

論 文

大型鋼塊および鋳鋼の凝固とマクロ偏析の生成に関する考察*

田代晃一**・轟木 透***・木村重夫**

Considerations on the Solidification and Macroscopic Segregation of Large Steel Ingots and Castings

Koichi TASHIRO, Toru TODOROKI, and Shigeo KIMURA

Synopsis:

The solidification and macroscopic segregation of steel cast in chilled and sand moulds were investigated. The growth of solidifying steel shell with the lapse of time was calculated under simplified postulations, when steel was cast in moulds with the shape of infinite wide plate or long cylinder and sphere. The longitudinal solidification rate of ingots and castings were measured by bar test method, and compared with the calculated values.

Further, discussion was made on the relation between the rate of vertical or horizontal solidification and the formation of macroscopic segregation, under consideration of inter-dendritic solidification.

The results obtained are as follows;

(1) The calculated results agree well with the measured results by bar test method.

(2) There exists close correlation of macroscopic segregation with condition of solidification and thickness of solid-liquid coexisting zone in dendrite. In other words the macroscopic segregation is induced by the upwards floating of light liquid metal enriched with solute in solidifying dendrite arms.

The easiness of floatation depends upon the direction of macroscopic solidification and also the width of solid-liquid coexisting zone. On the other hand the width of solid-liquid coexisting zone is influenced by the temperature gradient of solidification front and the temperature range of solidus and liquidus of steel. The mutual relations of these factors are made clear.

(Received Nov. 27, 1971)

1. 緒 言

最近の重工業、重化学工業の飛躍的な発達に伴い、これら設備に使用される鋳鍛鋼品はますます大型化すると同時に、その性能も高度化してきた。この場合製品の大型化にしたがい、鋼塊あるいは鋳鋼の凝固には長時間を必要とするため、偏析現象が著しくなると同時に多様化してくる傾向にあり、場合によつては製品の品質をそんなうような事態を引き起こす恐れもある。したがつてこれら大型鋳鍛鋼に生じる偏析現象を十分に解明して、健全な製品の製造方法の確立が必要である。

一方これらの偏析現象の究明には鋼の凝固現象をよく掌握する必要がある、そのためには鋼の凝固についてマクロ、ミクロの両面からの追求が必要である。筆者らは先に鋼塊のミクロ的な凝固現象を樹枝状晶間の凝固現象として取り扱い、マクロ的な凝固条件とミクロ的な凝固の関連を明らかにすると同時に、マクロ的な凝固条件と凝

固遷移層の関係についても考察し、その結果を発表したり。したがつて以下さらに鋼のマクロ的な凝固現象を考察していくと同時に、これらマクロ、ミクロの凝固現象と各種の偏析現象の関連をできるだけ定量的に求めて、偏析現象の解明を行なつていくことにする。

2. 鋼の鋳塊の凝固について

2.1 過去の研究結果

従来から鋼塊や鋳鋼のマクロ的な凝固については実験的方法や数学的方法により数多く調査が行なわれてきた。前者の方法として凝固の途中で溶鋼を排出することにより直接凝固殻を測定する溶鋼排出法^{2)~5)}、鋳型と溶鋼中に熱電対を挿入して測温を行ない凝固状態を把握する測温法^{6)~8)}、放射性物質またはトレーサー元素を凝固

* 昭和45年11月27日受付

** 三菱製鋼(株)技術研究所

*** 三菱製鋼(株)長崎製鋼所

中に添加するトレーサー法^{9)~11)}, さらに凝固過程でバーを突つ込み凝固殻の厚さを測定するパーテスト法などがある。これらの方法はいずれにしても精度, 費用など種々の点でそれぞれ一長一短がある。さらに後者の方法としては, 古くは GRÖBER¹²⁾, 齊藤¹³⁾, A. L. FIELD¹⁴⁾ らにより考察が行なわれ, また潜熱の影響を考慮した N. M. H. LIGHTFOOT¹⁵⁾の式などがある。さらに C. SCHWARTZ¹⁶⁾は計算式を実際の円柱状鋼塊の凝固に適用した研究を行なっている。最近では SCHNIEWIND¹⁷⁾, 山本¹⁸⁾は鑄型の実測温度を基にして鑄型および鋼塊を分割し円柱の熱伝導の基礎式を差分方程式で近似し, 電算機を用いて計算する方法を提案している。また有吉¹⁹⁾は半無限体の平面の凝固を NEUMANN の方法に従い理論的に解いている。しかしこれらいずれの式もその精度はともかく, 計算が複雑なため, これらを利用するにはかなり不便である。

一方砂型における鑄鋼の凝固については BRIGGS²⁰⁾, CAINE²¹⁾, BISHOP-PELLINI²²⁾の式などがあるが, これらは必ずしも凝固現象の本質に対する定量的な把握とはいえない。また鑄物の凝固を取り扱う場合, CHVORINOFF²³⁾ や ABCOUWER²⁴⁾により導かれた平板の凝固解を基にして形状効果をきわめて単純化した形に変えて計算する方法がとられている。この方法を R. WLODAWER²⁵⁾はさらに展開して実際の各種の鑄物に応用する方法を述べている。しかし種々の形状の鑄鋼が凝固する際にはその形状に従い, 時々刻々変化する温度勾配に対応して凝固の潜熱と同時に液相および固相の含熱量の変化分が熱伝導により系外に放出される必要がある。これより各種形状の鑄物の凝固がはたして単純化された V/S (ただし V は鑄物の体積, S は鑄物の表面積) の基での計算で正しく表現され得るか再考してみる必要がある。

したがつてまず最も単純化された状態として, 凝固が潜熱のみによつて支配される一種の極限状態を想定し, 種々の形状の代表として平板, 円柱および球をとりあげそれらの間にどのような凝固の差があるかを考察してみる。このような状態は凝固を生じるための内外の温度差または鋼の比熱が零に近い場合と考えてもよい。鑄物の場合には内外の温度差が比較的小さいので, 潜熱の項に比較して含熱量の項の変化が少なく, ほぼこの条件に近いといえる。

2.2 潜熱のみを考慮した場合の平板, 円柱および球の凝固式の誘導

以下理想条件として含熱量の変化が無視できる場合の無限平板, 無限円柱 および 球の凝固式を導くことにする。ただし計算にあたっては次のような仮定を設ける。

i) 熱の放出は平板, 円柱および球それぞれの定常流の基本式によるものとする。

ii) 凝固は単純化して一定温度 (T_i) で進むものとする。

iii) 凝固殻の表面温度 (T_o) は一定に保たれるものとし, したがつて凝固殻の内外の温度差 ($\Delta T = T_i - T_o$) は一定とする。この仮定の妥当性についてはあとで検討する。

なお鋼のごとく凝固範囲を有する場合の凝固現象については, すでに平板の凝固を対象にして発表¹⁾したところで, 平均凝固厚さを求めるには, 凝固温度 (T_i) として液相温度 (T_o) をもつて計算を行なつてもさしつかえないことを示した。また以下の計算を進めるに必要な諸元の各常数および記号を Table 1 に示す。

2.2.1 平板の凝固について

Fig. 1 に無限平板の伝熱の模式図を示す。ここで凝固殻 δ の厚みを通して単位面積, 単位時間当たりの熱量 Q_{op} は定常流の式より (1) 式が与えられる。

$$Q_{op} = \frac{K(T_i - T_o)}{\delta} = \frac{K \cdot \Delta T}{\delta} \dots\dots\dots (1)$$

δ の位置で凝固が $\Delta \delta$ だけさらに進むためには $A\rho \cdot \Delta \delta$ の潜熱が Δt の時間に ΔT の温度勾配を通じて排出されねばならないから, 準定常状態にあるとして (2-a) 式が近似的に成立する。

$$A\rho \cdot \Delta \delta = \frac{K \cdot \Delta T}{\delta} \cdot dt \dots\dots\dots (2-a)$$

Table 1. Symbols used and their values.

Symbols	Values
T_i ...Liquidus temperature	
T_s ...Solidus temperature	
T_i ...Temperature of solidification front	
T_o ...Surface temperature of solid shell	
δ ...Thickness of solid shell	
K ...Thermal conductivity of solid steel	25 kcal/m·hr
A ...Latent heat of molten steel	65 000 kcal/t
C ...Specific heat of solid steel	165 kcal/t
ρ ...Specific gravity of solid steel	7.5
t ...Elapsed time from the beginning of solidification	

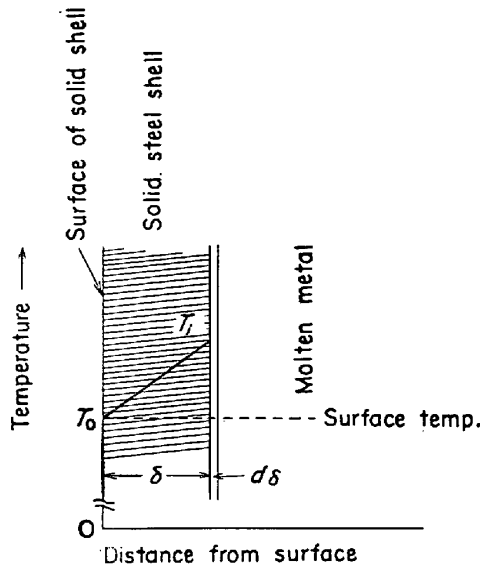


Fig. 1. Schematic representation of temperature distribution in the solid shell, when the solidification starts perpendicular to the surface of infinite wide plane (Enthalpy of steel is disregarded).

今平板の厚さを $2d_0$ とし、 $\delta = \alpha d_0$ とおくと(2-b)式となる。

$$\frac{d\alpha}{dt} = \frac{K \cdot \Delta T}{A\rho \cdot \alpha \cdot d_0^2} \dots\dots\dots (2-b)$$

溶鋼が注入された瞬間から凝固殻の生成が起こるとすれば(2-b)式から(3-a)式が求まり、これより凝固完了時間 t_{ep} は $\alpha=1$ とおき(3-b)式となる

$$t = \frac{1}{2} \cdot \frac{A\rho}{K \cdot \Delta T} (\alpha d_0)^2 \dots\dots\dots (3-a)$$

$$t_{ep} = \frac{1}{2} \cdot \frac{A\rho}{K \cdot \Delta T} (\alpha d_0)^2 \dots\dots\dots (3-b)$$

2.2.2 円柱の凝固について

Fig. 2 に円柱の凝固過程の模式図を示す。外周半径 r_0 の温度は T_0 で、凝固が δ だけ進んだ位置での内面温度は T_i で半径 r_i となり、 $\delta = r_0 - r_i$ が成り立つ。 δ の厚みを通して、円柱の軸方向単位長さ当たり、単位時間に流れる熱量 Q_{oc} は $r_0 \sim r_i$ 間の任意位置 r における定常流の式として次式が与えられる。

$$Q_{oc} = \frac{2\pi K \cdot \Delta T}{\ln r_0 - \ln r_i} \dots\dots\dots (4)$$

r_i の位置で凝固がさらに $\Delta\delta$ だけ Δt の間に進んだとすれば、準定常状態として考えれば近似的に(5)式が成立し、 $\delta = \alpha r_0$ とおくと(6)式が得られる。

$$A\rho \cdot 2\pi(r_0 - \delta) \cdot d\delta = \frac{2\pi K \cdot \Delta T}{\ln r_0 - \ln(r_0 - \delta)} \cdot dt \dots\dots\dots (5)$$

$$\frac{d\alpha}{dt} = \frac{K \cdot \Delta T}{A\rho \cdot r_0^2 \cdot (\alpha - 1) \cdot \ln(1 - \alpha)} \dots\dots\dots (6)$$

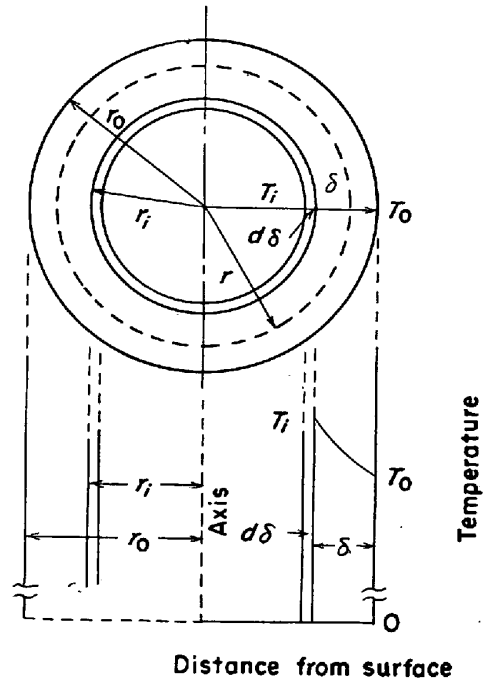


Fig. 2. Schematic representation of temperature distribution of solid shell at the solidification of infinite long cylinder (Enthalpy of steel at molten and solid state is disregarded).

