

## 論 文

連続鋳造スラブ表面縦割れ発生機構に関する  
数学モデル解析松宮 徹\*・佐伯 毅\*<sup>2</sup>・田中 純\*<sup>3</sup>・有吉 敏彦\*<sup>3</sup>Mathematical Model Analysis on the Formation Mechanism  
of Longitudinal, Surface Cracks in Continuously Cast Slabs

Tooru MATSUMIYA, Tsuyoshi SAEKI, Jun TANAKA, and Toshihiko ARIYOSHI

## Synopsis :

Stress and strain in freely shrinking shell within a CC mould were calculated. The maximum tensile strain was resulted in a 0.14% C steel in the brittle temperature range near the melting point when the peritectic reaction below a quasi-solidus temperature ( $T_a$ ) was considered as well as the  $A_r_4$  transformation above  $T_a-30^\circ\text{C}$ . Stress and strain localization to a thinner shell in the mould was analyzed. Stress and strain in the shell at the beginning of a secondary cooling zone were also calculated. Finally, formation of the thinner shell was mathematically modeled from the view point of thermally induced shell deflection.

By the use of the results above, effects of carbon contents, flaw size in mould surface, and secondary cooling on longitudinal surface cracking and crack depth in continuously cast slabs were discussed, and then the experimental result and experience in the continuous casting operation were explained.

## 1. 緒 言

連続鋳造スラブの広面縦割れに対する炭素含有量の影響は、例えば GRAY ら<sup>1)</sup>やその他の研究者<sup>2)3)</sup>により報告されている。これらの報告および割れ発生機構を考察した諸報告<sup>4)~7)</sup>は、割れ発生には  $\delta$ - $\gamma$  変態に伴う歪みと融点近傍での鋼の脆化域<sup>8)9)</sup>の物性が関係していることを示唆している。また凝固殻の局部にできた高温部(凝固遅れ部)に、応力、歪みが集中することが割れ発生を助長するとの報告もあるが<sup>3)4)</sup>、凝固殻不均一成長の炭素含有量依存性<sup>10)11)</sup>の点からの考察が不十分である。SINGH ら<sup>10)</sup>や杉谷ら<sup>11)</sup>は凝固殻不均一成長が 0.11~0.13% C 付近で最も著しくなる理由を、また、GRILL ら<sup>12)</sup>は鋳型抜熱量が 0.10% C 付近で最小となる理由を、 $\delta$ - $\gamma$  変態により凝固殻が反り返り、その結果、鋳型表面より浮き上る部分が生ずることに求めている。

RICHMOND ら<sup>13)</sup>、綾田ら<sup>14)</sup>、松野ら<sup>15)</sup>は初期凝固殻内の応力計算を行つているが、縦割れ発生との関係について論ずるまでには至つていない。木下ら<sup>16)7)</sup>は伝熱・凝固の解析と応力解析を同時に行つて、面縦割れは、スラ

ブ短片に負荷される静鉄圧により誘起される長片シェル内部の引張応力で表皮下割れが生じ、この結果スラブ表面層にも引張応力が作用するために起こると結論しているが、炭素含有量依存性等の解析はされていない。

常岡ら<sup>16)</sup>、三隅ら<sup>17)</sup>はスラブ表面縦割れの研究に際し鋳型広面に人工疵を施した結果、メニスカスが人工疵の存在する高さになつた時、疵部に対応する位置に凝固遅れ部が生じ、凝固遅れが 10% 以上になると割れが発生すると報告している。詳述すると 0.15% C 含有鋼では人工疵の幅が大きくなるほど縦割れが著しくなるが、0.05% C 含有鋼ではその傾向は弱い。また、通常の実操業における縦割れ頻度は 0.14% C 付近で最も高く<sup>18)</sup>、割れ深さは 0.5~1.0 mm が最も多く、4 mm 以上に及ぶことは極めて少ない<sup>19)</sup>。BRIMACOMBE ら<sup>4)</sup>は縦割れの表面への開口が二次冷却帯でスラブ表面に生じた引張応力によるものであると考察しており、また、三隅ら<sup>20)</sup>によれば二次冷却帯を緩冷却にすることは、縦割れ発生を低減することに効果がある。

そこで、本報告においては、 $\delta$ - $\gamma$  変態、凝固遅れの成長、応力・歪みの集中、鋼の融点近傍での脆化域を有機

昭和 56 年 4 月本会講演大会にて発表 昭和 56 年 6 月 29 日受付 (Received June 29, 1981)

\* 新日本製鉄(株)基礎研究所 Sc. D. (Fundamental Research Laboratories, Nippon Steel Corp., 1618 Ida Nakahara-ku Kawasaki 211)

\*<sup>2</sup> 新日本製鉄(株)生産技術研究所(現:新日本製鉄(株)名古屋製鉄所) 工博 (Process Technology R & D Laboratories, Now Nagoya Works, Nippon Steel Corp.)

\*<sup>3</sup> 新日本製鉄(株)生産技術研究所 (Process Technology R & D Laboratories, Nippon Steel Corp.)

的に組み入れ、スラブ表面縦割れ発生機構の解析を行い、上述した諸事実を総合的に説明付けることを試みた。

## 2. 鋳型における凝固殻内応力計算

### 2.1 計算方法

歪みとして、塑性歪みと温度変化に伴う歪みとを考慮すると

$$\dot{\epsilon} = \alpha_e \cdot dT/dt + \dot{\epsilon}_p \dots\dots\dots (1)$$

が成立する。α<sub>e</sub>には熱膨張・変態に伴う体積変化の双方を考慮する。鋼の高温強度が歪み速度と温度とのみで決まるといように近似すれば応力は次式で計算される。

$$\sigma = f(\dot{\epsilon}_e, T) = f(-\alpha_e \cdot dT/dt + \dot{\epsilon}, T) \dots\dots (2)$$

dT/dt, α<sub>e</sub>, f を求める方法を以下に述べる。

佐伯ら<sup>18)</sup>は鋳型に人工疵を施して試験した時、硫黄添加により鋳型内スラブの凝固殻厚を調べた。その結果は

$$\delta_1 = 0.092(t - 7.5 \times 10^{-5}t^3)^{0.867} \dots\dots\dots (3)$$

$$\delta_2 = 0.074(t - 7.5 \times 10^{-5}t^3)^{0.867} \dots\dots\dots (4)$$

で示される。ここに δ<sub>1</sub>, δ<sub>2</sub> は、それぞれ疵のない場所、および幅 3 mm の人工疵を付けた場所で形成された凝固殻の厚みである。

凝固殻内温度分布を x = δ (δ<sub>1</sub> ないし δ<sub>2</sub>) で T<sub>L</sub>, x = 0 で T<sub>0</sub> である直線分布と近似する。凝固進行による潜熱の放出速度と殻内の熱流の収支式：

$$d\delta/dt = \lambda(T_L - T_0) / (\delta \rho_s L) \dots\dots\dots (5)$$

に(3)式ないし(4)式を t で微分して得た dδ/dt を代入し T<sub>0</sub> を求めると、温度分布は上述の直線近似により

$$T = T_L + (x - \delta) \cdot (\rho_s L / \lambda) \cdot d\delta/dt \dots\dots\dots (6)$$

