

© 1982 ISIJ

連铸鑄片の縦割れにおよぼす局部的凝固おくれの影響

論文

佐伯 毅*・大口 滋*²・溝口 庄三*³
山本 利樹*⁴・三隅 秀幸*⁴・常岡 聡*⁴

Effect of Irregularity in Solidified Shell Thickness on Longitudinal Surface Cracks in CC Slabs

Tsuyoshi SAEKI, Shigeru OOGUCHI, Shozo MIZOGUCHI

Toshiki YAMAMOTO, Hideyuki MISUMI, and Akira TSUNEOKA

Synopsis :

The source of longitudinal mid-face cracks was investigated and found to be the local retardation of solidification at the early stages.

The crack occurrence tendency was very sensitive to the size of surface groove at the meniscus of mould, the property of mould flux and steel composition. This local retardation of solidification did not diminish during travelling in the mould.

It was possible to evaluate casting conditions by estimating the uniformity of solidified shell thickness and surface temperature by the temperature measurement of copper mould.

1. 緒 言

連铸鑄片を高温度状態で次工程に送る方法は、省エネルギーの点から時代の趨勢となつてきているが、その前提条件として、鑄片の無手入れ化が必須である。

鑄片の表面疵としては縦割れが代表的であり、これについての研究は、種々の側面から検討されており、BRIMACOMBEら¹⁾²⁾は総括的に論じている。

著者らは鑄片縦割れ現象は、鑄片がまだ鑄型内にある時期から既にその前兆があり、鑄型の温度を連続的に測定することによつて、これを検出できるはずであると予測した。

鑄型温度計測によつて、初期凝固現象と操業条件との関係を調査した研究は多い^{3)~10)}。しかし、これらの多くは得られたデータを総括伝熱係数と操業条件の関係という見方から整理しており、局所伝熱係数の判定ができるという鑄型温度計測の利点を必ずしも有効に利用しているとは言えない。鑄型内の温度の局所的な動きに着目した報告として次のようなものがある。すなわち、中戸ら^{14)~16)}は縦割れは銅板内の温度変動が大きい場合に発生しやすいことを見出し、井上ら¹⁷⁾や大口ら¹⁸⁾は鑄型上

部の温度変動が鑄片引き抜き速度と同期して下方へ伝わることを見出し、凝固殻厚みの変動を鑄型温度計測で検出できることを報告している。

鑄型内の局所的な凝固現象を研究する手法としては、硫黄添加法¹⁹⁾、溶鋼排出法²⁰⁾、初期凝固シミュレーター法²¹⁾などがあるが、鑄型温度計測法は、これらに較べて、実操業下の初期凝固現象を調査する目的には適していると思われる。著者らは以下に述べる方法によつて、鑄片縦割れを意図的に生成消滅させ、その周辺の鑄型温度を計測し、縦割れ生成機構解明の一助とした。

本報告では、縦割れ生成現象に関する温度計測結果からの考察について述べるが、連铸フラックスとの関係²²⁾、応力発生現象²³⁾、縦割れ部の金属組織観察からの考察²⁴⁾については別報にゆずる。

2. 実験方法

鑄片の表面縦割れは、通常、不規則に発生する。そのため、鑄片縦割れ発生部の鑄片表面温度や凝固殻厚みの不均一程度を定量的に知ることが困難であつた。この点に鑑み、本実験においては、鑄型表面にへこみ状の線状疵を付し、この鑄型表面疵と溶鋼メニスカスとの位置関

昭和 55 年 10 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)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.)

*² 新日本製鉄(株)生産技術研究所(Process Technology R & D Laboratories, Nippon Steel Corp.)

*³ 新日本製鉄(株)大分製鉄所(現:新日本製鉄(株)基礎研究所)Ph. D (Oita Works, Now Fundamental Research Laboratories, Nippon Steel Corp., 1618 Ida Nakahara-ku Kawasaki 211)

*⁴ 新日本製鉄(株)大分製鉄所(Oita Works, Nippon Steel Corp.)