今溶鋼が注入された瞬間から凝固殻の生成が起こるとすれば(6)式から(7)式が求まり、これより凝固完了時間 t_{ec} は $\alpha=1$ とおくと(8)式となる。

$$t = \frac{A\rho \cdot r_0^2}{K \cdot \Delta T} \left\{ \frac{1}{2} \alpha^2 - \frac{1}{6} \alpha^3 - \frac{1}{24} \alpha^4 - \frac{1}{60} \alpha^5 \dots \frac{\alpha^{n+1}}{(n-1) \cdot n \cdot (n+1)} \dots\dots\dots (7) \right.$$

$$t_{ec} = 0.25 \times \frac{A\rho \cdot r_0^2}{K \cdot \Delta T} = \frac{1}{4} \times \frac{A\rho \cdot r_0^2}{K \cdot T \Delta} \dots\dots\dots (8)$$

2.2.3 球の凝固について

球の凝固模式図として Fig. 2 の円柱のそれを用い凝固式を算出する。凝固殻 δ の厚みを通して球の総面積当たり、単位時間に流れる熱量 Q_{os} は外径 r_0 、内径 r_i 間の任意位置 r における定常流の式として次式が与えられている。

$$Q_{os} = \frac{4\pi K \cdot \Delta T \cdot r_0 \cdot r_i}{r_0 - r_i} \dots\dots\dots (9)$$

r_i の位置で凝固がさらに $\Delta\delta$ だけ Δt の間に進んだとすれば、準定常状態として考えれば近似的に(10)式が成立し、 $\delta = \alpha r_0$ とおくと(11)式が得られる。

$$A\rho(r_0 - \delta) \cdot \delta \cdot d\delta = K \cdot \Delta T \cdot r_0 \cdot dt \dots\dots\dots (10)$$

$$\frac{d\alpha}{dt} = \frac{K \cdot \Delta T}{A\rho \cdot r_0^2 \cdot \alpha(1 - \alpha)} \dots\dots\dots (11)$$

平板、円柱と同様に計算すると(11)式から次式が求ま

る.

$$t = \frac{A\rho \cdot r_0^2}{K \cdot \Delta T} \left(\frac{\alpha^2}{2} - \frac{\alpha^3}{3} \right) \dots\dots\dots (12)$$

$$t_{es} = \frac{1}{6} \cdot \frac{A\rho \cdot r_0^2}{K \cdot \Delta T} \dots\dots\dots (13)$$

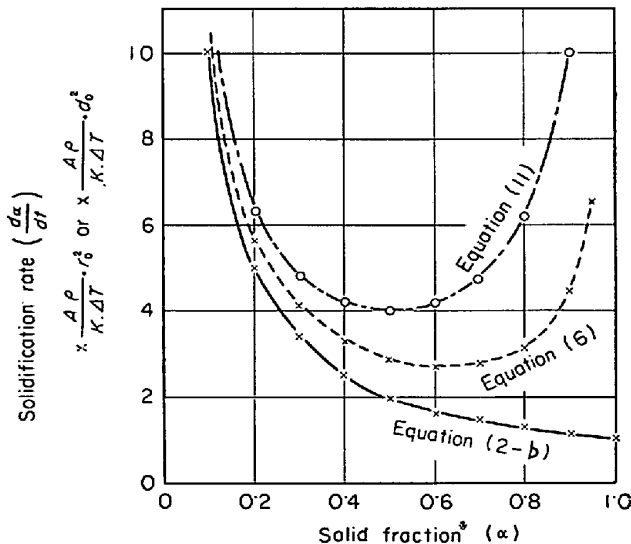
以上潜熱変化のみの状態における平板, 円柱および球について厚さまたは径と凝固完了時間との関係を求めてみた. $d_0=r_0$ とするとこれらの凝固完了に要する時間の比は(3-b), (8), (13)式から $t_{ep}:t_{ec}:t_{es}=1:\frac{1}{2}:\frac{1}{3}$ となる. この値は CHVORINOFF や WLODAWER による Modulus; $M=V/S$ より計算した場合の同一厚さまたは径の凝固完了時間を平板, 円柱, 球についてそれぞれ $t'_{ep}, t'_{ec}, t'_{es}$ とすれば, $t'_{ep}:t'_{ec}:t'_{es}=(S \cdot 2d/2S)^2:(\pi r_0^2/2\pi r_0)^2: \{(4/3 \cdot \pi r_0^3/4\pi r_0^2)\}^2=1:1/4:1/9$ となるので, 両者の間にはかなりの差異を生じる.

したがって凝固計算の場合, とくに鋳物に採用されている Modulus と凝固時間 t_e との関係を, 単純に $t_e \propto (V/S)^2$ をもって表わすことにはかなりの疑問があると考えられる.

次に厚さまたは径が同一の場合の平板, 円柱, 球の各凝固位置における凝固速度を(2-b), (6), (11)式から求めた結果を取りまとめて Fig. 3 に示す.

2.3 実際の鋼の鋳塊の凝固式の誘導

一般に鋼塊または鋳鋼が凝固するときには, 前述のごとき理想条件と異なり, 凝固の潜熱のほかに, 溶鋼の過



※ Solid fraction means the ratio of the thickness of solid shell (δ) to the half thickness of plate (d_0) or the radius of cylinder and sphere (r_0) $\alpha = \delta/d_0$ or δ/r_0

Fig. 3. Comparison of solidification rate of plate, cylinder and sphere in relation to solid fraction.

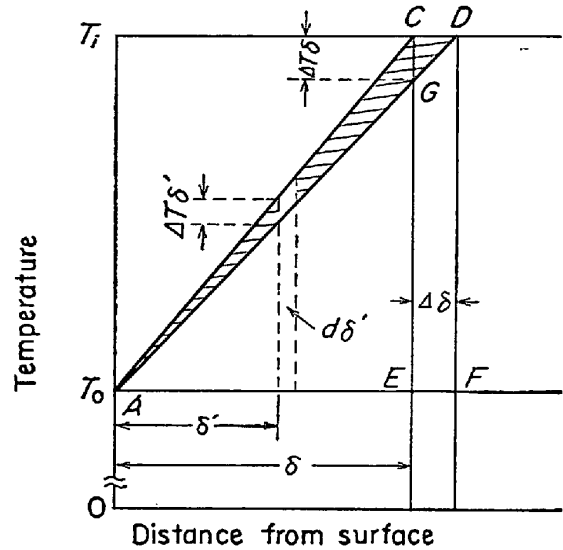


Fig. 4. Schematic representation of change of temperature distribution in solid shell at the solidification of plate, when the solidification proceeds from δ to $\delta + \Delta\delta$. In this case the linear temperature gradient in the solid shell is postulated.

熱分に相当する含熱量および凝固殻の温度低下分に相当する含熱量が殻外に放出される必要がある. これらの熱量は鋳塊の形状によりかなり異なった伝熱形態で流出することが考えられるので, 以下平板, 円柱および球について熱流の形態と凝固に要する時間を考察してみる. なお計算にあたっては前節と同様溶鋼の過熱は無視し, 鋳型の材料が決まれば鋳塊の形状を問わず凝固殻の表面温度 T_0 および凝固先端の温度 T_i は凝固中常に一定で凝固が完了するものとする.

2.3.1 無限平板の凝固式の算出について

Fig. 4 に平面凝固の状態を模式的に示すが, 時間 t において δ の厚さの凝固殻が生成され, さらに Δt の時間後に $\Delta\delta$ だけ凝固が進行すると次の関係が成立する.

δ の位置では微小幅 $\Delta\delta$ の凝固量に相当する潜熱量 $\Delta Q_1 = A\rho \cdot \Delta\delta$ がすでに生成した殻 δ を通じて平板の単位面積当たり放出されねばならない. 一方図の斜線で示された三角形 A, C, D に囲まれた部分の含熱量 ΔQ_2 も殻外に放出される必要がある. ただし含熱量の変化を計算する場合 AC, AD 線は直線と仮定する. このように単純化すると, 凝固殻内の任意位置 δ' における温度降下 $\Delta T_{\delta'}$ と δ の位置における温度降下 ΔT_{δ} の間には $\frac{\Delta T - \Delta T_{\delta}}{\delta} = \frac{\Delta T_{\delta}}{\Delta\delta}$ が成立するので, $\Delta\delta, \Delta T_{\delta}$ が微少であれば $\Delta T_{\delta} = \frac{\Delta T \cdot \Delta\delta}{\delta}$ となり, $\Delta T_{\delta'} = \frac{\Delta T \cdot \Delta\delta}{\delta} \times \frac{\delta'}{\delta} = \frac{\Delta T \cdot \delta' \cdot \Delta\delta}{\delta^2}$ を得る.

したがって δ' 位置で $d\delta'$ の含熱量変化は $C_p \frac{\Delta T \cdot \Delta \delta}{\delta^2} \cdot \delta' \cdot d\delta'$ となるので $\Delta Q_2 = \int_0^\delta C_p \cdot \frac{\Delta T \cdot \Delta \delta}{\delta^2} \cdot \delta' \cdot d\delta'$ となる。

この含熱量の変化分は各位置において殻外に放出される拡散距離を異にするため、それぞれの位置で発生する含熱量の変化分を δ の位置より流出するものとして比重づけを行ない、この総和を換算熱量 ΔQ_w として表わすことにより熱流の式を組み立てる。一般に平面の熱伝導は温度勾配に比例し、拡散距離に反比例するが、ここでは温度勾配は一定と仮定しているため、換算熱量の算出にあたっては拡散距離の項のみに着目すればよい。したがって δ' の位置における熱量が δ より流出したものとした場合の換算係数は δ'/δ と考えてよいので、 ΔQ_2 の含熱量の変化に相当する熱量がすべて δ の位置より流出したと考えた場合の熱量 ΔQ_w は次式で示される。

$$\Delta Q_w = \int_0^\delta \frac{\delta'}{\delta} \times \frac{C_p \cdot \Delta T \cdot \Delta \delta}{\delta^2} \cdot \delta' d\delta' = \frac{C_p \cdot \Delta T \cdot \Delta \delta}{3} \dots \dots \dots (14)$$

以上のように考えると固液界面を熱源とする平板の準定常状態の熱流式として、単位面積当たりの総放熱量 ΔQ_s は Δt , $\Delta \delta$ を無限小にとれば(15)式となる。

$$\Delta Q_s = \Delta Q_1 + \Delta Q_w = \left(A\rho + \frac{C_p \cdot \Delta T}{3} \right) d\delta = \frac{K \cdot \Delta T}{\delta} dt \dots \dots \dots (15)$$

今平板鋳塊の厚さを $2d_0$ とし、 $\delta = \alpha d_0$ とおけば(16)式、また t を求めると(17)式、凝固完了の時間 t_{ep} は $\alpha = 1$ より(18)式となる。

$$\frac{dt}{d\alpha} = \left(\frac{A\rho}{K \cdot \Delta T} + \frac{1}{3} \cdot \frac{C_p}{K} \right) \alpha d_0^2 \dots \dots \dots (16)$$

$$t = \left(\frac{1}{2} \cdot \frac{A\rho}{K \cdot \Delta T} + \frac{1}{6} \cdot \frac{C_p}{K} \right) (\alpha d_0)^2 \dots \dots \dots (17)$$

$$t_{ep} = \left(\frac{1}{2} \cdot \frac{A\rho}{K \cdot \Delta T} + \frac{1}{6} \cdot \frac{C_p}{K} \right) d_0^2 \dots \dots \dots (18)$$

2.3.2 無限円柱の凝固式の算出について

Fig. 2 の円柱凝固の模式図を利用し、 r_0 より r_i まで凝固が進んだ時点を考え、 r_i が r_0 に比較してあまり小さくないときは凝固潜熱の項が熱流の大勢を占めているので、 r_i と r_0 間の熱流は準定常状態にあると考えてもよい。したがって r における温度 T は円管の定常流の場合の温度分布式として次のごとく表わされる。

$$T = \frac{(T_0 - T_i) \ln r + T_i \ln r_0 - T_0 \ln r_i}{\ln r_0 - \ln r_i} \dots \dots \dots (19)$$

今 T_0 を露レベルにとり、そのときの r から r_0 の位置における温度差を θ で表わすと $\theta = T - T_0$ となり、

$T = T_i$ において $\theta = T_i - T_0 = \Delta T$ となるから(19)式は次式となる。

$$\theta = \frac{\Delta T \cdot \ln(r_0/r)}{\ln(r_0/r_i)} \dots \dots \dots (20)$$

凝固殻が微小幅 $\Delta \delta$ だけさらに進んだときの殻表面から δ' の位置における温度降下は次のようにして求まる。 $\delta' = r_0 - r$ とすると、(20)式は(21)式となる。ただし $\theta_{(\delta)}$ は凝固殻の厚さが δ のときの温度を示す。

$$\theta_{(\delta)} = \frac{\Delta T \cdot \ln\{r_0/(r_0 - \delta')\}}{\ln\{r_0/(r_0 - \delta)\}} \dots \dots \dots (21)$$

さらに凝固殻が $\delta + \Delta \delta$ だけ進んだときの温度分布 $\theta_{(\delta + \Delta \delta)}$ は(22)式となり、凝固殻の任意位置 δ' における温度降下 $\Delta \theta$ は $\Delta \delta$ を無限小にとれば(23)式で表わせる。

$$\theta_{(\delta + \Delta \delta)} = \frac{\Delta T \cdot \ln\{r_0/(r_0 - \delta')\}}{\ln\{r_0/(r_0 - \delta - \Delta \delta)\}} \dots \dots \dots (22)$$

$$\Delta \theta = \theta_{(\delta + \Delta \delta)} - \theta_{(\delta)} = \frac{\Delta T \cdot \{ \Delta \delta / (r_0 - \delta) \} \cdot \ln\{r_0/(r_0 - \delta')\}}{[\ln\{r_0/(r_0 - \delta)\}]^2} \dots \dots \dots (23)$$

したがって凝固殻が δ から $\Delta \delta$ だけ進んだ時点での δ' の位置における $d\delta'$ 部分の含熱量の変化分は

$$C_p \cdot 2\pi \cdot (r_0 - \delta') \cdot d\delta' \times \frac{\Delta T \cdot \{ \Delta \delta / (r_0 - \delta) \} \cdot \ln\{r_0/(r_0 - \delta')\}}{[\ln\{r_0/(r_0 - \delta)\}]^2}$$

となり、 r_0 より r_i まで加算したときの総和 $\Delta Q_2'$ は(24)式で表わされる。

$$\Delta Q_2' = \frac{2\pi \cdot C_p \cdot \Delta T \cdot \Delta \delta}{(r_0 - \delta) [\ln\{r_0/(r_0 - \delta)\}]^2} \times \int_0^\delta [\ln\{r_0/(r_0 - \delta')\}] \cdot (r_0 - \delta') d\delta' \dots \dots \dots (24)$$

平板の場合と同様に δ' の位置における熱量が r_i の位置より流出するものとして比重づけを行なった場合の換算熱量の総和 $\Delta Q_w'$ は、円管の熱流式より熱流の抵抗は $\ln(r_0/r)$ すなわち $\ln\{r_0/(r_0 - \delta')\}$ に比例するので(25)式が成立する。

$$\Delta Q_w' = \frac{2\pi \cdot C_p \cdot \Delta T \cdot \Delta \delta}{(r_0 - \delta) \cdot [\ln\{r_0/(r_0 - \delta)\}]^2} \times \int_0^\delta [\ln\{r_0/(r_0 - \delta')\}]^2 \cdot (r_0 - \delta') \cdot d\delta' \dots \dots \dots (25)$$

Δt 時間内に凝固殻が $\Delta \delta$ だけ進むためには $\Delta Q_w'$ とともに $2\pi r_i \cdot A\rho \cdot \Delta \delta$ の凝固潜熱が r_i の位置より流出する必要がある、これらの熱量 $\Delta Q_s'$ が r_i と r_0 間で準定常状態として流出するとすれば次式が成立する。

$$\Delta Q_s' = 2\pi \cdot (r_0 - \delta) \cdot A\rho \cdot \Delta \delta + \frac{2\pi \cdot C_p \cdot \Delta T \cdot \Delta \delta}{(r_0 - \delta) \cdot [\ln\{r_0/(r_0 - \delta)\}]^2} \int_0^\delta [\ln\{r_0/(r_0 - \delta')\}]^2 \cdot (r_0 - \delta') d\delta' = \frac{2\pi \cdot K \cdot \Delta T}{\ln\{r_0/(r_0 - \delta)\}} \cdot \Delta t \dots \dots \dots (26)$$

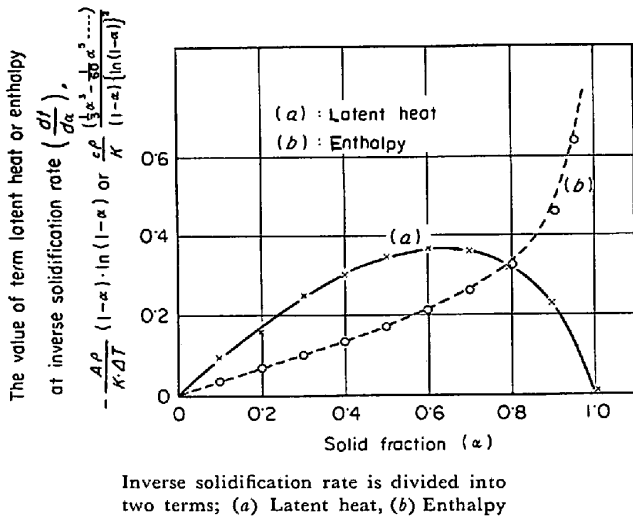


Fig. 5. The relation showing the influence of latent heat and enthalpy to the solid fraction and the inverse solidification of rate $(dt/d\alpha)$ at the solidification of cylinder cast in chilled mould.