と求まる。dT/dt は(6)式を t で微分して求める。

次に α<sub>e</sub> の求め方について述べる。まず、純鉄の格子定数<sup>21)</sup>から算出した密度を Fig. 1 に示すように内挿・外挿し、鋼の密度として用いた。デルタフェライト(δ)、オーステナイト(γ)共存相における鋼の密度は、ここに求めた ρ<sub>δ</sub>, ρ<sub>γ</sub> を用いて次式により算出した。

$$\rho = 1 / \{A/\rho_\delta + (1-A)/\rho_\gamma\} \dots\dots\dots (7)$$

A は平衡状態図より平衡を仮定して求めた δ 相の重量割合である。ρ の温度変化より α<sub>e</sub> を求めた。凝固完了前の鋼については二通りの取り扱いを行つた。一つは凝固中に起きた収縮は溶鋼が流入し補填され、体積変化は生じないと仮定した場合で、液相が残っている限り α<sub>e</sub> = 0 と考えた。もう一つは金属が凝固する時ある固相率以上になると強度がわずかに現れ、準固相の様相を示す<sup>22)</sup>点に着目し、ここでは f<sub>s</sub> が 0.85 を超えた後の固相が示

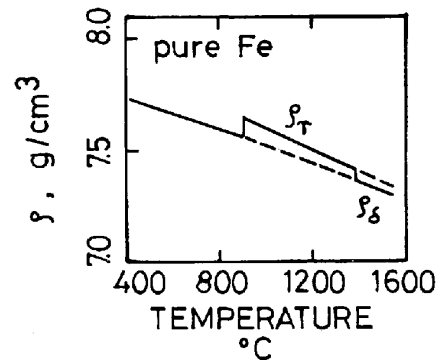


Fig. 1. Density of pure iron. (Broken lines show the interpolated and extrapolated density used as the density of carbon steels in this study.)

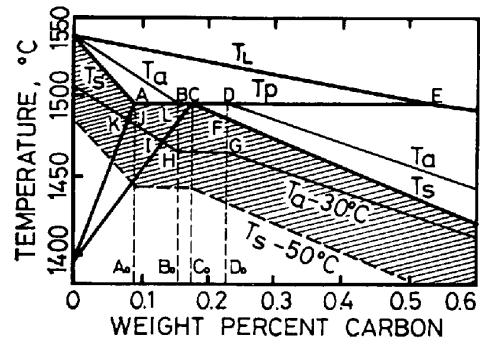


Fig. 2. Fe-C phase diagram. (T<sub>a</sub> shows quasi-solidus temperature, and the brittle temperature range is shown by oblique lines.)

す体積変化に従つて、収縮が生じるとして α<sub>e</sub> を計算した。Fig. 2 において T<sub>a</sub> は f<sub>s</sub> = 0.85 の時の温度を示す。

今村ら<sup>23)</sup>の高温引張試験結果によれば、0.05, 0.12, 0.15% C 含有鋼とで最大応力に著しい差異がなく、最大応力と T, ε̇<sub>p</sub> との関係を定式化すると、1200°C 以下と 1300°C 以上の γ 相について、それぞれ、(8), (9) 式のように表現される。

$$\sigma = 0.751 \cdot \dot{\epsilon}_p^{0.172} \exp\{6447/(T+273)\} \dots\dots (8)$$

$$\sigma = 0.221 \cdot \dot{\epsilon}_p^{0.24} (1538 - T) \dots\dots\dots (9)$$

1200~1300°C の γ 相については(8), (9) 式を温度により直線的に内挿した関係を、δ 相については 850°C 付近でのフェライト(α)相と γ 相の最大応力の比を(9)式にかけた式：

$$\sigma = 0.0956 \cdot \dot{\epsilon}_p^{0.24} (1538 - T) \dots\dots\dots (10)$$

を用いた。また δ・γ 混相域の強度は(9), (10) 式を δ 相と γ 相の割合で加重平均をとつたものを用いた。

上述の関係式は(2)式に使用する。なお、f<sub>s</sub> < 1.0 の準固相での強度は無視した。また、C 含有量が 0.4% の鋼の固相温度はかなり低く、本計算に採用した強度はこ

の鋼の融点近傍では高く見積もりすぎであると考えられる。

2.2 境界条件と解析結果

2.2.1 自由収縮の場合

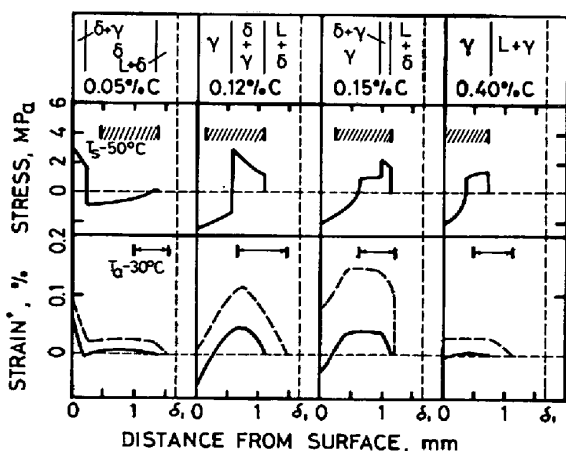
凝固殻の全厚みにわたる応力の積分が0となる場合、すなわち、(11)式が満たされる場合を自由収縮と呼ぶ。

$$0 = \int_0^{\delta} \sigma dx = \int_0^{\delta} f(\dot{\epsilon} - \alpha_e \cdot dT/dt, T) \dots \dots (11)$$

メスカスから鋳型出口までについて、前節で求めた  $T, \alpha_e, f$  を(11)式に代入し、 $\dot{\epsilon}$ 、凝固殻内の  $\dot{\epsilon}_p \cdot \sigma$  の分布を計算した。また、 $\dot{\epsilon}_p$  を時間積分して  $\epsilon_p$  を求めた。

$$\epsilon_p(x) = \int_{t_0(x)}^t \dot{\epsilon}_p(x, t) dt \dots \dots \dots (12)$$

結果の一例として、 $t=2s$  の時の  $\sigma, \epsilon_p$  の分布を Fig. 3 に示す。 $\delta-\gamma$  変態域に大きな  $\sigma$  が発生しており、その大きさは 2~3 MPa である。0.4% C 鋼については変態域に相当する場所がないにもかかわらず、 $\sigma$  が大きいのは、2.1 で述べたように計算に用いた変形強度がこの鋼については高すぎるためであると考えられ、 $\sigma$  よりも  $\epsilon_p$  に注目すべきであろう。破線で示した歪みは 2.1 に述べた準固相を考慮した場合の歪みで、実線で示した歪みはこれを考慮しなかつた場合の歪みである。図中、5章で述べる鋼の一次脆化域を斜線で、 $T_a > T > T_a - 30^\circ C$  の温度域を矢印で示した。これらの温度域で蓄積される歪みを  $x$  の関数として Fig. 4 に示した。また、凝固遅れ部についても応力を計算したが、正常部に比べ特に大きな応力とはならなかつた。この部分への歪みの集中について次に述べる。



(\*STRAIN: --- ACCUMULATED BELOW  $T_a$ )  
( $t = 2s$ ) — ACCUMULATED BELOW  $T_b$ )

Fig. 3. Stress and strain induced in the shell. (Oblique lines show the brittle temperature range. Casting speed is 1.2 m/min.)

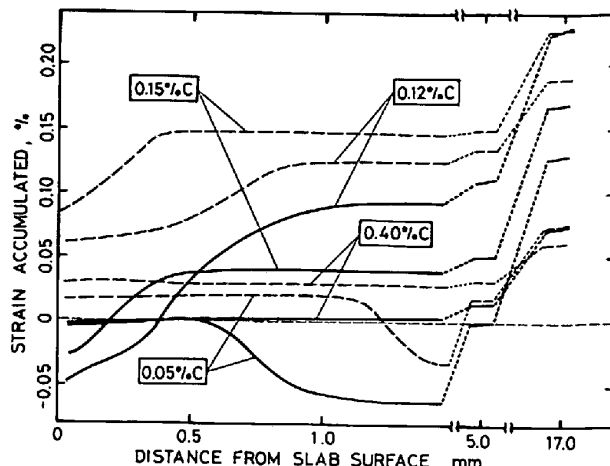


Fig. 4. Strain considered to cause longitudinal surface cracks. (Solid curves: strain accumulated in the range  $T_s > T > T_s - 50^\circ C$ , broken curves: strain accumulated in the range  $T_a > T > T_a - 30^\circ C$ .)

