのピークが単結晶に存在せず、多結晶体のみに存在することから、結晶粒界ピ

ークと名付け、さらにその機構として粒界の相互すべりによる応力緩和過程を考えた。その後、多数の実験者によつて、純金属、合金系について実験が行なわれたが、単純な粒界すべり機構では解釈困難な事実も見い出され

* 昭和43年2月17日受付

** 東京大学工学部 工博