ここで $\delta = \alpha r_0$ とおけば (26) 式は (27) 式となる。

$$\frac{dt}{d\alpha} = r_0^2 \left[-\frac{A\rho}{K\Delta T} (1-\alpha) \cdot \ln(1-\alpha) + \frac{C\rho}{K(1-\alpha) \{ \ln(1-\alpha) \}^2} \left(\frac{1}{3}\alpha^3 - \frac{1}{60}\alpha^5 - \frac{1}{72}\alpha^6 - \frac{1}{1260}\alpha^7 \dots \right) \right] \dots \dots \dots (27)$$

上式を潜熱の項 a および含熱量の項 b に分けて Fig. 5 に示す。曲線 b は 0.5α までにはほぼ直線に近いが、それを越すと次第に上昇の割合を増し、1 に近づくと急激に増大する。これは円管の定常流の場合 $\alpha = r_i/r_0$ において管内の温度勾配は $\alpha = 0.5$ までほぼ直線に近く、凝固の実態を表わしているが、それ以下になると急激に温度勾配が増して実態の凝固時の温度勾配より大きく偏倚するためと考えられる。一方平均 175 mm 4 角の砂型と金型の円柱鋼塊について凝固過程の温度勾配を測定した W. S. PELLINI²⁶⁾の結果、また SCHWARTZ¹⁶⁾、SCHNIEWIND¹⁷⁾の計算結果などからも凝固中は温度勾配がほぼ直線であることがわかる。したがって円管の定常流の式を凝固の後半まで適用するのは妥当でないと考えられ、別の観点より検討してみる。

円柱状鋼塊の凝固過程における凝固殻内の温度勾配を Fig. 6 のごとく直線と考えて、 δ の位置で Δt の時間後に $\Delta\delta$ だけ凝固が進んだとすると、 $\Delta\delta$ の殻生成により発生する潜熱は円柱の単位長さ当たり $2\pi \cdot (r_0 - \delta) \Delta\delta \cdot A\rho$ となる。このときの含熱量変化は次のごとくなる。Fig. 6 の AC, AD は直線であるから凝固殻 δ が Δt 時間に $\Delta\delta$ だけ進んだときの位置における温度降下は

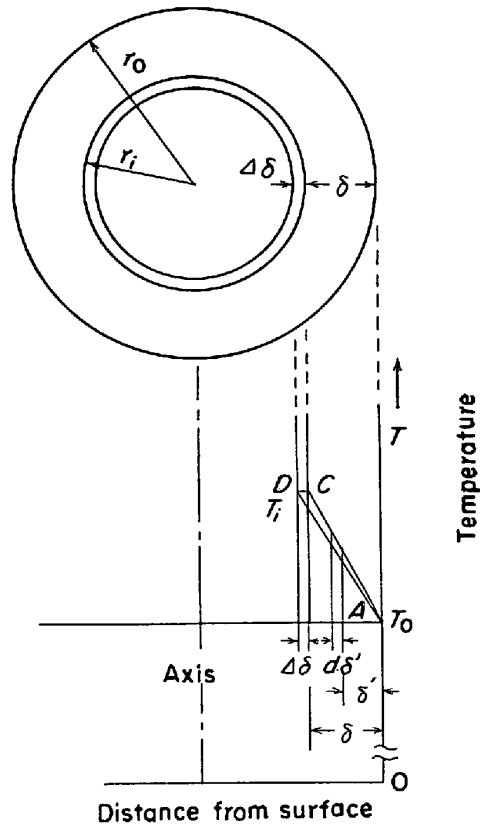


Fig. 6. Schematic representation of temperature distribution in solid shell at the solidification of cylinder, where the temperature gradient is postulated to be linear and the solidification proceeds from δ to $\delta + \Delta\delta$.

$\Delta T \cdot \Delta\delta / \delta^2$ となり、 δ 内の任意位置 δ' における温度低下は $\Delta T \cdot \Delta\delta / \delta \times \delta' / \delta$ である。これより凝固が $\Delta\delta$ だけ進んだときの凝固殻の含熱量変化 $\Delta Q'_3$ は次のごとくなる。

$$\Delta Q'_3 = \int_0^{\Delta\delta} 2\pi(r_0 - \delta') \times \frac{C\rho \cdot \Delta T \cdot \Delta\delta \cdot \delta'}{\delta^2} \cdot d\delta' = 2\pi \cdot C\rho \cdot \Delta T \cdot \Delta\delta \left(\frac{r_0}{2} - \frac{\delta}{3} \right) \dots \dots \dots (28)$$

したがって前述の潜熱と (28) 式の含熱量変化が当然鋼塊表面 A 点より殻外に流出しなければならないので、近似的に次の関係式が成立する。

$$2\pi(r_0 - \delta) \cdot A\rho \cdot \Delta\delta + 2\pi \cdot C\rho \cdot \Delta T \cdot \left(\frac{r_0}{2} - \frac{\delta}{3} \right) \cdot \Delta\delta = 2\pi r_0 \cdot \frac{K \cdot \Delta T}{\delta} \cdot \Delta t \dots \dots \dots (29)$$

今 $\delta = \alpha r_0$ とおけば (30) 式となり、凝固殻 δ が生成するまでの時間 t は (31) 式、また凝固が完了するまでの時間 t_{ec} は $\alpha = 1$ ことおけば (32) 式となる。

$$\frac{dt}{d\alpha} = \frac{r_0^2}{K \cdot \Delta t} \left\{ C\rho \cdot \Delta T \left(\frac{\alpha}{2} - \frac{\alpha^2}{3} \right) + \alpha(1-\alpha) \cdot A\rho \right\} \dots \dots \dots (30)$$

$$t = \frac{r_0^2}{K \cdot \Delta T} \left\{ C\rho \cdot \Delta T \left(\frac{\alpha^2}{4} - \frac{\alpha^3}{9} \right) + \left(\frac{\alpha^2}{2} - \frac{\alpha^3}{3} \right) \cdot A\rho \right\} \dots\dots\dots (31)$$

$$t_{ec} = \frac{r_0^2}{K \cdot \Delta T} \left(\frac{5}{36} \times C\rho \cdot \Delta T + \frac{1}{6} \times A\rho \right) \dots\dots\dots (32)$$

2.3.3 球の凝固式の誘導

球の凝固に関する文献はきわめて少なく、種々の鋳型材の冷却能を測定することを主眼に測温法により 150 mm直径の球の中心部の冷却を測定した C. LOCKE ら²⁷⁾の結果がある程度で、凝固過程における凝固殻内の温度勾配を測定した結果は与えられていない。したがってここでは球の凝固においても凝固殻内の温度勾配が直線であると仮定して、円柱の場合と同様な考え方で試算を行なつてみる。なお球の凝固過程における模式図として Fig. 6 の円柱の図を使用する。

円柱の場合と同様に、温度勾配の直線性から含熱量変化の総和 $\Delta Q_1''$ を求めると次のこととなる。

$$\begin{aligned} \Delta Q_1'' &= \frac{4\pi \cdot C\rho \cdot \Delta T \cdot \Delta\delta}{\delta^2} \int_0^\delta (r_0 - \delta')^2 \cdot \delta' \cdot d\delta' \\ &= 4\pi \cdot C\rho \cdot \Delta T \cdot \Delta\delta \left(\frac{1}{2} r_0^2 - \frac{2}{3} r_0\delta + \frac{1}{4} \delta^2 \right) \dots\dots (33) \end{aligned}$$

また潜熱の放出分は $4\pi(r_0 - \delta)^2 \cdot A\rho \cdot \Delta\delta$ であるから近似的に次の関係式が成立する。

$$\begin{aligned} 4\pi(r_0 - \delta)^2 \cdot A\rho \cdot \Delta\delta + 4\pi \cdot C\rho \cdot \Delta T \cdot \left(\frac{1}{2} r_0^2 - \frac{2}{3} r_0\delta + \frac{1}{4} \delta^2 \right) \cdot \Delta\delta &= 4\pi r_0^2 \frac{K \cdot \Delta T}{\delta} \Delta t \\ \dots\dots\dots (34) \end{aligned}$$

今 $\delta = \alpha r_0$ とおけば(35)式となり、凝固殻 δ が生成するまでの時間 t は(36)式、また凝固が完了するまでの時間 t_{es} は $\alpha = 1$ とおけば(37)式となる。

$$\frac{dt}{d\alpha} = \frac{r_0^2}{K \cdot \Delta T} \left\{ A\rho(\alpha - 2\alpha^2 + \alpha^3) + C\rho \cdot \Delta T \cdot \left(\frac{1}{2} \alpha - \frac{2}{3} \alpha^2 + \frac{1}{4} \alpha^3 \right) \right\} \dots\dots\dots (35)$$

$$\begin{aligned} t &= r_0^2 \left\{ \frac{A\rho}{K \cdot \Delta T} \alpha^2 \left(\frac{1}{2} - \frac{2}{3} \alpha + \frac{1}{4} \alpha^2 \right) + \frac{C\rho}{K} \alpha^2 \left(\frac{1}{4} - \frac{2}{9} \alpha + \frac{1}{16} \alpha^2 \right) \right\} \dots\dots\dots (36) \end{aligned}$$

$$t_{es} = r_0^2 \left(\frac{1}{12} \times \frac{A\rho}{K \cdot \Delta T} + \frac{13}{144} \times \frac{C\rho}{K} \right) \dots\dots\dots (37)$$

以上凝固潜熱および含熱量変化を考慮した場合の平板、円柱および球の凝固式の誘導を行なつたので、以下これら各式を金型凝固を対象にして比較検討してみる。Table 1 に併記した鋼の凝固点付近の数値を平板、円柱、球それぞれの式に代入すると(38)~(41)式を得る。ここで $\Delta T = 500^\circ\text{C}$ とおいたが、これについては後述する。

平板の式: $\frac{dt}{d\alpha} = 55.5 \alpha d_0^2 \dots\dots\dots (38)$

円柱の式: $\frac{dt}{d\alpha} = r_0^2 \left\{ -39(1-\alpha) \ln(1-\alpha) + 16.5 \alpha^3 \left(1 - \frac{1}{20} \alpha^2 - \frac{1}{24} \alpha^3 - \frac{1}{430} \alpha^4 \right) \right\} \dots\dots\dots (39)$

$$\frac{dt}{d\alpha} = r_0^2 \left\{ 39\alpha(1-\alpha) + 49.5 \left(\frac{\alpha}{2} - \frac{\alpha^2}{3} \right) \right\} \dots\dots\dots (40)$$

球の式: $\frac{dt}{d\alpha} = r_0^2 \left\{ 39(\alpha - 2\alpha^2 + \alpha^3) + 49.5 \left(\frac{1}{2} \alpha - \frac{2}{3} \alpha^2 + \frac{1}{4} \alpha^3 \right) \right\} \dots\dots\dots (41)$

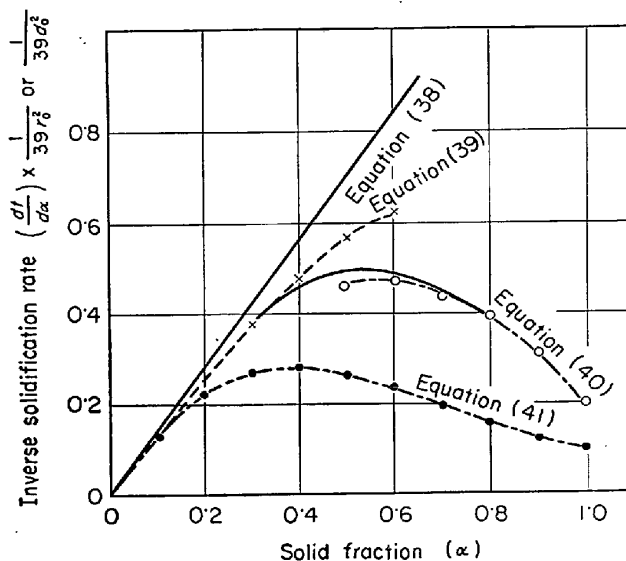


Fig. 7. Relation between solid fraction and inverse solidification rate at the solidification of plate, cylinder and sphere cast in chilled mould.

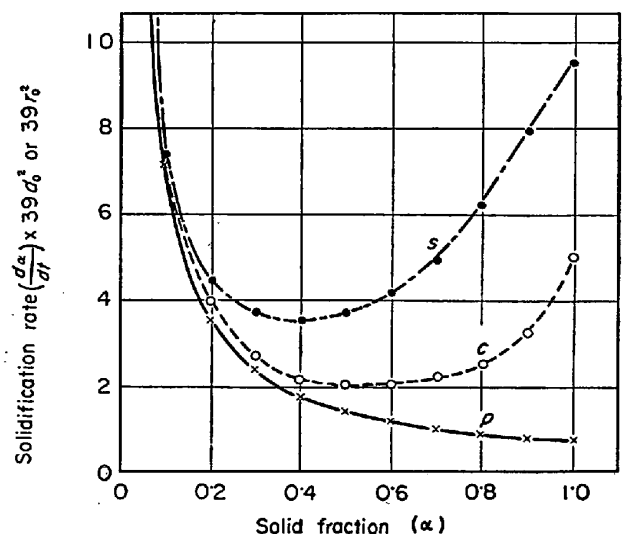


Fig. 8. Relation between solid fraction and solidification rate at the solidification of plate (P), cylinder (C) and sphere (S) cast in chilled mould.

Table 2. The results of temperature measurement of mould and ingot.