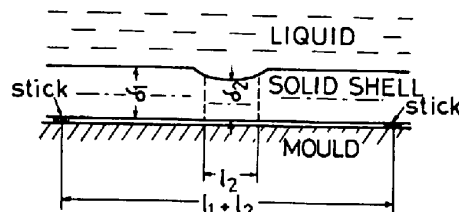


Fig. 5. Schematic diagram of solid shell stuck to the mould surface.

2.2.2 凝固遅れ部への応力・歪み集中

凝固遅れ部において縦割れが発生しやすいという事実<sup>18)</sup>はこの部に何らかの原因で応力・歪みが集中することを意味する。そこで、応力、歪み集中の可能性として以下の場合について検討した。

[1] 鋳型とスラブ表面が焼付を生じた場合: Fig. 5 に示すように、凝固遅れ部  $l_2$  と正常部  $l_1$  とからなる幅  $l_1 + l_2$  の凝固殻の両端の表面が鋳型と焼付を生じ、その間の変位が拘束された場合を考える。変位が拘束されたことにより(13)式が成り立つ。

$$l_1 \dot{\epsilon}_1 + l_2 \dot{\epsilon}_2 = 0 \dots \dots \dots (13)$$

また、正常部と凝固遅れ部の引張応力の合力のつり合いから次式が成立する。

$$\int_0^{\delta_1} \sigma_1 dx = \int_0^{\delta_2} \sigma_2 dx \dots \dots \dots (14)$$

[2] 長片が鋳型短片テーパーに等しい割合で収縮する場合: 連鋳パウダの粘性や鋳型との摩擦により、スラブ長片が幅方向に自由に収縮できない場合には、スラブは引き抜かれるにつれ、短片テーパーにより押し込まれる割合だけ長片が収縮する。すなわち、長片全幅の総歪み速度は次式で計算される。

$$\dot{\epsilon}_M = w_T \cdot v / h_M \dots\dots\dots (15)$$

ここでは、 $w_T$ はスラブ幅 100 cm 当たり 0.7 cm,  $h_M = 90$  cm,  $v = 2$  cm/s の場合を対象とした。長片全幅の内、正常部幅  $l_1$ , 凝固遅れ部幅  $l_2$  とすると

$$l_1 \dot{\epsilon}_1 + l_2 \dot{\epsilon}_2 = (l_1 + l_2) \dot{\epsilon}_M \dots\dots\dots (16)$$

が成立する。また [1] の場合と同様に(14)式が成立する。

[3] 短片にかかる静鉄圧を凝固殻が支えると考えた場合：スラブ短片に作用する静鉄圧の合力の 1/2 を片方の長片の凝固殻で支えなければならないから、鋳型と長片間の摩擦を無視すると、次式が成立する。

$$\rho_s \cdot H \cdot w_s / 2 = \int_0^{\delta_1} \sigma_1 dx = \int_0^{\delta_2} \sigma_2 dx \dots\dots\dots (17)$$

[4] 平常部が自由収縮し、それにより凝固遅れ部の収縮が拘束される場合：凝固遅れ部の強度が正常部に比べて弱く、正常部は自由収縮し、その場合の  $\dot{\epsilon}_1$  が正常部に囲まれた凝固遅れ部の  $\dot{\epsilon}_2$  を規定する場合を考える。この時、次の二式が成立する。

$$0 = \int_0^{\delta_1} \sigma_1 dx \dots\dots\dots (11)'$$

$$\dot{\epsilon}_2 = \dot{\epsilon}_1 \dots\dots\dots (18)$$

おのおの場合につき  $\dot{\epsilon}_1$ ,  $\dot{\epsilon}_2$  を求め、応力・歪みを計算した。

凝固遅れ部への応力集中の様子を Fig. 6 に示す。折線 1~4 は、それぞれ [1]~[4] の場合に、凝固遅れ部の温度  $T$  が  $T_s > T > T_s - 50^\circ\text{C}$  の領域で生じる最大応力を示す。[4] の場合は、凝固遅れ部の冷速が正常部に比べて小さいため、引張応力が軽減される。[1]

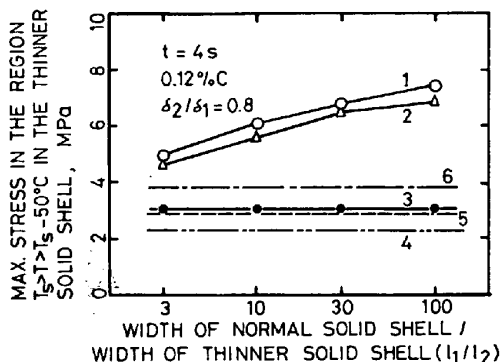


Fig. 6. Stress concentrated in the thinner solid shell (1 : In the case of mould-shell sticking, 2 : when the wide face shrinks as much as the mould taper, 3 : when the ferrostatic pressure imposed on the narrow face shell stretches the wide face shell, 4 : when the thinner shell shrinks at the same rate as the normal shell shrinks. For comparison, 6 : when only the normal shell sticks to the mould, 5 : when the normal shell shrinks freely.)

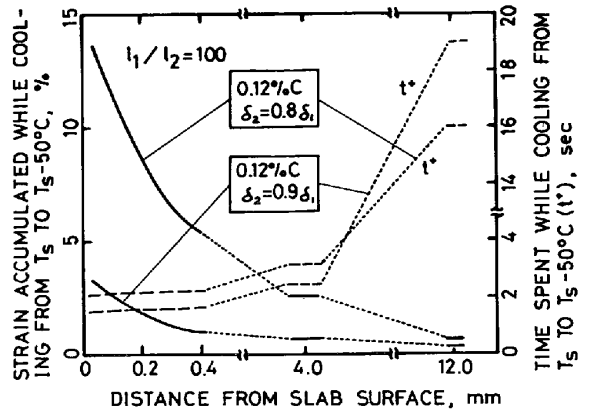


Fig. 7. Strain accumulated and time spent in the thinner shell while cooling from  $T_s$  to  $T_s - 50^\circ\text{C}$  when solid shell sticks to the mould as shown in Fig. 5.

と[2] の場合に応力集中度が高く、 $l_1/l_2$  が大きくなるほど大きい。なお、正常部が自由収縮している場合、正常部だけが焼付を生じた場合の応力を直線 5, 6 に比較のために示す。

前記 [1] の場合で、 $l_1/l_2 = 100$  なる条件下において、温度範囲  $T_s$  から  $T_s - 50^\circ\text{C}$  で、凝固遅れ部に蓄積される  $\epsilon_p$  を Fig. 7 に示す。スラブ表面部に特に大きな歪みが蓄えられている。また図には併せて、凝固殻の各部位が  $T_s > T > T_s - 50^\circ\text{C}$  を通過するのに要する時間を破線で示した。