Researcher	Steel grade	Ingot Weight	Temperature (°C)		Ref.
			Inner wall of mould	Ingot surface	
C. SCHWARTZ	Medium carbon steel	5 t	800~900	1 000~1 100	(16)
I. M. MACKENZIE, et al.	"	3 t	3 mm from inner wall 700	—	(28)
V. N. SELIVANOV	Rimmed steel	21 t			(29)
G. L. Nosov, et al.	0.64% carbon steel	7 t	700	900~1 000	(30)
ŌKUBO, et al.	Low carbon steel	6 t	800	At the beginning of freezing; 1 260 After 15 min; 1 020	(31)

これらの各式から α と $dt/d\alpha$ との関係を計算し, Fig. 7 に示す. なお前述のように (39) 式は凝固の前半においてまた (40) 式は凝固の後半においてそれぞれ正確な凝固式を与えると考えられるので, 約 0.4α までは前者, 約 0.7α 以上では後者を用い, $0.4\sim 0.7\alpha$ 間では両曲線を折中すると図中の実線となる. また α と da/dt の関係を Fig. 8 に示す. 図中 P は平板, C は円柱の折中曲線, S は球について示したものである. 凝固速度は球において最も早く最低値に達し, かつ凝固後期の上昇が著しい. それに反し平板の場合は, 凝固の進向とともに凝固速度は遅滞する.

2.4 金型内の鋼塊凝固について

2.4.1 金型凝固時の鋼塊と鑄型の温度分布について

金型鋼塊の凝固過程における鑄型の温度分布および鋼塊内面の温度についてはかなり多数の文献があり, それらを取りまとめて Table 2 に示す. これらから鑄型内面と鋼塊表面の温度としてそれぞれおおよそ $1\ 000^{\circ}\text{C}$, 800°C と推定できる. また鋼塊底部の角隅部付近の温度として, 大久保ら³¹⁾は二重定盤の上定盤についての測温結果より鑄込後約 30 min で約 400°C , 1 hr 後で約 450°C とし, 鑄型中央部の温度に比較してかなり低いこと

Table 3. Ingot size of 35t ingot.

Mean diameter	1 442 mm
Height	2 196 mm
Taper	8 %

を示している. 筆者らも Table 3 に示す形状の 35 t 鋼塊用鑄型を使用して, この鑄型の高さの中央部に, Fig. 9 に示すような測温用の 20 mm 径の孔を作り, これに鑄型と鋼塊表面の温度測定用プラグを挿入し, $0.4\% \text{C}$ 鋼を対象にして測温実験を行なった. プラグには鑄型と同材質の銑鉄鑄物を使用し, またプラグと鑄型の接触面には油練りの黒鉛粉末を使用した. 鋼塊表面の温度測定用プラグは鋼塊表面に常に密着させるため, ねじ込みをたえず行ないつつ連続測温した. また鑄型定盤の中央湯溜り部についても同様に定盤の測温を行なった. これらの測温結果を Fig. 10 に示す. なお鋼塊表面の温度については当実験のごとく接触法による場合やや低値を示すことが一般に知られているので, 補正の意味で光高温計によりプラグ孔から観測した結果も併記した. これより凝固中の鋼塊表面温度は凝固が完了すると考えられる約 6 hr までは, おおよそ一定温度に保たれると考えてもよい. プラグによる熱損失, 接触抵抗などに起因する指示温度の低下を実験的に求めると $+40^{\circ}\text{C}$ 補正する必要があり, これを行なうと光高温計による鋼塊表面温度に近づき, 凝固過程における鋼塊表面温度は平均約 $1\ 000^{\circ}\text{C}$ と考えられる. したがって鋼塊内部の凝固温度 ($T_i = T_l$) は $0.4\% \text{C}$ として $1\ 500^{\circ}\text{C}$ 程度であるから, ΔT は約 500°C と考えられる.

2.4.2 大型鍛造用多角形鋼塊の縦凝固の実測結果と計算結果の対比

鋼塊や鑄鋼の凝固測定法には前述のように排出法, トレーサー法, 測温法, パーテスト法など種々の方法があ

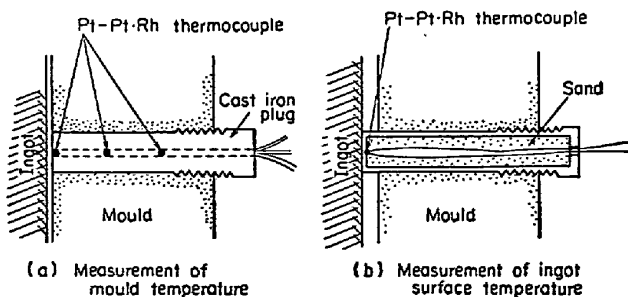


Fig. 9. The method of setting of thermocouples for the measurement of temperature change during the solidification of 35 t steel ingot in the mould and at the surface of ingot.

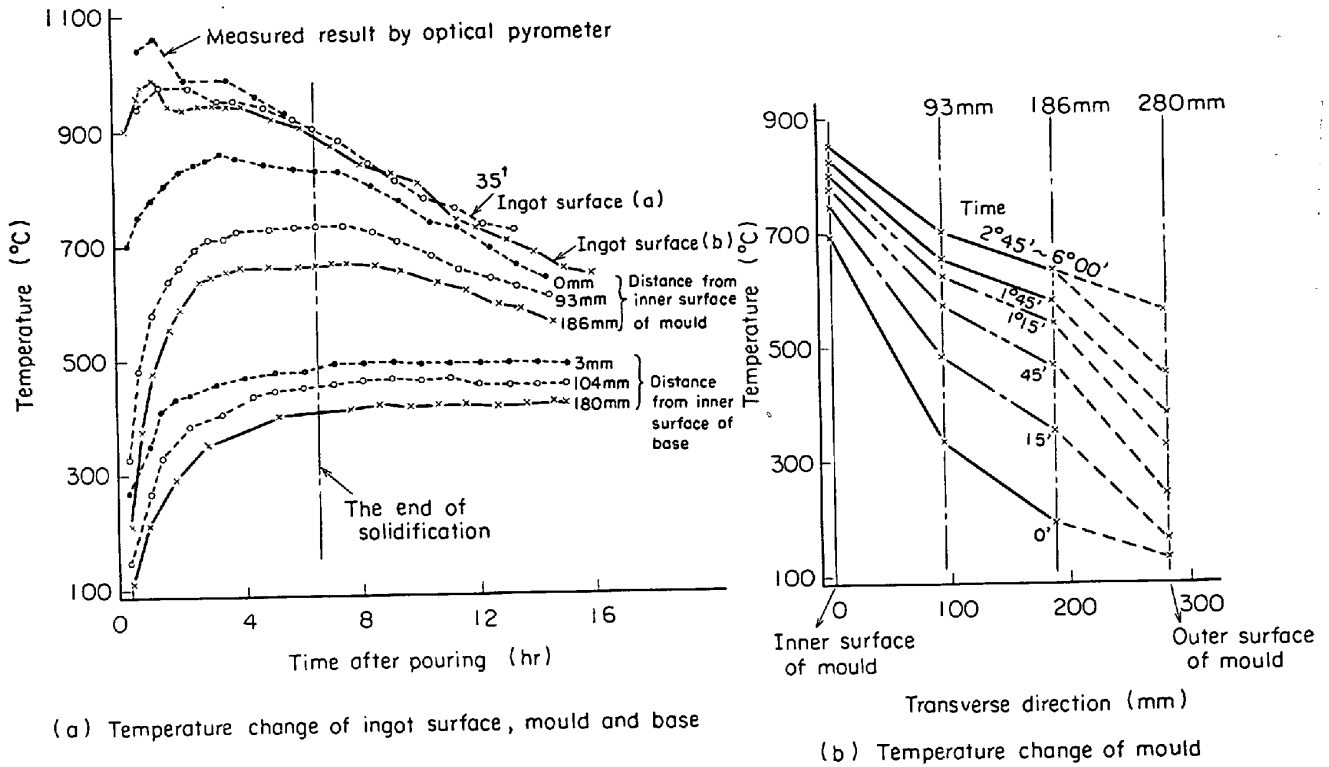


Fig. 10. Temperature change of ingot surface, mould and base during solidification of 35 t steel ingot.

るが、大型鋳塊の凝固測定を対象にすれば実験頻度、経済性、簡便さなどを総合判断するとバーテスト法が最も利用しやすく、また他の方法によつても多少の測定誤差は免がれないので、本実験では上記方法を用いた。バーテスト法は棒鋼を鋳塊の凝固時溶鋼中に迅速に挿入し、その先端が固相に突き当たる位置を測定することにより凝固の進行状況を知ることになるが、凝固過程において凝固遷移層の存在を否定できないので、凝固遷移層の固相率がどの程度になると固相の性質を有するようになるかを知らねばならない。しかしこの点については全く不明であるが、すでに発表¹⁾した凝固遷移層の解析において、50%固相の位置が平均凝固殻の厚さと一致することを述べた。もし凝固遷移層の固相率が50%程度になるとかなり強固となり、バーの押しつけに対し十分抵抗できるものとすれば、バーテスト法は一応平均的凝固厚さを測定したものと考えてもよい。

以下多角形(丸形)鋼塊のバーテスト法による凝固測定値と計算値の対比について述べる。ここで測定の対象としては、種々の鍛造用多角形鋼塊について鋼塊軸心の鉛直方向の凝固を実測することにより横方向の凝固状態を知る方法をとつた。なお大型鍛造用鋼塊では内部、特に軸心部の健全性を確保するために高径比(鋼塊高さ/鋼塊直径)を小さくし、かつテーパを十分つけた形状のものが多いので、これらの縦凝固の実測結果から横凝固を

読みとるには種々の問題がある。たとえば鋼塊の高径比が小さいため定盤による底部からの熱影響や、鋼塊頭部の保温または加熱の影響を敏感に受け、横方向の凝固状態が変化することである。以下これらのことを念頭において縦凝固の結果を検討する。

バーテスト法による鋼塊の縦凝固の実測には造塊後所定の時間間隔で、鋼塊中心部からはずれることのないように、Fig. 11に示したガイドを通して15 mm径の研摩した棒鋼を突つ込む。この際バーの先端が固相に達すると約1 kg程度の力で軽く押しえたが、この程度の力ではバーは曲がることはない。なおバーを突つ込むときには押湯部の保温用鋼滓の巻き込みを防ぐために、押湯面に窒素ガスを吹きつけ、清浄な面を露出させて行なつた。これらの実測結果の一例として、鋳型の測温を行な

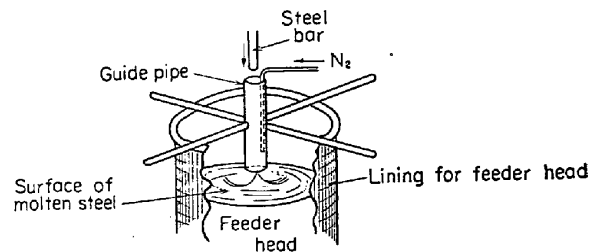


Fig. 11. The method of setting guide pipe for measurement of depth of vertical solidification by bar test method.

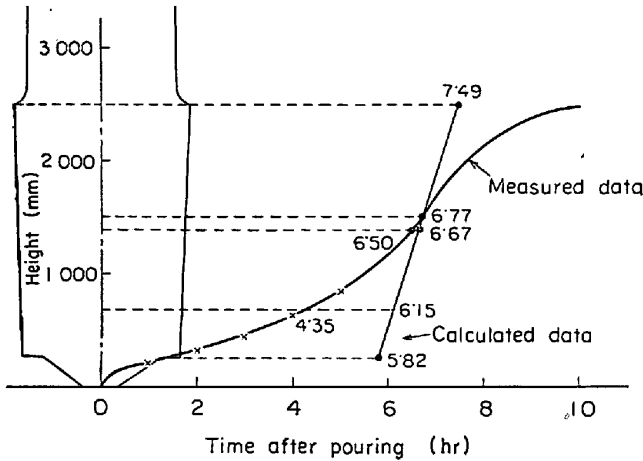


Fig. 12. Comparison of the result of bar test with calculated vertical solidification value in 35 t forging ingot.

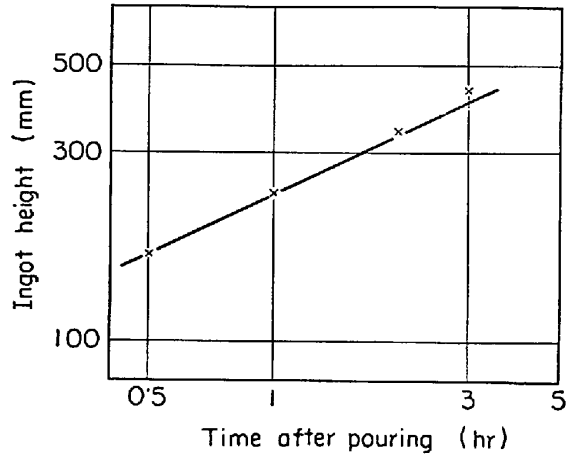


Fig. 13. Relation between the time after pouring and the height of solid shell in ingot bottom at initial stage of solidification.