### 3. 二次冷却による凝固殻内応力

鋳型直下の二次冷却帯で生じる凝固殻内の応力計算を行つた。鋳型出口での殻内温度分布を(6)式に従つて求めたところ、正常部の表面温度は  $1014^\circ\text{C}$ , 凝固遅れ部の表面温度は  $\delta_2/\delta_1 = 0.8$  の場合には  $1195^\circ\text{C}$ ,  $\delta_2/\delta_1 = 0.9$  の場合には  $1110^\circ\text{C}$  となつた。正常部表面温度が二次冷却により 2s に  $100^\circ\text{C}$  降下する場合(強冷の場合)と  $100^\circ\text{C}$  復熱する場合(緩冷の場合)とについて行つた†。この 2s に、凝固遅れ部は表面温度が正常部と同じになるまで冷却されるとした。またこの 2s の凝固殻厚の増加は無視し、凝固殻内の温度分布は表面から液相線まで直線分布であるとした。変形強度、 $\alpha_e$  は 2.1 で述べたのと同じものを用い、凝固遅れ部の拘束条件は 2.2 に述べた [4] の場合を用いた。

Fig. 8 に強冷の場合の二次冷却帯にかかつた時点で

† 二次冷却強冷, 緩冷の場合,  $\delta(\text{mm}) = k\sqrt{t(\text{min})}$  で表される凝固則の定数  $k$  が、それぞれ 30, 24 ( $\text{mm} \cdot \text{min}^{-1/2}$ ) であるとした。この時のスラブ表面温度を(6)式により計算すると、それぞれ  $962^\circ\text{C}$ ,  $1166^\circ\text{C}$  であつた。鋳型を出て 2s 後のスラブの表面温度はこの温度の約  $50^\circ\text{C}$  下であると考えた

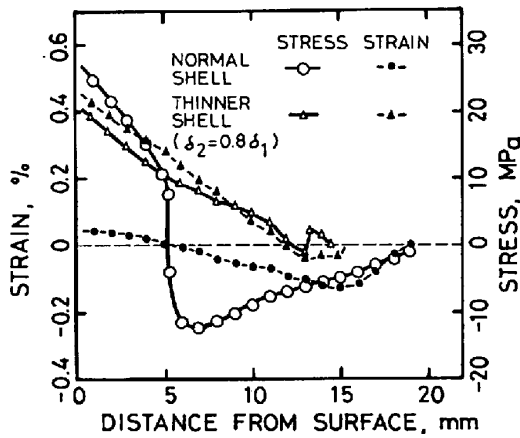


Fig. 8. Stress induced when the slab enters the secondary cooling zone and strain accumulated in the first two seconds in the secondary cooling.

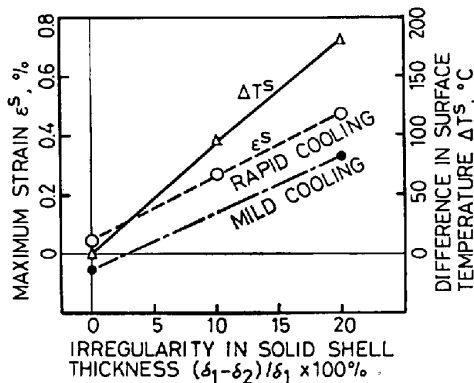


Fig. 9. Plots of difference in surface temperature at the mould exit, and the maximum strain induced in the first two seconds of a secondary cooling vs. irregularity in solid shell thickness.

の応力の発生の様子を示す。スラブ表面で 25 MPa 程度の引張応力が生じている。同図には二次冷却帯にはいつて 2s 後までに蓄積される歪みも示した。凝固殻表面で引張歪みが生じており、その値  $\epsilon^s$  は正常部に比べ凝固遅れ部でかなり大きく、約 0.5% である。Fig. 9 には凝固遅れ量が異なる場合、冷却を緩冷、強冷と変えた場合について、铸型直下、すなわち二次冷却帯入側での正常部と凝固遅れ部の表面温度差  $\Delta T^s$  と  $\epsilon^s$  の計算結果を示す。凝固遅れが増すほど、また緩冷に比べ強冷の方が、 $\epsilon^s$  が大きいことがわかる。

#### 4. 凝固遅れ成長の計算

##### 4.1 凝固殻の铸型表面からの浮き上がりモデル

铸型メニスカス部に 2~3 mm 幅の人工疵を施して熱伝達不良部を作つても、これだけの理由では铸型出口での凝固厚みに 20% の凝固遅れが生ずることの説明がつかない。そこで、この凝固遅れを生み出す機構について

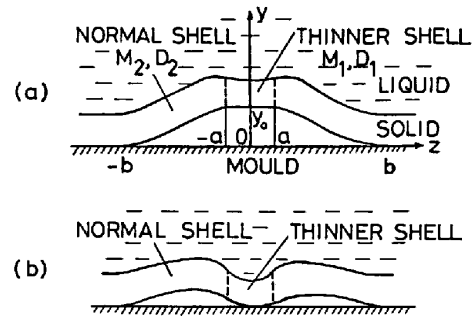


Fig. 10. Schematic diagrams of the solid shell deflection caused by thermal stress and ferrostatic pressure (a: 0.12-0.15% C steel, b: 0.05% C steel).

考察した。まず 2.2.1 の結果によると 0.12%, 0.15% C の中炭鋼では凝固殻の内側に引張応力、スラブ表面側に圧縮応力が生じている。この応力分布により凝固殻が铸型に凸面を向けるように反ろうとするモーメントが働く。凝固遅れ部でも同様のモーメントが働いているが、この部分が正常部に比べ脆弱であると、正常部で反りが生じ凝固遅れ部で折れ曲がるような変形が起こると考えられる (Fig. 10 a)。そこで、凝固殻を一次元弾性梁と見なし、この変形を解析した。

Fig. 10 a に示すように座標系をとつた。スラブ幅方向座標  $z$  の  $-a \sim a$  の範囲が凝固遅れ部、その他の領域が正常部である。梁の方程式は  $-a < z < a$  で (19) 式、 $a \leq |z| \leq b$  で (20) 式である。

$$D_2 \cdot d^2 y_2 / dz^2 = M_2 + (M_0 - pz^2 / 2) \quad \dots\dots\dots (19)$$

$$D_1 \cdot d^2 y_1 / dz^2 = M_1 + (M_0 - pz^2 / 2) \quad \dots\dots\dots (20)$$

変形は  $z=0$  で対称であるから  $z \geq 0$  の部分について、(19) (20) 式を以下の境界条件下で解いた。

$$z=0 \text{ で } dy_2 / dz = 0 \quad \dots\dots\dots (21)$$

$$z=a \text{ で } dy_1 / dz = dy_2 / dz, y_1 = y_2 \quad \dots\dots (22), (23)$$

$$z=b \text{ で } d^2 y_1 / dz^2 = 0, dy_1 / dz = 0, y_1 = 0 \quad \dots\dots\dots (24), (25), (26)$$

$D_1, D_2$  は、水上ら<sup>24)</sup>の弾性率を用いて次式により計算した。

$$D_{1,2} = \int_0^{a_{1,2}} E(x-x_0)^2 dx \quad \dots\dots\dots (27)$$

ただし、 $x=x_0$  は曲げの中立軸である。 $M_1, M_2$  は 2.2.1 の応力計算結果を用いて計算した。

0.12% C 鋼の場合の  $t=2s$  の計算結果を Fig. 11 に示す。初期凝固遅れ部の幅が大きくなるほど、浮き上がり幅・高さとも大きくなるが、 $2a$  が 8 mm を超えると  $y_0$  が負となり、凝固殻が溶鋼圧により再び铸型へ押しつけられることを意味している。

その他に、凝固遅れを継続させる機構としては、Fig.

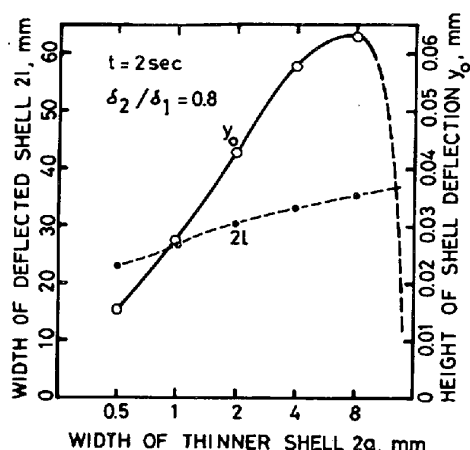


Fig. 11. Width and height of the gap between solid shell and mould surface formed by the shell deflection as shown in Fig. 10a (0.12% C steel).

5のように凝固殻が拘束され、凝固遅れ部にネックングを生じたり、正常部と凝固遅れ部が引張り合う際に、双方の応力の合力の作用線が同一線上に並ぼうとして、凝固遅れ部が鋳型より離れることなどが考えられる。

4.2 伝熱計算

上述した凝固殻浮き上がりを取り入れて凝固現象を解析するには、浮き上がりと熱流は相互に影響し合うので、本来は熱解析と浮き上がりの解析とは連立して同時に行わねばならない<sup>6)</sup>。しかし、ここではこれを簡略化し、熱解析の結果を予測しながら凝固殻の浮き上がりを計算し、次にこの結果を用いて熱解析を行い、最初予測したものと符合しているかを検討することとした。

計算は0.12% C鋼について、鋳型表面疵が(1)幅3 mmと(2)幅1 mmの場合と、0.05% C鋼について疵幅3 mmの場合の3例をとりあげた。まず(1)の場合の2, 4, 10, 20, 40sの浮き上がりの計算を行った。この際、凝固遅れを $\delta_2/\delta_1=0.8$ とし、凝固遅れ部幅 $2a$ については、2s時には鋳型疵幅(3 mm)、4s時には2sでの浮き上がり幅 $2l$ の1/2、10s時には4sでの $2l$ の1/4、20s時には10sでの $2l$ の1/8、40s時には20sでの $2l$ の1/16であると予測した。次に熱伝達不良部幅として2sまでは人工疵幅、それ以降は上に計算した $2l$ (途中の時間は内挿値)を用いた。熱伝達不良部と正常部での総括熱伝達係数を $\alpha_2, \alpha_1$ とし、2次元伝熱解析を行い、 $\delta_2/\delta_1=0.8$ となるような $\alpha_2, \alpha_1$ を見いだした。計算は有限要素法を用い、3点ノード三角要素を使った。熱流は疵部中心線に対して対称となるから、その半分について、スラブ幅方向に10 cm、スラブ表面から5 cmについて計算した。要素分割幅は最小5 mm、時間核みは最小0.1 sである。

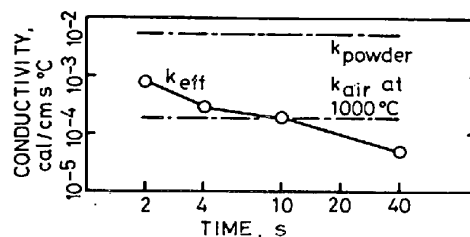


Fig. 12. Comparison among calculated effective thermal conductivity  $K_{eff}$  and the conductivities of casting powder and air.

熱伝達不良部でのスラブと鋳型間の伝熱抵抗は、正常部と鋳型間の伝熱抵抗( $1/\alpha_1$ )と浮き上がりにより生ずる伝熱抵抗( $y/k_{eff}$ )の和であると考えたと次式が成立する。

$$1/\alpha_2 = 1/\alpha_1 + y/k_{eff} \dots\dots\dots (28)$$

ここに、 $\alpha_1, \alpha_2$ は、既に求められており、 $y$ としてはその代表値 $y_0$ を用いて $k_{eff}$ を計算した。その結果をFig. 12に示す。図には併せて中戸ら<sup>20)</sup>の用いた連鋳パウダー、空気熱伝導率を示したが、 $k_{eff}$ はこれらとはほぼ同等の値を示し、得られた値は妥当であると考えられる。

(2)の場合(疵幅1 mm)についても、 $\delta_2/\delta_1=0.9$ と予測し同様に計算した。 $\alpha_1, k_{eff}$ は(1)の場合の計算結果を用い、 $\alpha_2$ は(28)式を用いて求めた。熱計算の結果は $\delta_2/\delta_1=0.92$ で、凝固遅れ部幅は予測値よりも広くなった。

(3)の場合(0.05% C鋼)においては2sでは正常部でスラブ表面に引張応力が働き、鋳型に凹面をなすように反ろうとするモーメントが働いている(Fig. 3)。その結果Fig. 10bに示すように凝固殻が凝固遅れ部を鋳型に押し付けるように変形する。そのためこの部の熱伝達が促進され、凝固遅れは消滅に向かうであろう。そこでこの場合は計算を4sの時点で始め、この時の凝固遅れの幅は鋳型疵幅、 $\delta_2/\delta_1=0.9$ と仮定した。その他は(2)の場合と同じである。熱計算の結果は $\delta_2/\delta_1=0.88$ となったが、凝固遅れ部幅は予測値よりも広くなった。

5. 考 察

鈴木ら<sup>26)</sup>の結果から一次脆化温度域を $T_s > T > T_s - 50^\circ\text{C}$ と考え、Fig. 3中にその温度範囲を示した。0.12%、0.15% C鋼において、この領域と引張応力・歪みの発生する場所が合致しており、炭素含有量0.10~0.15%の範囲で縦割れ発生頻度の高い事実<sup>18)</sup>と照らして、一次脆化が割れ発生の原因と考えられる。

このような歪みも、均一な凝固殻厚みを持つ場合には

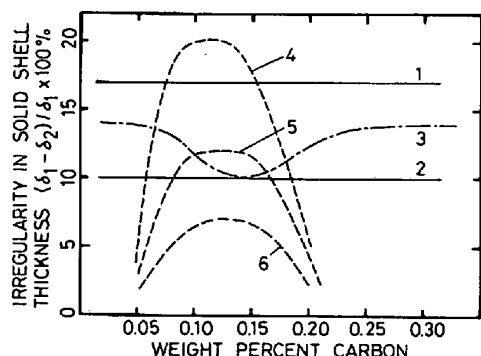


Fig. 13. Critical irregularities in solid shell thickness and irregularities resulted from the flaws on the mould surface. (1, 2, 3: critical irregularities for crack formation or propagation in the mild and in the rapid secondary cooling, and in the mould, respectively; 4, 5, 6: irregularities caused by 3 mm, 2 mm and 1 mm wide flaws on the mould surface at the meniscus, respectively.)

割れを生じないが、何らかの理由で凝固遅れを生じた時には、その部分に歪みが集中する。そこで、凝固遅れの生じやすさと炭素量の関係を検討し、4章に述べた。すなわち、固液界面近傍で引張歪みが大きく(中炭鋼)、かつ、鑄型人工疵幅が大きい場合に、凝固遅れが著しくなる。これを Fig. 13 の曲線4~6に示した。

凝固遅れ部に歪みが集中する原因として、典型的な例を2.2.2に述べたが、現実に即してここで考察する。

凝固殻の薄い部分に生ずる歪みは、自己の自由収縮による歪みと偶発的に生じた歪みの和である。偶発的歪みとは、ごく微小時間生じた焼付等により生ずるもので、Fig. 7 に示される歪みの一部である。これらの歪みの総和が割れ限界値に達すると割れが発生するものと考えられる。Fig. 7 において、鋼の高温脆化域を通過するに要する時間 $t$ はスラブの内側へ行くほど大きい。従つて、例えば偶発的に1s焼付を生じた場合、スラブ表面では図中実線で示した歪みの約 $1/t^+$ だけ、すなわち、約半分が偶発的歪みとして生ずるのに対し、スラブ表面から12mmのところでは $1/t^+=1/16$ 程度の歪みしか生じない。これらの理由で、表面では割れを生じて、ある深さで割れが停止すると考えられる。さらに、Fig. 7 に示した歪みの集中は、 $\delta_2/\delta_1=0.8$ の場合は $\delta_2/\delta_1=0.9$ の場合より格段に大きく、凝固不均一度が10%を超えると縦割れ発生が頻発<sup>17)</sup>することと合致する。