つた 35 t 鋼塊の縦凝固曲線と、(32)式から求めた鋼塊各位置の径に対応する金型円柱の凝固時間を Fig. 12 に示した。このようにして測定した種々の縦凝固曲線から、縦凝固の大きな特徴として、i) 凝固初期において定盤への放熱により縦方向の凝固が急速に起こる部分、ii) (次第に縦凝固が遅くなる部分、iii) 鋼塊下半部の半球的な性質により次第に縦凝固が早まるが、一方円柱の凝固様式が重なってくる部分、iv) 鋼塊底部の冷却の影響がほとんど消滅し、円柱の凝固の性格が優先するとともに鋼塊のテーパの影響が加味されて近似的に直線部を形成する部分、v) 凝固後期において押湯の影響により再び凝固速度が減少する部分に分けられる。これらの状況について Fig. 12 をもとにして 2, 3 検討を行なつてみる。

まず鋼塊底部の縦凝固のごく初期においては、一応底部平面からの縦凝固とみなされ、凝固初期においてかなり急速に進むがやがて低下してくる。鋼塊底部における縦凝固の多くの実測値から時間 \sqrt{t} と凝固高さ h_b の関係を求め、Fig. 13 に示す。これより凝固時間約 1 hr までは \sqrt{t} と h_b の間にはほぼ直線関係が存在するが、この時間より次第に h_b のほうに偏倚し始める。このことは底部凝固において、凝固時間約 1 hr 以上になると次第に下半部の擬似半球の形状効果を受けるものと考えられる。Fig. 13 の \sqrt{t} と h_b の直線部から、鋼塊底部の凝固初期の縦凝固としては次式が得られる。

$$t = 18.4 h_b^2 \dots\dots\dots (42)$$

この式と平板の凝固式(17)から ΔT を逆算すると約 960 °C が得られ、 T_i を既述のごとく 1500 °C とすると鋼塊底部の表面温度は 1500 - 960 = 540 °C となり、Fig. 12 の定盤の実測結果にほぼ近い値といえる。以上のように、

縦凝固時の底部実測値と計算値の結果から次のことがいえる。底部湯溜り部が特殊な形状でなければ、少なくとも凝固初期は近似的に平板凝固と考えてよい。またその凝固速度は側面の鑄型冷却と異なり、定盤と鋼塊の接触度合がよいこと、さらに定盤は鑄型に比較し一般にかなり厚手で、放熱面当たりの重量を大きくとつてあることも影響して Fig. 12 のごとく鑄型壁に比べて急激な冷却を受けることは明らかである。この初期凝固は鋼塊底部を平板とみなして ΔT が約 1000 °C のもとの凝固が進むものと考えてよいが、鋼塊の下半部の形状とか寸法にもよるが比較的早期に下部の半球の影響により平板凝固から球の凝固に近づく。しかしその反面、上半部の円柱部の熱影響も受けるので、球と円柱の中間的な凝固形態をとると考えられる。今鋼塊底部から 690 mm の高さを下部の擬似半球のほぼ中心と考え、この位置における縦凝固の時間を Fig. 12 と(32)式から求めるとそれぞれ 4.35hr, 6.15hr となる。一方下部半球は側壁で約 500 °C、底部で約 960 °C の温度差があるとし、両者の平均 $\Delta T = 500 + 960 / 2 = 760$ °C を下部半球の表面温度差と仮定すれば、(37)式より(43)式を得る。

$$t_{es} = 6.7 r_s^2 \dots\dots\dots (43)$$

これより $r_s = 0.69m$ として下半球の凝固時間を求めると $t_{es} = 3.23hr$ となり、パーテスト法による実測値 4.35 hr よりはるかに短時間で凝固することになる。このことは上部の円柱部の熱影響により凝固が遅滞することを示していると考えられる。しかし円柱としての凝固時間 6.15hr に比べると急速に凝固が進むといえる。この鋼塊下半部の凝固終了後は底部冷却の影響が薄れ、鋼塊凝固において円柱の凝固形態が主体となってくる。しかし円柱部はテーパの影響が加わるとともに、鍛造用鋼塊で

は高径比があまり大きくないので、頭部押湯の熱影響もあり、単純な円柱の凝固様式と異なってくる。すなわち前述のごとく $\Delta T = 500^\circ\text{C}$ とし、円柱の凝固式(32)に代入すると(44)式を得る。

$$t_{ec} = 13 \cdot 2 r_c^2 \dots \dots \dots (44)$$

一方すでに発表した³²⁾大小各種の多角形丸形鋼塊のバーテスト結果から、鋼塊軸心の本体中央位置において鋼塊の平均直径 r_{cm} と凝固時間の関係式として(45)式を得ており、両者はかなりよく一致しているのので、以後の計算では一応(44)式をもつて無限円柱の凝固完了式として考察を行なうことにする。

$$t_{ec} = 12 \cdot 7 r_{cm}^2 \dots \dots \dots (45)$$

Fig. 12 には(44)式を用い、鋼塊の上部、中央部、底部の各半径について計算した凝固時間を併記した。これらを対比すると、鋼塊中央部ではバーテスト法による凝固時間 6.50hr に対し、計算結果は 6.67hr となり、実測結果のほうがやや遅れを生じており、両者の合致点は押湯側に約 150 mm 偏倚しているが、(44)式をもつて鋼塊中央部の凝固時間を算定しても大きな誤差はないといえる。

2.4.3 平板の金型鋼塊の凝固測定値と計算値の対比
無限平板の凝固式(18)に Table 1 の各種数値を代入すると(46)式を得る。

$$t_{ep} = 27 \cdot 8 d_0^2 \dots \dots \dots (46)$$

この式が適用できる無限平板の鋼塊としては、扁平度のきわめて大きい小型鋼塊に限られ、大型の扁平鋼塊では扁平度が 2 以上の場合のごく少ない。したがって板厚の大きい範囲にわたって(46)式の適否を検討することは困難であるが、丸形または角形鋼塊の凝固初期の凝固殻が薄い範囲では Fig. 7 からも明らかなように、平板の式と円柱の式はほとんど一致する。また殻が多少厚くなった

時点でも(18)式と(32)式より換算が可能である。したがって各種の文献のデータや筆者らの実験結果を取りまとめて Fig. 14 に示す。この結果から(46)式の計算値が平板の金型鋼塊の凝固測定値と比較的よく一致している。

2.5 鋳鋼の凝固について

2.5.1 鋳鋼の凝固時における鋳塊表面の温度分布について

鋳鋼の凝固は鋼塊凝固の場合と異なり、鋳鋼と砂型との間に空隙を生じることはないと考えられ、砂鋳型の内面温度と鋳鋼の表面温度が一致するものと考えてよからう。したがって鋳物の表面温度を正確に測定することが鋳物の凝固問題を考える上に非常に重要と思われる。

鋳鋼の凝固時における砂鋳型と鋼中の温度変化を測定した結果として W. S. PELLINI²⁶⁾、CHVORINOFF ら²³⁾の報告があり、前者は 0.6% C の炭素鋼について平均 175 mm 角、500 mm 長さの角型鋳鋼の温度変化を測温し、 $T_l = 1490^\circ\text{C}$ 、 $T_s = 1410^\circ\text{C}$ 、 $T_0 = 1390^\circ\text{C}$ を得ている。後者は 400 mm 径、800 mm 長さの鋳鋼について注入後 2 hr の測温結果として $T_0 = 1320 \sim 1400^\circ\text{C}$ 、 $210 \times 1800 \times 2400$ mm の鋳鋼についてやはり注入後 2 hr の測温結果として $T_0 = 1300 \sim 1380^\circ\text{C}$ の値を得ている。

筆者らも 0.15% C 普通鋼について 250 mm 径、350 mm 長さの鋳鋼で、鋳塊表面より 5 mm 内部の鋳塊本体の温度は Fig. 15 のごとく測温開始より凝固がほぼ完了したとみなされる約 40 min の間で平均温度として 1420°C をえた。 $T_l = 1520^\circ\text{C}$ であるので $\Delta T = 100^\circ\text{C}$ となり、前述の W. S. PELLINI の結果とも一致している。したがって鋳鋼の凝固時の内外の温度差は約 100°C と推定されるので、以下の計算では $\Delta T = 100^\circ\text{C}$ として考察を進める。

2.5.2 バーテスト法による鋳鋼の縦凝固の実測結果と計算値の対比

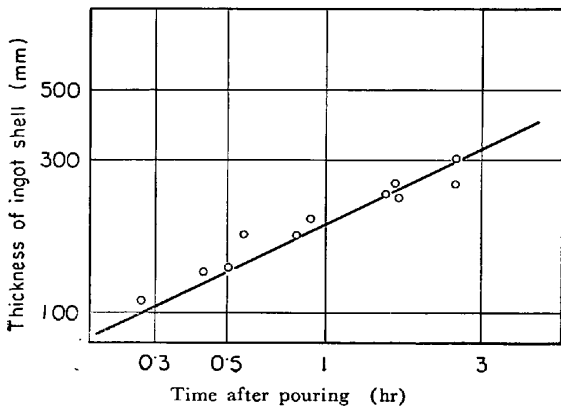


Fig. 14. Relation between the thickness of solid shell and time after pouring in flat ingots.

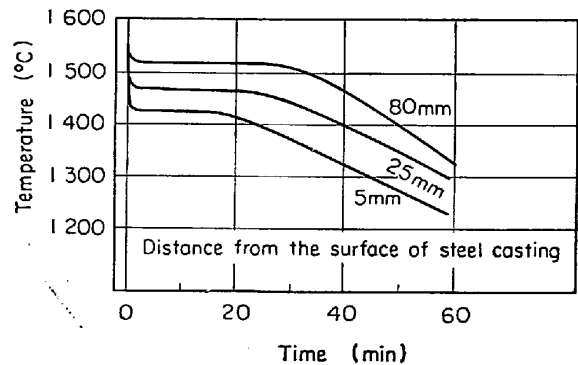


Fig. 15. Temperature change during solidification of 0.15% C steel casting after pouring.

鋳鋼の凝固においては前述のように鋳塊内の温度差 ΔT が小さくなり、凝固温度範囲 $(T_l - T_s)$ に近づく。特にC量が増加すると $(T_l - T_s)$ の範囲も拡大し、場合によっては $(T_l - T_s) > (T_l - T_0)$ となることも生じ、凝固現象自体もはなはだ複雑になることが予想される。したがって鋳鋼の凝固測定には多くの問題点が存在することは明らかで、とくに大型鋳鋼の場合には測温法も熱電対の劣化による測温値の信頼性の問題もあり、その利用がむずかしい。したがってほかに適当な凝固殻の測定方法が見いだせないの、ここでも簡便法として鋼塊の場合と同様にバーテスト法による測定を行なつた。なお凝固遷移層 δ_t と平均的凝固厚み δ_m の関係については、次の(47)式が成立することをすでに発表³³⁾した。

$$\delta_t = \frac{2(T_l - T_s)}{T_l - T_0} \cdot \delta_m \dots\dots\dots (47)$$

この式より砂型鋼塊では金型鋼塊に比較して $\Delta T (= T_l - T_0)$ が小さいので、幅広い凝固遷移層の存在が予想される。このためバーテスト法では鋼塊の凝固測定の場合に述べた問題点がさらに大きくなる。すなわちバーテスト法により凝固殻を生じていると判断される位置がはたして実際の平均凝固殻 δ_m を示すものであるか否かを知る必要がある。しかしこの点については今のところ未知の点が多い。したがって以下の実測値は一応バーテスト法により判断した見かけの凝固位置をもつて、平均凝固殻として考察を進める。

すでに発表³³⁾したように多くの丸型鋳物や円柱状押湯について最大径 1500 mm までのものに対し、バーテスト法により測定した凝固完了時間 t_{ecs} と半径 r_{cs} との間には次の関係がある。

$$t_{ecs} = 42 \cdot 2r_{cs}^2 \dots\dots\dots (48)$$

したがって以下これらの測定結果と (32) 式とを対比し、その妥当性を検討してみる。まず両式より ΔT を逆算してみると $\Delta T = 92^\circ\text{C}$ となり、前述の鋳塊凝固時における $\Delta T = 100^\circ\text{C}$ と比較的よく一致する。したがって円柱状砂型鋳物の凝固式として(48)式を利用して大きな誤まりはないものといえる。

なお一例として上部径 520 mm、下部径 400 mm、高さ 1550 mm の砂型鋼塊のバーテスト法による縦凝固の測定値を Fig. 16 に示すが、これに(48)式より求めた計算値を併記した。この鋳鋼の化学成分は 0.32% C, 0.26% Si, 0.57% Mn, 0.013% P, 0.008% S である。図から明らかごとく実測値と計算値との誤差は比較的少なく、一応(48)式をもつて円柱状砂型の凝固式と考えてもよい。

次に球状砂型の凝固を検討してみる。球の凝固を正確に測定するには測温法によらざるを得ない。その他の測

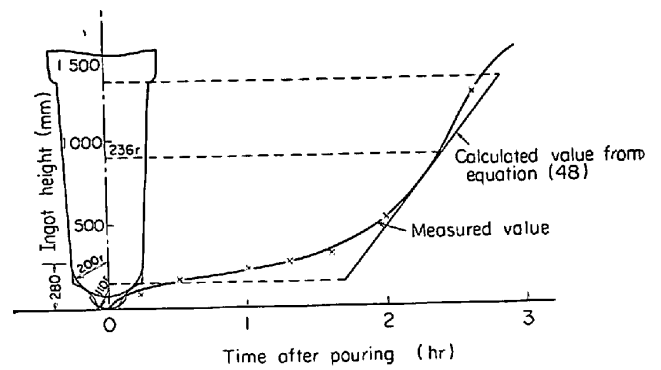


Fig. 16. Relation between result of bar test and calculated value of 2t ingot cast in sand mould.

定法を用いた場合は多少とも押湯をつけねばならず、その熱影響で実態の凝固より偏倚する恐れがあり、正確な測定値を得ることは困難である。ここでは簡便なバーテスト法により半球を対象にして凝固測定を行なつた結果により、一応球の凝固を推定してみる。以下前述の 2t 砂型鋼塊の下半部を擬似半球とみなし、砂型球体の凝固の目安をつけてみる。

Fig. 16 の底部形状より、これを湯溜り部と底部角隅部を含んだ部分を一体とみなした場合の 2 つに分け、それぞれを半球とみなし概算を行なつてみる。(37) 式に $\Delta T = 100^\circ\text{C}$ と Table 1 の各数値を入れると、球状砂型の凝固完了式として(49)式を得る。

$$t_{ecs} = 20 \cdot 7 r_{cs}^2 \dots\dots\dots (49)$$

これに Fig. 16 の下部湯溜り部を近似的に半球とみなした半径 0.11m を代入すると、 $t_{ecs} = 0.25\text{hr}$ となる。一方この位置における縦凝固の実測値はほぼ 0.36hr であるから、計算値と実測値の比は約 1.4 倍となる。さらに下半部全体を擬似半球とみなせば、湯溜り底より約 0.28m の位置を中心とした半径約 0.2m の半球とみなせるので、その計算凝固時間 t_{ecs} は約 0.83hr であり、

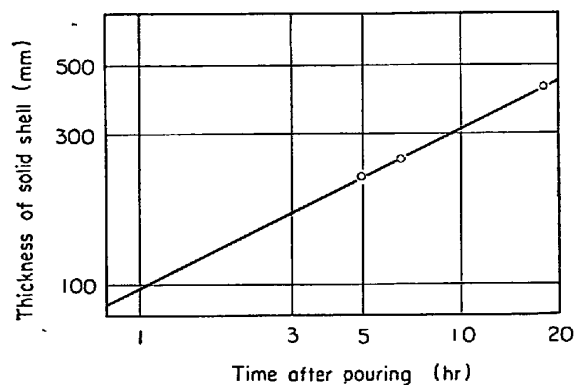


Fig. 17. Relation between the thickness of solid shell and the time after pouring in flat sand mould.

Table 4. Comparison of calculated data with measured results at the solidification of steel ingots or castings.