割れ限界歪み量がC量に依らないと仮定し、かつ、 $T_a > T > T_a - 30^\circ\text{C}$ で蓄積される歪み量が割れ発生に関わると仮定すると、自由収縮で生じる歪み量は Fig. 4 のように0.15% C (詳しくは後述するように0.14% C)

付近で最大であるから、割れに至るまでに重畳されねばならない歪み集中による歪み量はこの歪み量で最小となる。従つて、このC量で許される凝固遅れ量は最も小さい。かつ、このC量での割れ発生限界の凝固遅れ許容量は10%であることから<sup>17)</sup>、鑄型内で割れを生じない許容凝固殻厚不均一度のC量依存性を示すと Fig. 13 曲線3のようになる。この曲線は炭素量0.15%、凝固殻不均一度10%を通る等歪み線である。

Fig. 8 に示すように二次冷却により凝固遅れ部に大きな引張歪みが生じるが、その大きさはスラブ表面で最大で、内側へ行くほど小さくなる。このことは二次冷却での割れの発生・拡大もある深さ以上では起こらないことを意味する。また、Fig. 9 に示すように強冷の場合、許容凝固殻不均一度(10%)の時に、二次冷却による凝固遅れ部表面の引張歪み発生量は約0.27%である。この値を二次冷却での割れの発生、または拡大の限界歪みであると考え、緩冷の場合にこれと同じ歪みとなる条件、すなわち、許容不均一度は計算により17%となる。これらの許容値を Fig. 13 の直線1, 2で示した。

著者らの考察は Fig. 13 に集約されるので、この図をやや詳しく説明する。鑄型表面人工疵が幅1mmの場合ほどのC量であつても凝固殻の不均一度は割れ発生を生じない許容量以下であり、表面縦割れは生じない。疵幅が2mmになると凝固殻の不均一度は0.10~0.16% C鋼で鑄型内での割れ発生許容量を越え、割れが生じる。また、二次冷却での割れの発生・拡大の許容量(直線2)をも越えている。しかし、この場合でも二次冷却を緩冷にすると、許容値を越えないこととなり、二次冷却での割れ発生、拡大は防止され、三隅ら<sup>20)</sup>の報告を説明する。また、0.05% C鋼では疵幅が3mmであつても凝固殻不均一度はいずれの許容値をも越えず割れは発生しない。このことは佐伯ら<sup>18)</sup>の報告と一致する。さらに、人工疵幅を2mmより徐々に下げ、凝固殻不均一度のC量依存性を示す曲線と鑄型内割れ発生・凝固遅れ許容量を示す曲線(曲線3)と接する時のC量は約0.14%程度であると考えられる。このことは実操業で割れ発生頻度の最も高いC量<sup>18)</sup>と一致する。

河野ら<sup>21)</sup>は縦割れ部の金相学的特徴からその生成機構に言及しているが、それによれば、縦割れ部は、まずデンドライト主軸に変位が生じ局部偏析となり脆化し、その後この部分が破壊して縦割れに至るものと説明している。著者らの解析によれば、凝固遅れ部が存在すること、その周辺の正常部に自由収縮を阻害する外力(例え

ば大きな摩擦力)が生じることが、縦割れが発生する必要条件である。この外力は鋳型の上下方向いずれの場所でも生じうるものと予想される。この外力の大きさと、それによつて生じる歪み量と、その歪みの生じる時間長さによつて割れ核(河野らのいう局部偏析)の発生の有無が左右されると考えられる。河野らの大きな縦割れの観察結果では偏析部は鋳型表面から深さ 5.5 mm にまで達するものが観察されている。すなわち、この例では注入後 14s(すなわちメニスカスから 280 mm の鋳型内位置)まで凝固殻に拘束力があつたものと考えられる。

最後に割れの C 量依存性について詳しく考察する。一次脆化域で蓄積される歪み量の推定に際し、 $Ar_4$  変態のみを考慮した GRAY ら<sup>1)</sup>や塗ら<sup>2)</sup>の報告では、0.09% C (Fig. 2 の A 点)で最大となるとの結論に達するが、これでは NILLES ら<sup>5)</sup>や佐伯ら<sup>18)</sup>の結果を説明できない。NILLES らは  $Ar_4$  変態が平衡状態図で示される温度域より低温側へずれることを実測し、0.10% C 鋼においては、一次脆化域を過ぎてから変態するため、割れ発生が少ないとしている。著者らは  $Ar_4$  変態に原因する歪みの発生のほかに、包晶変態に原因する歪みの発生も考慮する必要があると考え、これらの総蓄積歪み量を求めて、縦割れ発生現象との対応を調べた。すなわち完全凝固前でも  $f_s=0.85(T=T_a)$  以後を準固相と考え、この相での包晶変態に原因する歪みと、 $Ar_4$  変態のうち  $T_a-30^\circ\text{C}$  以上で生ずる変態に原因する歪みとを考えた。歪み発生と応力緩和の平衡により歪み蓄積量に上限があると考え、この上限値を  $T_a$  から  $30^\circ\text{C}$  だけ下る間に発生する歪み量程度であると仮定した<sup>†2</sup>。

これらの変態量について述べる。Fig. 14(a)の直線 1 は溶鋼温度が降下しちようど、包晶温度に達した時の固相率と C 含有量の関係を示す(この図は Fig. 2 から求めた)。つまり、直線 1 の下側が  $\delta$  相の割合で、残りが液相である。直線 1 と 4 で囲まれた部分の  $\delta$  相が  $T_p$  において、直線 1 と 2 で囲まれた部分の液相と包晶反応を起こし、直線 2 と 4 で囲まれた部分の  $\gamma$  相に変態する。折線 3 は固相率が 0.85 となつた点での  $\delta$  相の割合を示す。C 量が  $A_0$  から  $B_0$  までの鋼は  $T_p$  以上で  $f_s=0.85$  に達し、温度が下がり  $f_s$  が増すにつれ  $\delta$  相の割合も増加し、 $T_p$  で直線 1 で示される量にまで達する。その後包晶反応が進むとともに直線 4 まで  $\delta$  相の割合は低下する。従つて、 $f_s=0.85$  以後に包晶変態により  $\gamma$  相に変態する  $\delta$  相の割合は図中斜線で示した量となる。直線 4

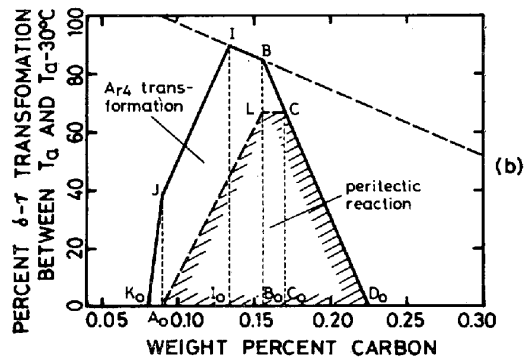
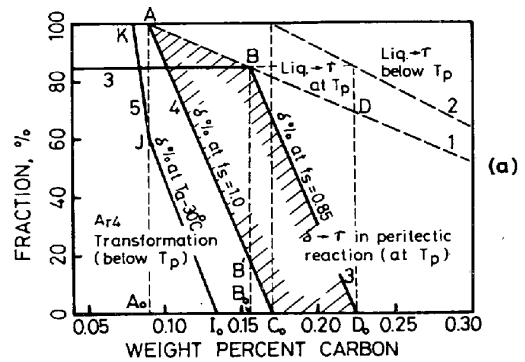


Fig. 14. Fraction phase and  $\delta$ - $\gamma$  transformation vs. weight percent carbon. (In Fig. 14a, 1, 2: fractions solid when the peritectic reaction starts and ends, respectively.)