Mould		Solidification equations calculated and results measured by bar test method		Solidification time ratio of calculated results(***)		
Material	Shape	Calculated results	Measured results	a	b	c
Ingot	Flat	$t_{epm} = \frac{A\rho}{K \cdot \Delta T} \left(\frac{1}{2} + \frac{1}{6} \cdot \frac{C \cdot \Delta T}{A} \right) d_{om}^2 = 27 \cdot 8 d_{om}^2$	—	1.0	3.60	1.0
	Cylindrical	$t_{ecm} = \frac{A\rho}{K \cdot \Delta T} \left(\frac{1}{6} + \frac{5}{36} \cdot \frac{C \cdot \Delta T}{A} \right) r_{cm}^2 = 13 \cdot 4 r_{cm}^2$	$12 \cdot 7 r_{cm}^2$	0.48	1.74	0.48
	Spherical	$t_{esm} = \frac{A\rho}{K \cdot \Delta T} \left(\frac{1}{12} + \frac{13}{144} \cdot \frac{C \cdot \Delta T}{A} \right) r_{sm}^2 = 7 \cdot 72 r_{sm}^2$	—	0.28	1.0	0.28
	Remarks	$\Delta T = 500^\circ\text{C}$		Flat=1	Sph=1	
Sand*	Flat	$t_{eps} = \frac{A\rho}{K \cdot \Delta T} \left(\frac{1}{12} + \frac{1}{6} \cdot \frac{C \cdot \Delta T}{A} \right) d_{os}^2 = 105 \cdot 8 d_{os}^2$	$104 d_{os}^2$	1.0	5.10	3.84
	Cylindrical	$t_{ess} = \frac{A\rho}{K \cdot \Delta T} \left(\frac{1}{6} + \frac{5}{36} \cdot \frac{C \cdot \Delta T}{A} \right) r_{cs}^2 = 39 \cdot 5 r_{cs}^2$	$42 r_{cs}^2$	0.37	1.91	1.42
	Spherical	$t_{ess} = \frac{A\rho}{K \cdot \Delta T} \left(\frac{1}{12} + \frac{13}{144} \cdot \frac{C \cdot \Delta T}{A} \right) r_{ss}^2 = 20 \cdot 7 r_{ss}^2$	—	0.20	1.0	0.95
	Remarks	$\Delta T = 100^\circ\text{C}$		Flat=1	Sph.=1	
Sand**	Flat	$t_{eps} = \frac{A \cdot \rho}{K \cdot \Delta T} \cdot \frac{d_{os}^2}{2} = 97 \cdot 5 d_{os}^2$	—	1.0	3.0	3.55
	Cylindrical	$t_{ecs} = \frac{A \cdot \rho}{K \cdot \Delta T} \cdot \frac{r_{cs}^2}{4} = 48 \cdot 8 r_{cs}^2$	—	0.50	1.5	1.75
	Spherical	$t_{ess} = \frac{A \cdot \rho}{K \cdot \Delta T} \cdot \frac{r_{ss}^2}{6} = 32 \cdot 5 r_{ss}^2$	—	0.33	1.0	1.17
	Remarks	$\Delta T = 100^\circ\text{C}$		Flat=1	Sph.=1	

* Solidification of steel casting calculated from equation (18), (32), (37).
 ** Solidification of steel casting calculated from equation (3-b), (8), (13).
 *** In every case $d_o = r_c = r_s$ is presupposed.

一方この位置における実測結果は約 1.33hr となっており、両者の比は約 1.66 倍である。以上のデータから上部の熱影響を考慮すれば、(49)式は一応近似的に砂型における球の凝固式を表わしていると考えてもさほど大きな誤りはなからう。

さらに平板の砂型鋼塊の実測値と計算値との対比について検討してみる。筆者らが行なつた各種厚さの平板鋳鋼の本体および押湯の凝固をバーテスト法により実測した結果を Fig. 17 に示した。図中実線は(18)式に $\Delta T = 100^\circ\text{C}$ と Table 1 の各数値を代入した鋳物厚さ d_0 と凝固完了時間 t_{ecp} との関係式で次の (50) 式で表わされる。

$$t_{ecp} = 105 \cdot 8 d_0^2 \dots\dots\dots (50)$$

この計算値と実測値はよく一致している。

2.6 鋼塊および鋳鋼の凝固計算と実測結果の総括

バーテスト法による凝固殻の厚さ測定には、鋼のごと

く凝固遷移層が存在する場合、その精度に多少の問題があることは否定できない。しかし上述のごとく金型および砂型の平板、円柱および球形の凝固について計算値とバーテスト法による実測結果を対比して検討したが、両者はかなりよく一致している。これらの計算値とバーテスト法の結果を対比して Table 4 に示す。

筆者らの求めた平板の砂型鋼塊の凝固式を CHVORINOFF²³⁾の式 $Z = 356 d_0^2$ と比較すると大きな相違がある。CHVORINOFF²³⁾や WLODAWER²⁵⁾による Modulus(V/S)により計算したときの平板、円柱および球の凝固時間比は 9 : 2.25 : 1 であるのに対し、当砂型の計算式では含熱量を無視した場合 3 : 1.5 : 1 となり、また含熱量を考慮しても 5.1 : 1.9 : 1 であり、両者間にかなり大きな相違がある。したがってこれらの計算式については今後なお実測を積み重ね、検討を行なう必要がある。

3. 鋼塊や鋳鋼に生じるマクロ偏析と凝固条件との関連

鋼塊や鋳鋼について今日まで数多くの切断試験が実施され、その結果が発表されているので改めてその詳細をここで繰り返す必要もない。一般に鋼の偏析についてはマクロ的成分偏析と、いわゆるマクロ偏析に分けられるが、マクロ的成分偏析については、その素因となるマクロ偏析の成因を把握できればおのずと解明できるものといえる。

マクロ偏析あるいは成分偏析の成因に対する考え方の基本をなすものは重力偏析であり、 Λ 偏析の成因としては富化溶鋼の浮上ということにほぼ異論はない。しかし鋼塊下半部の負偏析現象ならびに中軸部のV偏析の成因には諸説があり、それらの考え方の基本をなすものとして、内生的な核生成とその成長、沈下をもとにして考える沈殿晶説と、凝固過程に生じる富化溶鋼が母液との比重差のために浮上すると考える浮上説の2つに大別されるといえる。いずれの説が正しいかは今日までのところ確定的な結論を得るにいたっていないが、筆者らは沈殿晶説を根本的に否定するものではないが、一般の鋼の凝固は純鉄と異なり、基本的に dendritic な形態で凝固が進むため、これを基盤としてさらに凝固条件などとも関連して富化溶鋼の浮上現象を生じ、これより種々のマクロ偏析が生成されるものと考えており、これにより二次的にマクロ的成分偏析が生じるものと考えている。したがって以下鋼塊や鋳塊に生じる Λ 偏析、V偏析、底部負偏析などの各種マクロ偏析について、その凝固条件、特に凝固速度や凝固遷移層と関連させて横凝固および縦凝固に分けて、これらの関連を考察してみる。

3.1 鋼塊および鋳鋼の横凝固と Λ 偏析の発生位置について

多角形鍛造用鋼塊の多数の切断調査結果から、 Λ 偏析の発生位置と鋼の化学成分、とくにC量との関連がみられ、C量が増加すると Λ 偏析は次第に鋼塊の表面に近づく傾向がある。また同一成分の鋼でも鋼塊寸法が小さく

なると、 Λ 偏析の発生は次第に表層から遠ざかり、鋼塊寸法がある値以下になると全く出現しなくなる。

円柱状鋼塊の半径方向における各位置の凝固速度は(39)、(40)式をもつて表わされるが、平均のそれは(38)式で表わされる。また Fig. 7 あるいは Fig. 8 からこれらの関係は容易に換算が可能である。したがって各種の鋼塊切断試験の Λ 偏析発生位置を測定し、この位置に相当する凝固速度を平板の同一凝固速度位置に換算し、C量との関係を求めると Table 5 のごとくなる。さらにC量と(47)式の凝固遷移層の幅 δ_s との関係を求め、Table 5 に併記した。

これらから金型の横凝固においては Λ 偏析が発生し始める時点での凝固遷移層の幅は約4cmと推定される。換言すれば凝固遷移層の幅が約4cmに達すると Λ 偏析が発生し始めるものといえる。この Λ 偏析の発生開始位置での平均凝固速度 $d\delta_m/dt$ とC量との関係を求め、Table 5 に併記した。またこれを Fig. 18 に示す。なおこの凝固速度を Λ 偏析発生の上部臨界速度と名づけ、以下 Λ 偏析発生の U.C.L. の略称で示す。

次に砂型鋼塊に発生する Λ 偏析の発生位置について検

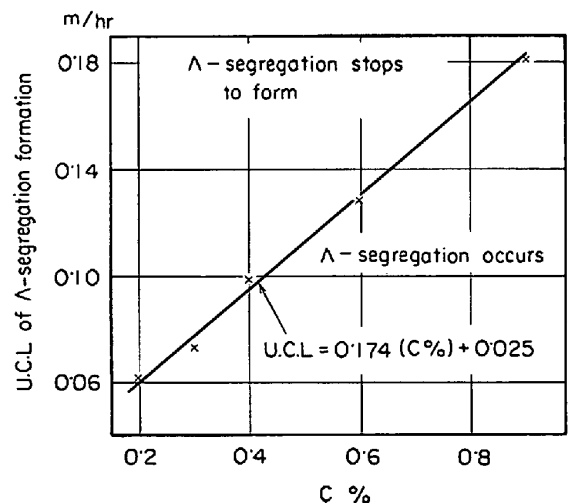


Fig. 18. Relation between carbon content and U.C.L. of Λ -segregation formation (U.C.L.=Upper Critical Limit of Solidification Rate).

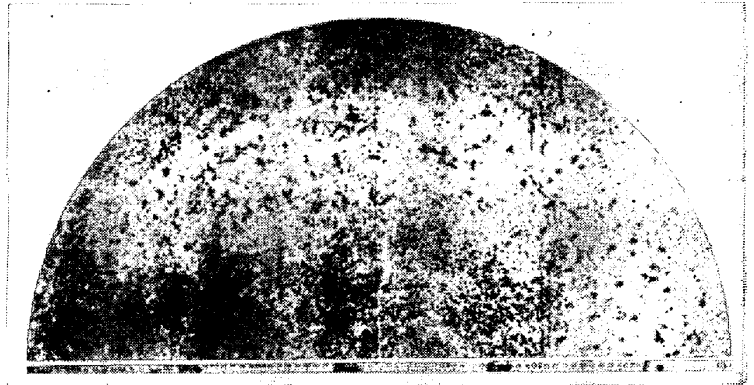
Table 5. Relation between carbon content and initial position of Λ -segregation, thickness of solid-liquid coexisting zone and mean solidification rate.

Carbon content (%)	0.2	0.3	0.4	0.6	0.9
Initial position of V-segregation (mm) *	300	250	185	140	100
Thickness of solid-liquid coexisting zone (mm)**	36	40	37	39	40
Mean solidification rate (m/hr)	0.061	0.073	0.099	0.128	0.182

* These values are calculated in terms of solidification of plate ** Calculated from equation (47)



(a) Longitudinal section



(b) Transverse section at 400mm height from the bottom

Photo. 1. Sulfur print of 3.5 t steel casting.

討してみる。Photo. 1 に 0.2% C の炭素鋼 (平均直径 : 860 mm, 高さ : 900 mm) の縦断面と横断面のサルファープリントを示すが, この鑄塊の中央高さにおいては表面より約 60 mm の位置から Δ 偏析が発生している。砂型凝固の場合たびたび述べたごとく, 凝固遷移層の算定式 (47) がはたして適用できるかどうか疑問の点もあるが, この式が一応 0.2% C の鑄鋼にも適用できるとして試算すると, $\Delta T = 100^\circ\text{C}$, $T_l - T_s = 30^\circ\text{C}$, $\delta_m = 0.06\text{m}$ から $\delta_l = 0.036\text{m}$ となり, 金型鋼塊の δ_l と一致する。この位置での平均凝固速度 $d\delta_m/dt$ は (15) 式から 0.079m

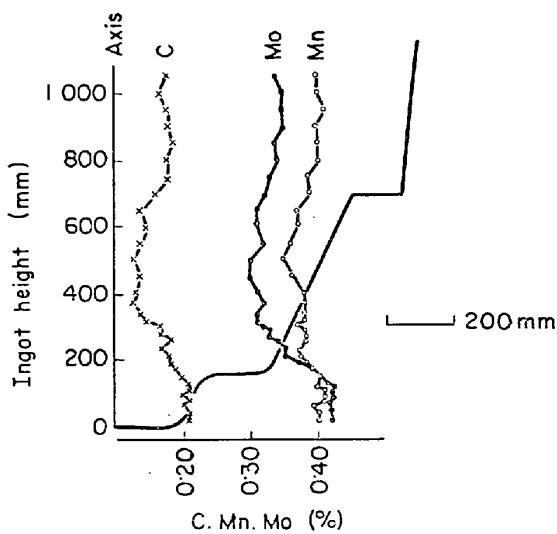


Fig. 19. Chemical analysis at the bottom of 94t ingot.

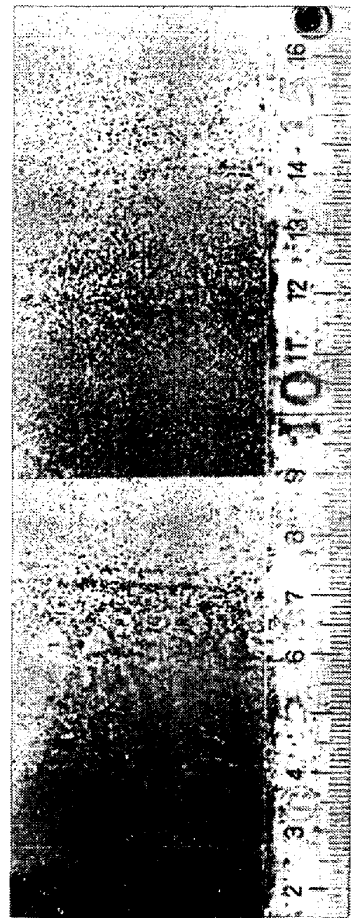


Photo. 2. Macrostructure at the bottom of 94t ingot.

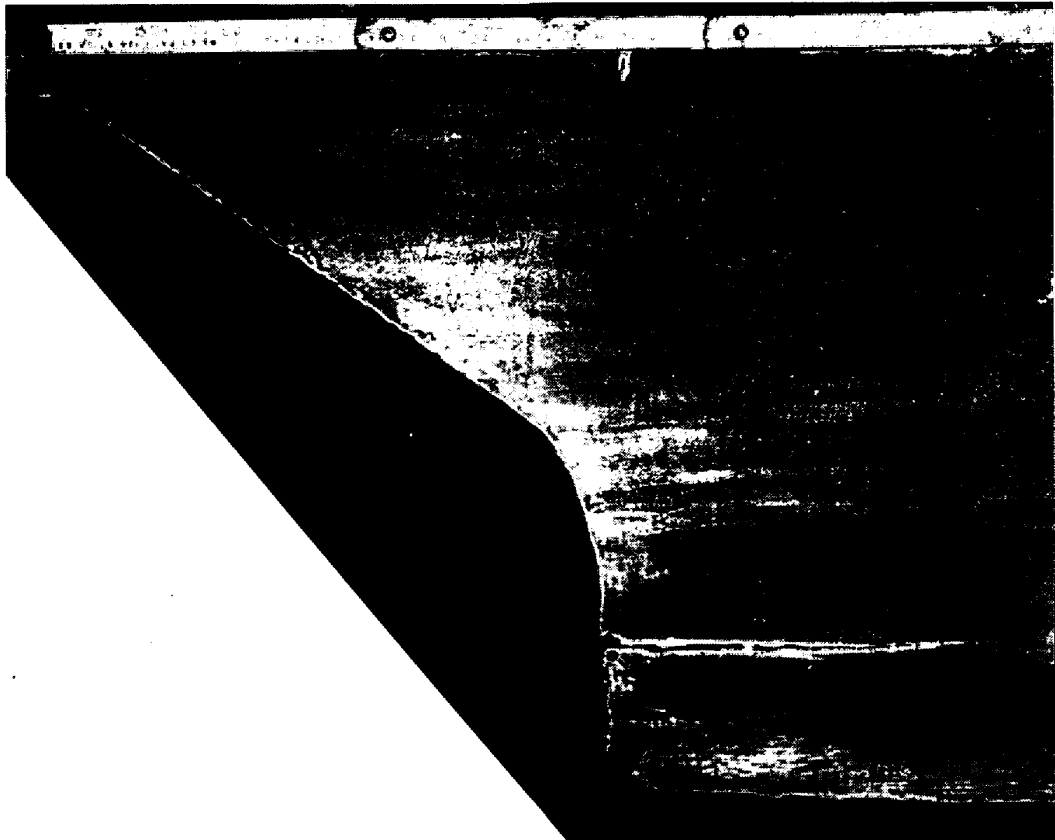


Photo. 3. Macrostructure at the ingot base of 26 t vacuum cast steel.