以下の  $\delta$  相は  $T_p$  以下で  $Ar_4$  変態を遂げて  $\gamma$  相に変わる。このうち  $T_a-30^\circ\text{C}$  以上で  $Ar_4$  変態する量は直線 4 と折線 5 で囲まれた量である。Fig. 14(b) に  $Ar_4$  変態量と包晶変態量を加え合わせた総変態量を示した。図より、C 量が  $I_0$  の鋼でこの総変態量にもつづく歪みが最大となると推察される。準固相線がさらに高温で現れると歪み蓄積の上限温度が高くなり、また、応力緩和がさらに速ければ歪み蓄積の下限温度が高くなり、Fig. 14(b) のピークの位置がさらに高炭側へずれる。割れ発生と C 量の関係が諸報告で異なる理由としては、他の成分元素の影響(とくに Mn 量が高いと包晶反応域は低炭領域に広がる)のほかに、連鋳機の機械特性、操業条件の違いにより、冷却・凝固様式に差異が生じ、上に述べた冶金的要因が異なることも考えられる。

このような高温での塑性歪みの蓄積が考えにくい場合には、塑性歪みを dendrite 樹間距離の変化と考える。すなわち、半凝固状態での固相の dendrite が収縮すると dendrite 主軸間の距離がそれに応じて縮まない限り樹間の距離が増す。dendrite 主軸間の距離の変化率は  $\dot{\epsilon}$  に相当し、dendrite の収縮率は  $\alpha_e \cdot dT/dt$  に相当する。その差異が樹間距離の変化率であるから  $\dot{\epsilon}_p$  と全く同じ値であり、解釈が異なるだけである。

<sup>†2</sup> この文章および次の段落に言う歪みは割れ発生に關与する歪みを意味する。



樹間距離の変化量が  $T_a > T > T_a - 30^\circ\text{C}$  の間で一定の限界値に達すると割れないしは割れ核が発生すると考える。

## 6. 結 言

連铸铸型内での凝固殻に生じる応力、歪みを解析した。その結果、溶鋼に近い凝固殻の部分、すなわち、鋼の高温脆化温度範囲にある凝固殻の部分に、0.09~0.17% C 鋼で大きい引張応力・歪みの生じることを示した。

これは、凝固完了直前の包晶反応と  $\text{Ar}_4$  変態の両者による歪みを考慮することによって説明付けられる。最大の歪みが生じる C 量は 0.14% との結論を得た。

次に凝固遅れ成長モデルを検討した。铸型に人工疵を施した場合、熱応力による内部モーメントにより初期に形成された凝固遅れ部が铸型表面より浮き上がり、さらにこの部の凝固遅れが助長されることを示した。この凝固遅れ助長モデルによると、疵幅が同じ場合には 0.10~0.14% C 付近の鋼で最も凝固遅れが生じやすく、また同一炭素鋼では疵幅が大きいほど凝固遅れが生じやすいことがわかった。

凝固遅れ部が存在すると铸型内で凝固殻の自由収縮が妨げられた時この部に歪みが集中し、脆化域で生ずる歪みが多くなることが示された。この歪み量は凝固遅れが小さいほど、またスラブ表面より内側へ行くほど小さくなることもわかった。

铸型直下の二次冷却により凝固殻内に誘起される応力・歪みを解析した。スラブ表面に引張応力・歪みが生じ、歪み量は凝固遅れ部で大きく、凝固遅れが著しくなるほど、また冷却が強くなるほど、大きくなることがわかった。また、凝固殻表面から内側へ行くにつれ小さくなることもわかった。

以上のように、スラブ表面縦割れ発生について、割れ発生頻度を与える C 量、铸型疵、二次冷却の影響、また割れ深さについて考察し、実機での操業経験、試験結果を説明した。

## 記 号

$A$ : $\gamma$ - $\delta$ 二相域における $\delta$ 相の割合	(重量比)
$a$ : 凝固遅れ部半幅	(cm)
$b$ : 凝固殻の浮き上がり幅(半幅)	(cm)
$D_1, D_2$ : 正常部・凝固遅れ部の曲げ剛性	( $\text{kgf} \cdot \text{cm}^2 / \text{cm}$ )
$E$ : 弾性率	( $\text{kgf} / \text{cm}^2$ )
$f_s$ : 固相率	
$H$ : 溶鋼ヘッド	(cm)
$h_M$ : 铸型高さ	(cm)
$k_{\text{eff}}$ : 凝固殻浮き上がり部の有効熱伝導度	( $\text{cal} \cdot \text{cm}^{-1} \cdot \text{s}^{-1} \cdot ^\circ\text{C}^{-1}$ )

$L$ : 鋼の凝固潜熱	(66.9 cal/g)
$l_1, l_2$ : 正常部・凝固遅れ部の幅 (スラブ幅方向)	(cm)
$M_0$ : $z=0$ における静鉄圧による曲げモーメント	( $\text{kgf} \cdot \text{cm} / \text{cm}$ )
$M_1, M_2$ : 正常部・凝固遅れ部での熱応力による内部モーメント	( $\text{kgf} \cdot \text{cm} / \text{cm}$ )
$p$ : 静鉄圧	( $\text{kgf} / \text{cm}^2$ )
$T$ : 凝固殻内温度	( $^\circ\text{C}$ )
$T_0$ : スラブ表面温度	( $^\circ\text{C}$ )
$T_a$ : $f_s=0.85$ となる温度	( $^\circ\text{C}$ )
$T_L$ : 液相線温度	( $^\circ\text{C}$ )
$T_p$ : 包晶温度	( $^\circ\text{C}$ )
$T_s$ : 固相線温度	( $^\circ\text{C}$ )
$\Delta T_s$ : 铸型出口での正常部・凝固遅れ部表面温度差	( $^\circ\text{C}$ )
$t$ : メニスカスからの経過時間	(s)
$t_s(x)$ : 固相線ないしは $f_s=0.85$ の線の $x$ 通過時刻	(s)
$t^+$ : $T_s > T > T_s - 50^\circ\text{C}$ 滞在時間	(s)
$v$ : 引き抜き速度	(cm/s)
$w_s$ : 短片幅(スラブ厚)	(cm)
$w_T$ : 铸型短片テーパー	(cm/cm)
$x$ : スラブ広面に垂直な座標, スラブ表面:	$x=0$ (cm)
$x_0$ : 曲げの中立軸	(cm)
$y$ : 浮き上がり高さ	(cm)
$y_0$ : $z=0$ での浮き上がり高さ	(cm)
$y_1, y_2$ : 凝固殻の浮き上がり高さ	(cm)
$z$ : スラブ幅方向座標	(cm)
$\alpha_1, \alpha_2$ : 正常部, 凝固遅れ部での铸型-凝固殻間の総括熱伝達係数	( $\text{cal} \cdot \text{cm}^{-2} \cdot \text{s}^{-1} \cdot ^\circ\text{C}^{-1}$ )
$\alpha_0$ : 有効線膨張率	( $^\circ\text{C}^{-1}$ )
$\delta_1, \delta_2$ : 正常部・凝固遅れ部の凝固殻厚	(cm)
$\epsilon_p$ : 塑性歪み	
$\epsilon^s$ : 二次冷却で生じるスラブ表面での歪み	
$\dot{\epsilon}$ : 総歪み速度	( $\text{s}^{-1}$ )
$\dot{\epsilon}_p$ : 塑性歪み速度	( $\text{s}^{-1}$ )
$\dot{\epsilon}_M$ : 铸型短片テーパーに沿う長片全幅の歪み速度	( $\text{s}^{-1}$ )
$\dot{\epsilon}_1, \dot{\epsilon}_2$ : 正常部・凝固遅れ部での総歪み速度	( $\text{s}^{-1}$ )
$\lambda$ : 鋼の熱伝導度	( $0.065 \text{ cal} \cdot \text{cm}^{-1} \cdot \text{s}^{-1} \cdot ^\circ\text{C}^{-1}$ )
$\rho$ : 鋼の密度	( $\text{g} / \text{cm}^3$ )
$\rho_\gamma, \rho_\delta$ : $\gamma$ 相・ $\delta$ 相の密度	( $\text{g} / \text{cm}^3$ )
$\rho_s$ : 熱解析に使用した鋼の密度	(7.32 $\text{g} / \text{cm}^3$ )
$\sigma$ : 応力	(MPa)
$\sigma_1, \sigma_2$ : 正常部・凝固遅れ部での応力	(MPa)

## 文 献

- 1) R. J. GRAY, A. PERKINS, and B. WALKER: International Conference on Solidification, 1977 (1979), p. 300
- 2) 塗 嘉夫, 山内秀樹, 藤井博務, 有馬良士, 大橋徹郎, 広本 健: 鉄と鋼, 66 (1980), S807
- 3) L. I. MOROZEUSKII, O. A. MITENEV, and V. K. KRUTIKOV: Stal in Eng., 4 (1965), p. 272
- 4) J. K. BRIMACOMBE, F. WEINBERG, and E. B. HAWBOLT: Met. Trans., 10B (1979), p. 279
- 5) P. NILLES, P. DAUBY, A. ETIENNE, B. MAIRY, and A. PALMAERS: Steel Making Proceeding, 61 (1978), p. 399
- 6) 木下勝雄, 江見俊彦, 笠井 学: 鉄と鋼, 65

- (1979), p. 2022
- 7) 木下勝雄, 北岡英就, 江見俊彦: 鉄と鋼, 67 (1981), p. 93
  - 8) F. WEINBERG: Met. Trans., 10B (1979), p. 219
  - 9) 鈴木洋夫, 西村 哲, 山口重裕: 鉄と鋼, 65 (1979), p. 2038
  - 10) S. N. SINGH and K. E. BLAZEK: J. Metals, 26 (1974) 10, p. 17
  - 11) 杉谷泰夫, 中村正宣: 鉄と鋼, 65 (1979), p. 1702
  - 12) A. GRILL and J. K. BRIMACOMBE: Ironmaking and Steelmaking, 3 (1976) 2, p. 76
  - 13) O. RICHMOND and R. H. TIEN: J. Mech. Phys. Solids., 19 (1971), p. 273
  - 14) 綾田研三, 森 隆資, 安西 章, 河原 実: 鉄と鋼, 61 (1975), S514
  - 15) 松野淳一, 間野純一, 大井 浩: 鉄と鋼, 61 (1975), S515
  - 16) 常岡 聡, 山本利樹, 斎藤 勲, 桐生幸雄: 鉄と鋼, 66 (1980), S809
  - 17) 三隅秀幸, 溝口庄三, 佐伯 毅, 大口 滋, 田中純: 鉄と鋼, 66 (1980), S809
  - 18) 佐伯 毅, 大口 滋, 溝口庄三, 山本利樹, 三隅秀幸, 常岡 聡: 鉄と鋼, 68 (1982), p. 1773
  - 19) 三隅秀幸, 溝口庄三: 私信
  - 20) 三隅秀幸, 田中重典, 高浜秀行, 桐生幸雄, 島孝次, 河野拓夫: 鉄と鋼, 67 (1981), S174
  - 21) 西沢泰二: 金属便覧, 改訂三版 (日本金属学会編), (1971), p. 666 [丸善]
  - 22) 磯部俊夫, 久保田昌男, 北岡山治: 鑄物, 50 (1978), p. 235
  - 23) 今村 淳, 鈴木洋夫, 宮崎武志: 鉄と鋼, 66 (1980), S804
  - 24) 水上秀昭, 村上勝彦, 宮下芳雄: 鉄と鋼, 63 (1977), S562
  - 25) 中戸 参, 鞭 巖: 鉄と鋼, 66 (1980), p. 33
  - 26) 鈴木洋夫, 西村 哲, 中村 泰: 鉄と鋼, 66 (1980), S805
  - 27) 河野拓夫, 島 孝次, 桑原達朗, 溝口庄三, 山本利樹, 三隅秀幸, 常岡 聡: 鉄と鋼, 68 (1982), p. 1764

統 計

ロボットの出荷割合比率  
—鉄鋼業はわずか4パーセント—

産業用ロボットの華やかな活躍振りが、新聞やテレビで紹介されること、しきりである。

各国のロボット設置状況を表1でみると、日本は断然他をひき離し、二位西独の6倍強である。全体に占める割合も7割に近い。

ところがわが鉄鋼業とはいえば、読者も気付いておられるように、製鉄所を見て廻つてもロボット君のめざましい働きにお目にかかることが少ないのである。金額ベースで出されたものだが、表2の需要部門別出荷割合比が示すように、51~55年の年平均で自動車製造業の34%に対し鉄鋼業は4%にすぎない。しかも年々比率は低下している。

しかし、産業用ロボットというのは、自動車用溶接ロボットのようなものを標準としている。そうしてみると、製鉄プロセスはハードの中にソフト機能を組み込んだ装置によつて生産が行われるプロセスであり、もはやロボットの介入を許さないほど高度化していると言えよう。

鉄と鋼 65 (1979) 13, p. 1963 に技術トピックス「人間とロボット」が掲載されている。

表1 各国のロボット設置台数 (1981年)

(順位)	(国 別)	(台 数)
①	日 本	67 435
②	西 独	11 400
③	ス イ	8 050
④	米 国	4 100*
⑤	ソ 連	3 000**
⑥	チェコスロバキア	530
⑦	英 国	371
⑧	ポ ー ラ ン ド	360
⑨	デ ン マ ー ク	176
⑩	フ ィ ン ラ ン ド	167
⑪	ペ ル ギ ー	124
⑫	オ ラ ン ダ	81
⑬	ユーゴスラビア	25
合 計		95 839

資料) 米国ロボット協会のアンケート調査より

注) 1. \* 米国の台数には簡易形は含まれていない。

2. \*\* 直接の回答でなく他の情報源による推定。

3. 回答澳れの主要国としては仏、伊、スウェーデンなどがある。

(「Robot」No. 33, (1981)10月号, p. 14

〔社〕日本産業用ロボット工業会]

表2 需要部門別出荷割合比 (金額ベース)

業 種	51年	52年	53年	54年	55年	平均
自動車製造業	30	34	39	38	30	34
電気機器製造業	21	23	24	18	36	24
合成樹脂成型加工業	13	10	10	11	10	11
金属製品製造業	6	3	7	8	5	6
金属加工機械	5	6	4	3	4	4
鉄 鋼 業	6	6	3	4	1	4
非鉄金属製造業	2	1	2	2	3	2
輸 送 機 械	2	4	3	2	3	3
その他	15	13	8	14	8	12
出荷額 (億円)	137	211	266	380	769	—

日本産業用ロボット工業会調べ

(「産業用ロボット」1981. 10, p. 13)