/hr となり、前者は金型のそれと一致するが、後者は金型のそれよりやや大きな値となつている。また大型の偏平鑄物では、表面から約 250 mm 以内は Δ 偏析が全く消失している。このように凝固速度がある程度以下になると Δ 偏析が消失してくるので、この速度を下部臨界速度とし、L.C.L. の略称を用い、これを求めると 0.019 m/hr となる。またこの位置の δ_i は 0.15 m となる。

なお金型鋼塊における Δ 偏析発生 L.C.L. は上述の鑄鋼の値がそのまま適用できるとすれば、0.2% C の炭素鋼における平板凝固を想定すれば $\delta_m = 1.25$ m となり、また丸型の鋼塊では直径 10 m 近くのものとなるので、実用鋼塊では起こりえない。

3.2 鋼塊および鑄鋼の縦凝固と縦方向の偏析との関係について

3.2.1 鑄塊底部の凝固と偏析

まず多角形鍛造用 94 t 鋼塊の軸心底部側における C, Mn, Mo の成分変化とマクロ組織をそれぞれ Fig. 19 と Photo. 2 に示す。この鋼塊の取鋼成分は 0.24% C, 0.30% Si, 0.37% Mn, 0.007% P, 0.007% S, 3.43% Ni, 0.35% Cr, 0.43% Mo, 0.10% V である。鋼塊の底部位置約 120 mm ではほぼこの平均成分を示すが、それ以上離れると次第に成分の減少、すなわち負偏析現象を示し

ており、一方マクロ組織においてもちようどこの位置から柱状晶組織より粒状晶組織に変化している。すなわちほぼこの位置から樹枝間の富化液の浮上が始まると考えられる。また Photo. 3 に 0.39% C の炭素鋼の 26 t 真空脱ガス鋼塊における底部湯溜り部周辺のマクロ組織を示すが、本鋼塊では柱状晶組織から粒状晶組織に変化し、負偏析を示す位置は約 80 mm である。さらに 0.3% C の鋼塊調査で、負偏析の開始位置は鋼塊底部から約 100 mm であることを確認している。

以上の結果から負偏析の開始位置は鋼塊底部から C 量が 0.25~0.4% の範囲では 80~120 mm であると推定される。いま縦凝固の式(42)から富化液の浮上が始まる U.C.L. を求めてみると、 $dh/dt = 1(36.8 \times h_b)$ に h_b として 0.08 と 0.12 を代入するとそれぞれ約 0.23 m/hr, 0.34 m/hr となる。またこの位置における凝固遷移層の厚さ δ_i は(47)式に $\delta_m = 0.08, 0.12$, また $\Delta T = 960^\circ\text{C}$ を代入するとそれぞれ 8.5 mm と 10 mm になる。

次に鑄鋼の場合について考えてみる。Fig. 20 と Photo. 4 に 0.27% C 鑄塊の底部側における成分変化とマクロ組織を示したが、負偏析開始位置は底部より約 20 mm のところにあり、中川ら²⁴⁾の結果とほぼ一致している。なおこの場合分析試料採取の幅の影響もあり、あまり正

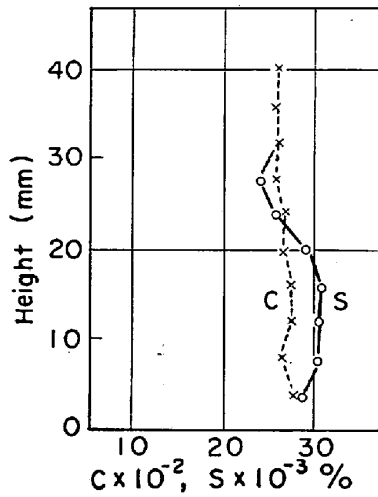
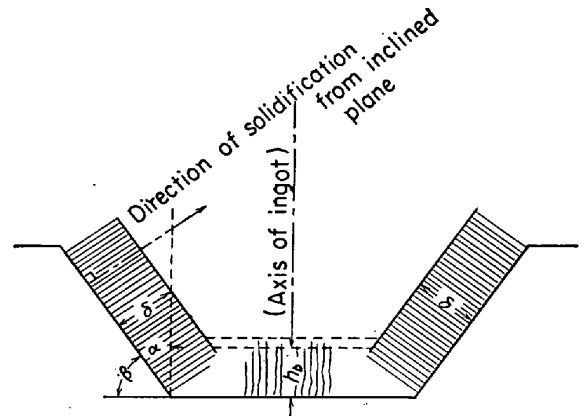


Fig. 20. Chemical analysis of C & S at the bottom of steel casting.



h_0 : max. height of columnar crystal zone or max. height of non-inverse-segregated zone

Fig. 21. Schematic representation of the mode of solidification at inclined plane in ingot base.

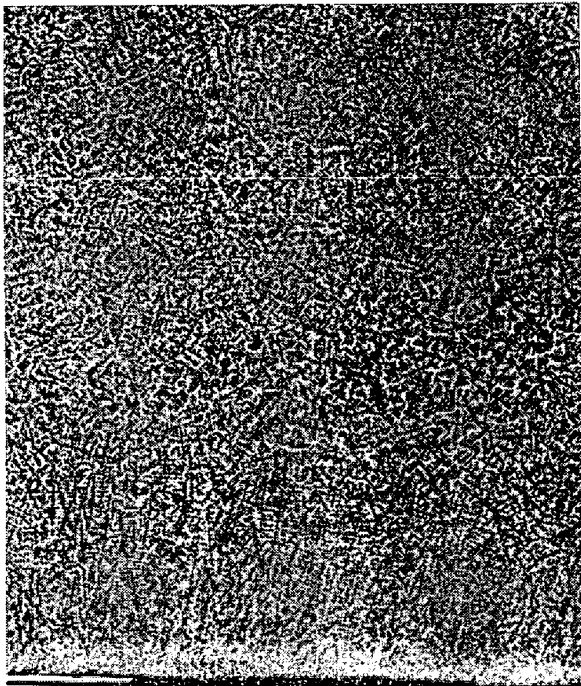


Photo. 4. Macrostructure at the bottom of steel casting.

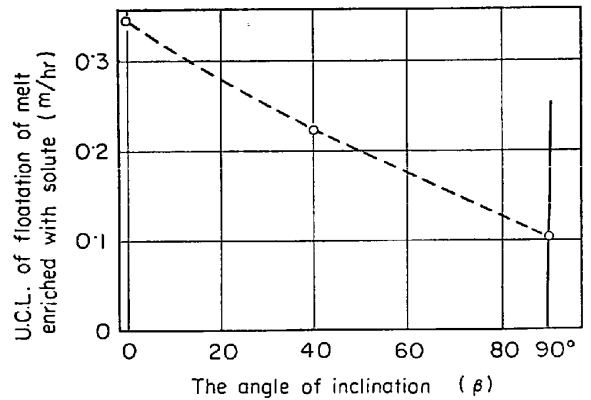


Fig. 22. Relation between the angle of inclination and the U.C.L. of floatation of melt enriched with solute.

確な値とはいえないが、一応 20 mm とすれば(50)式から $d\delta/dt=1/(212 d_0)$ となり、 $\delta=0.02$ とすれば $d\delta/dt=0.237\text{m/hr}$ 、また δ_i は 12 mm となり、両者とも鋼塊の場合と大差ない。

いずれにしても横凝固における Δ 偏析生成の場合と同様に、縦凝固においても金型、砂型とも富化液の浮上が始まる U.C.L. が存在するものと考えられる。

以上鋼塊および鋳塊の底部水平面からの凝固と偏析の関係について述べたが、次に鋼塊底部の湯溜り部を対象にして、その傾斜面の垂直方向における成分変化とマク

ロ組織の関係を前と同じ要領で調査した。その結果は Photo. 3 からも明らかなように、傾斜面では水平面に比較し樹枝状晶を含めた柱状晶組織から粒状晶組織に変化するまでの長さが伸び、平均 120 mm となっており、また成分が負偏析に転じる位置もほぼこれと一致している。これより底部傾斜面で傾斜角 β が 40° の場合に富化液が浮上を開始する U.C.L. は Fig. 21 のごとく、 δ の厚さが傾斜面の長さに比べて小さい間は平面凝固と考えるもさしつかえはないので、 $\Delta T=960^\circ\text{C}$ 、 $\delta=0.12\text{m}$ とすれば $d\delta/dt=0.226\text{m/hr}$ 、 $\delta_i=10\text{mm}$ を得る。したがって 0.4% C の鋼を対象にして β と U.C.L. の関係を求めると Fig. 22 のごとくなり、両者間には近似的に直線関係が成立すると考えてよい。なおここで $\beta=0^\circ$ は底部水平面の U.C.L.、 $\beta=90^\circ$ は横凝固における Δ 偏析生成の U.C.L. である。

この関係より水平面からの富化液の浮上は容易である

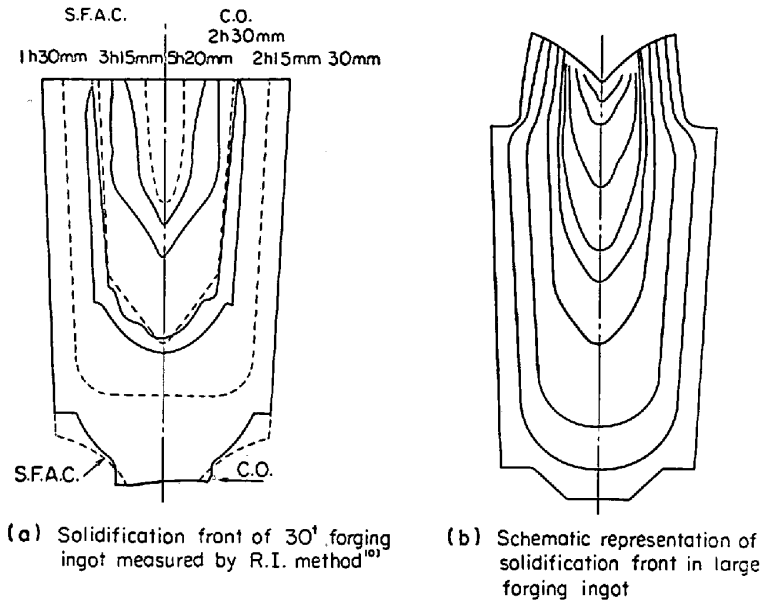


Fig. 23. Schematic representation of solidification front in large forging ingot.

が、鉛直面からの浮上は困難であることを示している。また傾斜面からの浮上はその傾斜度に応じて、両者の中間値をとることがわかる。

3.2.2 鋼塊の中軸部における凝固と偏析

鋼塊の凝固と偏析についてはすでに述べたごとく、底部凝固が進むにつれて縦方向の凝固速度は一時減少するが、やがて下部半球の形状効果の影響により再び加速され、上半部の凝固に移行する。この過渡期がいわゆる沈殿晶帯といわれている部分で、成分的に明らかに負偏析現象を示す。Fig. 23 に RI を利用した A. KOHN¹⁰⁾ の 30 t 鋼塊における凝固前面の測定結果、ならびにこれと COMON⁹⁾, GROMER¹¹⁾ の RI 測定結果と成田³⁵⁾ の計算結果などをもとに鍛造用大型鋼塊の凝固曲線を模式的に示す。これからも明らかなごとく、縦凝固においても単に軸心のみの凝固として考えるのは不適で、底部凝固を除いては横凝固に大きく支配される。また Fig. 12 に示した縦凝固の実測結果と無限円柱の計算結果の比較からもわかるように、凝固の中期以降では下部からの富化液の浮上による残留母液の濃化や、頭部押湯の保温、あるいはすでに凝固を完了した鋼塊下半部への放熱などの組み合わせにより、単純な無限円柱として計算により求めた値より遅滞している。また固液界面は初期には U 字型を示すのに対し、後期では V 状に変化し、これに続く上部はほぼ垂線に近い上広がり形状をしている。一方円柱の凝固においては Fig. 8 に示すように横凝固の後半で凝固速度が次第に加速されてくるので Δ 偏析生成の U.C.L. を越し、この垂直面からの Δ 偏析の

生成は停止する。他方下部の V 形状部は Fig. 24 に示すように縦凝固速度を dh/dt とすれば、この V 状部に垂直な方向の凝固速度は $(dh/dt) \cdot \sin \alpha$ で表わされ、縦凝固速度に比較し $\sin \alpha$ だけ凝固速度が低下し、富化液の浮上が助長されることになる。一方傾斜面からの富化液の浮上は Fig. 22 に示した関係によつて阻害を受けることになる。今かりに鋼の C 量を 0.4% とし、V 偏析の傾斜角を 45° とすれば、Fig. 22 よりこの面からの富化液の U.C.L. は約 0.21 m/hr となる。したがつてこの U.C.L. の値を縦凝固速度に換算すると $dh/dt = 0.296$ m/hr となり、この値は 0.4% C 鋼の水平面からの U.C.L. 0.34 m/hr にほぼ近い。以上のごとく V 状傾斜面からの富化液の浮上現象は鋼塊軸心の縦凝固速度 dh/dt と V 状部の傾斜角 α により決まり、また dh/dt は鋼塊の径とテーパー、高径比、底部冷却の強弱、頭部の保温または加熱の条件などに支配される。一例として Photo. 5 に 0.39% C の 26 t 真空処理鋼における軸心部のマクロ組織を示す。本鋼塊の底部から約 80 mm は樹枝状晶を含めた柱状晶組織であるが、それを越すと粒状晶組織となり、これより上部の粒状晶部がいわゆる沈殿晶帯といわれる部分で、負偏析を示す。これよりさらに頭部に進むと、凝固は次第に早くなり、この部分から上部の押湯部までの部分がいわゆる V 偏析帯である。この部分は鋼塊テーパーが少なく、しかも縦凝固速度が早い場合は普通明りような V 状の正偏析を示すが、鋼塊が大型化し、そのテーパーや高径比が

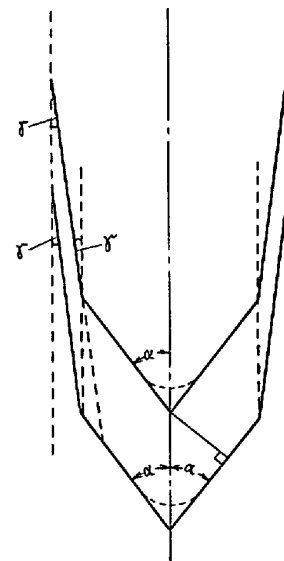


Fig. 24. Schematic representation of solidifying front at V-segregation zone.

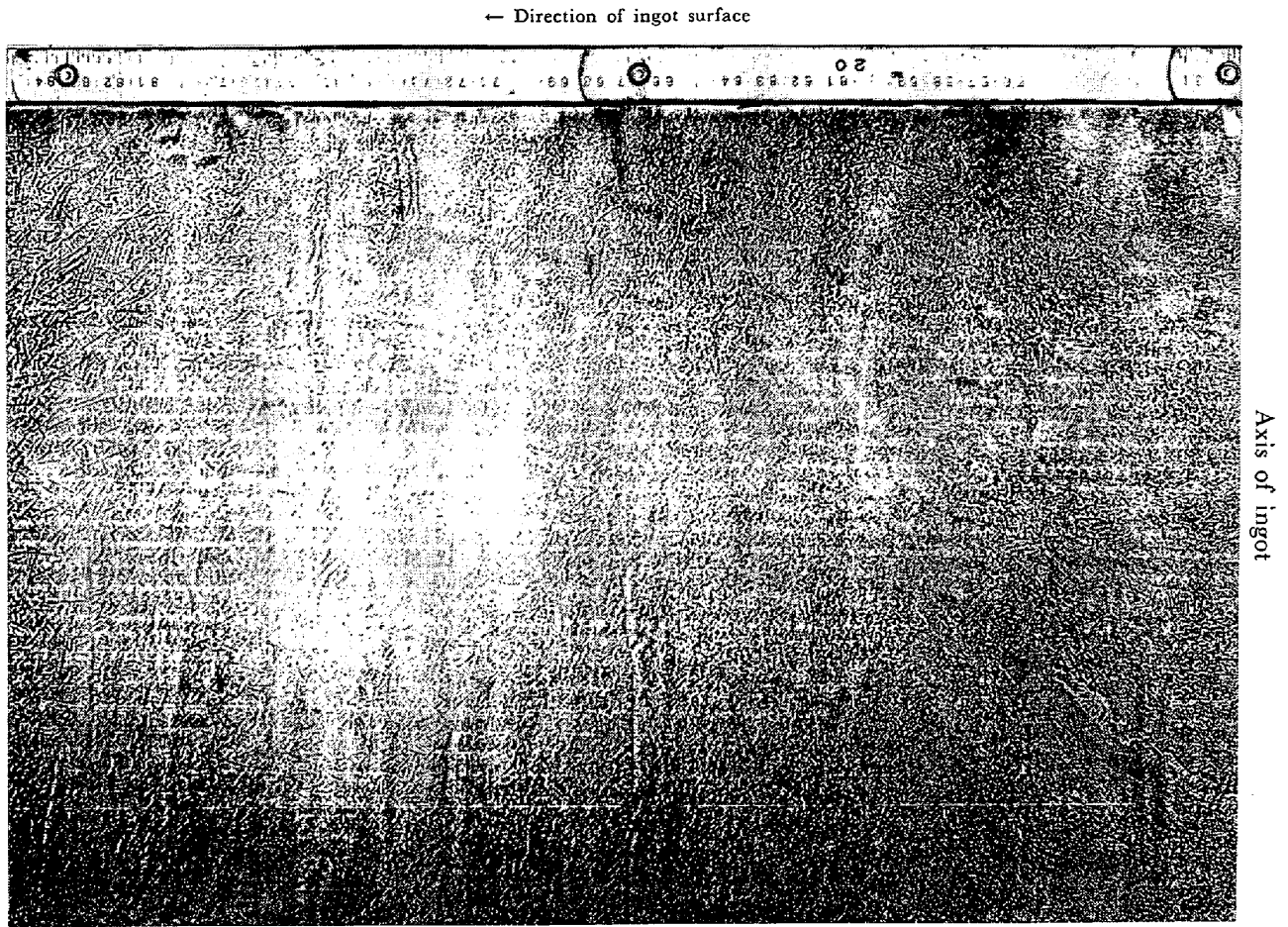


Photo. 5. Macrostructure at the middle part of 26 t vacuum cast ingot.

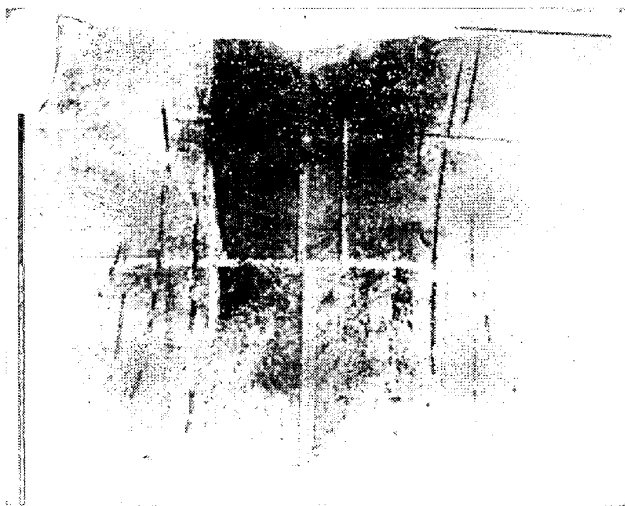


Photo. 6. Sulfur print at the upper part of 13 t vacuum cast ingot.

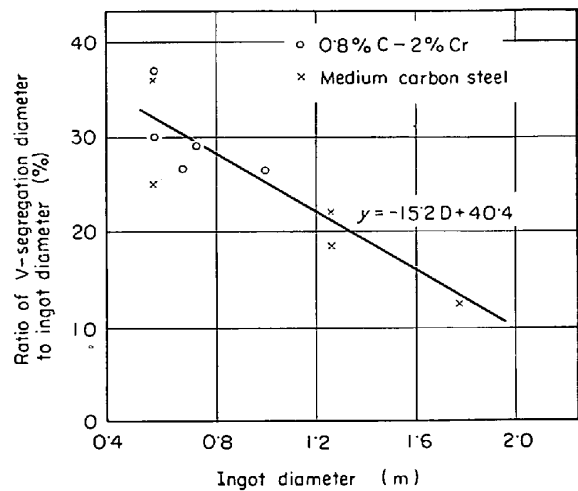


Fig. 25. Relation between diameter of V-segregation zone and diameter of ingot.

適切であればVの正偏析を生じることばまれで、むしろPhoto. 6の真空脱ガスした13 t 鋼塊のサルファープリントからもわかるようにV状の負偏析痕として残留する。これらの成因については次報³⁶⁾で詳述するが、このような傾向は一般に鋼塊の頭部側ほど顕著になり、押湯部

に入るとほとんど消滅する。このV偏析帯は一般に粒状晶組織を示すが、部分的に樹枝状晶組織が存在する場合もある。一般にV偏析帯の幅は鋼塊がきわめて小型の場合を除外すれば、Fig. 25に示すように鋼塊が大型化するほどV偏析帯の占める比率は減少する傾向にあり、鋼

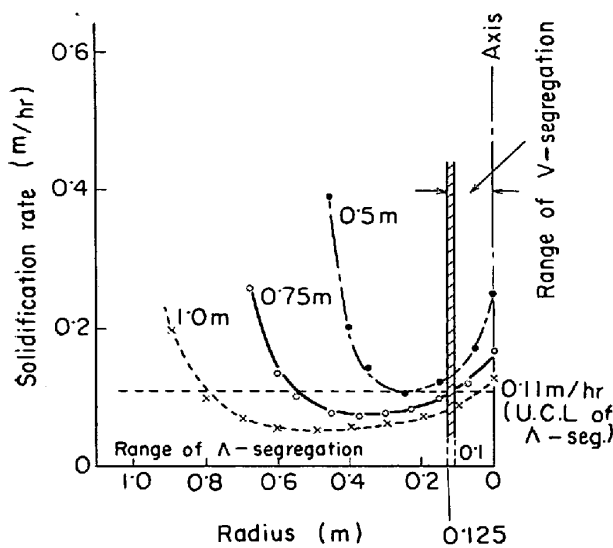


Fig. 26. Relation between calculated solidification rate and range of V-segregation, with reference to radius of steel ingot and U.C.L. of Λ -segregation. This graph shows a contradiction that at the center of ingots, the end of Λ -segregation does not coincide with the beginning of V-segregation. The reason shall be discussed in the following report.

塊の直径が0.6mから1.8mの範囲ではV偏析帯の幅はほぼ200~250mm程度であり、あまり変化しない。一方さきに述べた Λ 偏析の生成条件より考えると、円柱の凝固速度はFig. 8に示すごとく凝固の後半で再び上昇し始めるので、鋼塊径が小さくなれば軸心側の Λ 偏析生成の停止位置は実寸としては鋼塊軸心より遠ざかり、逆に鋼塊径が大きくなると軸心に接近することになる。この状態をFig. 26に半径1.0, 0.75, 0.5mの鋼塊で Λ 偏析生成のU.C.L.を0.11m/hrとした場合を対象にして示す。ここで鋼塊軸心部における Λ 偏析の停止位置がV偏析帯の開始位置に一致すると考えると、実際に観察された値と相違することとなる。この原因については次報²⁶⁾で述べることにするが、ここでは鋼塊軸心部においては、両側から進向してくる凝固遷移層が互に重なり合うために、外周部の場合のごとき一方向のみの横凝固とは異なつた条件下にあることを述べるに留める。

鋼塊押湯部の凝固は、これが切捨部に当たり実用価値がないため、あまり正確な実測結果が与えられていない。この部分は鋼塊本体との均合い、押湯比、頭部加熱または保温の条件などにより種々の凝固条件にさらされる。また押湯部は鋼塊本体への給湯のほかに、下部から浮上してくる濃化液の受け入れ場所として働き、かなり大幅な正偏析を生じ、その程度は押湯頂部ほど著しい。

したがつてこの部分には種々の形態の偏析が生じる。今後はこの部分に生じる偏析現象を調査することにより偏析現象の解明がさらに進むものと考えられる。

4. 結 言

平板、円柱および球状における鋼の凝固を対象にし、その凝固を簡略した想定のもとに凝固式を算出し、これとパーテスト法による実測値とを対比してその妥当性を検討した結果、両者はかなりよく一致した。

次に鋼塊や鋳鋼の凝固について、凝固遷移層の存在を考慮して、マクロ的、ミクロ的な凝固条件と Λ 偏析、底部負偏析、V偏析などのマクロ偏析の生成との関連について調査した結果、両者の間に密接な関係があることがわかつた。ここで各種のマクロ偏析の素因となるものは凝固遷移層内の富化溶鋼の浮上現象によるものであり、その浮上は凝固条件により大きく左右されることを示唆した。

文 献

- 1) 田代, ほか: 三菱製鋼技報, 4(1970) 2, p. 11, 学振19委, 9112
- 2) L. H. NELSON: Trans. ASM 22(1934), p. 193
- 3) J. CHIPMAN, et al.: Trans. Met. Soc. AIME, 125(1937), p. 370
- 4) J. W. SPRETNAK: Trans. ASM 38(1947), p. 171
- 5) E. Marburg: J. Metals, 5(1953), p. 157
- 6) W. S. PELLINI, et al.: Trans. Amer. Soc. Mech. Eng., 64(1942), p. 105
- 7) R. W. RUDDLE: The Solidification of Casting, (1957), Institute of Metals
- 8) J. W. HLINKA, et al.: Trans. ASM 51(1958), p. 353
- 9) J. COMON, et al.: Rev. Metall., 65(1968), p. 13
- 10) A. KOHN: Rev. Metall., 65(1968), p. 245
- 11) C. R. GOMER, et al.: JISI, 207(1969), p. 44
- 12) GRÖBER: Grundgesetze der Wärmeleitung und des Wärmeübergangs (1921)
- 13) 斎藤: Sci. Repts. Tohoku Imp. Univ., 10 (1921), p. 305
- 14) A. L. FIELD: Trans. Amer. Soc. Steel Treating, 11(1921), p. 264, p. 339
- 15) N. M. H. LIGHTFOOT: JISI, 119(1929), p. 364
- 16) C. SCHWARTZ: Arch. Eisenhüttenw., 5(1931~1932), p. 139, p. 177
- 17) SCHNIEWIND: JISI, 201(1963), p. 594
- 18) 山本, ほか: 学振19委, 9033
- 19) 有吉: 製鉄研究, 262号, p. 8101
- 20) C. W. BRIGGS, et al.: Trans. Amer. Found. Soc.

- (1963)
- 21) CAINE: Trans. Amer. Found. Soc., 57(1949), p. 66
- 22) W. S. PELLINI, et al.: Trans. Amer. Found. Soc., 60(1952), p. 16
- 23) N. CHVORINOFF: Giesserei, 10(1940), p. 177
- 24) J. S. ABCOUWER: Trans. Amer. Found. Soc., 58(1950), p. 90
- 25) R. WLODAWER: "Die Gelenkte Erstarrung von Stahlguss" (1961), Giesserei-Verlag G. M. B. H. Düsseldorf
- 26) W. S. PELLINI: "Proceedings of Electric Furnace Steel Conf." 14(1956), p. 48, AIME
- 27) C. LOCKE, et al.: Amer. Foundry. Soc. Annual Meeting Preprint 1954, p. 589/94
- 28) I. M. MACKENZIE, et al.: JISI, 188(1950), p. 19
- 29) V. N. SELIVANOV: Stal' (1962), p. 612
- 30) G. L. NOSOV, et al.: Stal' (1965), p. 464
- 31) 大久保, ほか: 鉄と鋼, 53(1967), p. 382
- 32) 田代, ほか: 鉄と鋼, 50(1965), p. 903
- 33) 田代, ほか: 三菱製鋼技報, 2(1968)2, p. 1
- 34) 中川, ほか: 鉄と鋼, 56(1967), p. 1406
- 35) 成田, ほか: 鉄と鋼, 56(1970), p. 212
- 36) 田代, ほか: 鉄と鋼に投稿中