係を変えることによつて、鑄片表面の縦割れ疵を意図的に発生させ得るようにし、かつ、この鑄型表面線状疵のライン上の鑄型銅板裏側に温度計を埋設し、この温度計測によつて、鑄片表面の縦割れ発生現象を追尾しうるようにした。

鑄型内表面への疵の付与状況を Fig. 1 に示す。疵の大きさは、深さ 0.1~0.3 mm、幅 1.0~3.0 mm、長さ 150 mm の範囲で、各種変更した。この人工疵は鑄片引き抜き方向に平行な線状へこみ疵であり、鑄型上端から、110~260 mm の範囲にある。

鑄型銅板への温度計埋設図を Fig. 2 に示す。温度計は鑄型銅板裏側から挿入し、温度計測点は、鑄型銅板稼働面から 7.5 mm の深さである。鑄型表面人工疵は Fig. 2 の p 列上に、Fig. 3 のように付した。本報告では、Fig. 2 の e, g, m および p 列の測温値を解析した。

鑄型表面への線状疵の付与は鑄型 F, L 面の両面に行つた。しかし、熱電対の埋め込みは F 面のみである。

供試材の鋼の組成の代表例を Table 1 に示す。

鑄片縦割れの定量は、目視によりその長さを測定し、鑄片長さに対する縦割れ長さの比で、その評価を行つた。

さらに鑄型内に硫黄を添加し、鑄片試料断面のサルフ

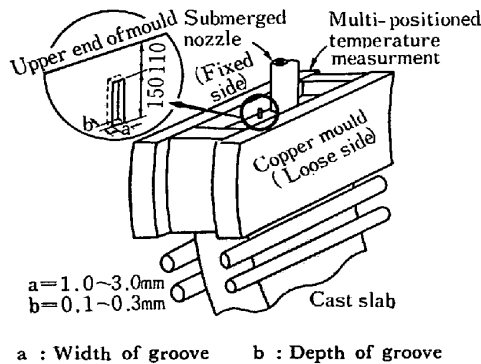


Fig. 1. Arrangement of artificially grooved mould.

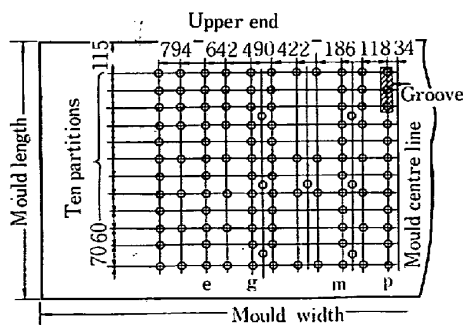


Fig. 2. Allocation for thermocouple holes for temperature measurement in copper mould. (unit : mm)

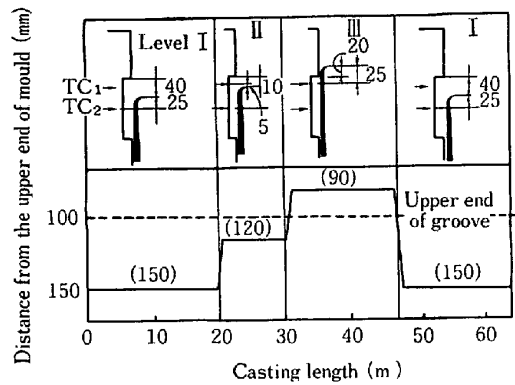


Fig. 3. Scheduled relative position of liquid meniscus to the artificial mould groove. (TC : Thermocouple)

Table 1. Chemical composition of cast steel (wt%).

C	Si	Mn	P	S	TAl	Others
0.15	0.14	0.36	0.016	0.013	0.017	none

ァープリントから、人工疵部近傍の凝固殻厚みの測定も行つた。

また、鑄型下端に連鑄フラックス回収装置を設置し、フラックスを回収し、その厚み測定から、鑄型人工疵部分へのフラックスの流入状況についても考察した。

3. 実験結果

3.1 温度波形の一般的特徴

試験用鑄型に人工疵を付与しない場合について、鑄型埋め込み温度計の p 列 6 個の計測結果を Fig. 4 に示す。鑄型温度はたえず小さな変動を示している。p2 の熱電対は湯面の変動を拾い、大きな温度変動を示しているが、p4 以下はどれも相似な温度推移を示している。さらに、対応する高い温度を与える点、あるいは、低い温度を与える点を結ぶと、下方の熱電対のものほど時間的なおくれを示しており、このおくれは熱電対間隔を鑄片が引き抜かれて行くに要する時間と対応している。すなわち各位置での温度変動は、鑄片上に固定した点として、高い温度を与える点 (抜熱の良好な点) あるいは低い温度を与える点 (抜熱の悪い点) が鑄片と共に鑄型内を下降する結果、Fig. 4 のような関係を生ずると説明される¹⁸⁾。

後述するように、この温度推移と凝固殻厚み、すなわち、抜熱特性とは良い対応を示す。

3.2 縦割れの発生状況

鑄型表面に付けた人工疵とメニスカスの相対位置関係

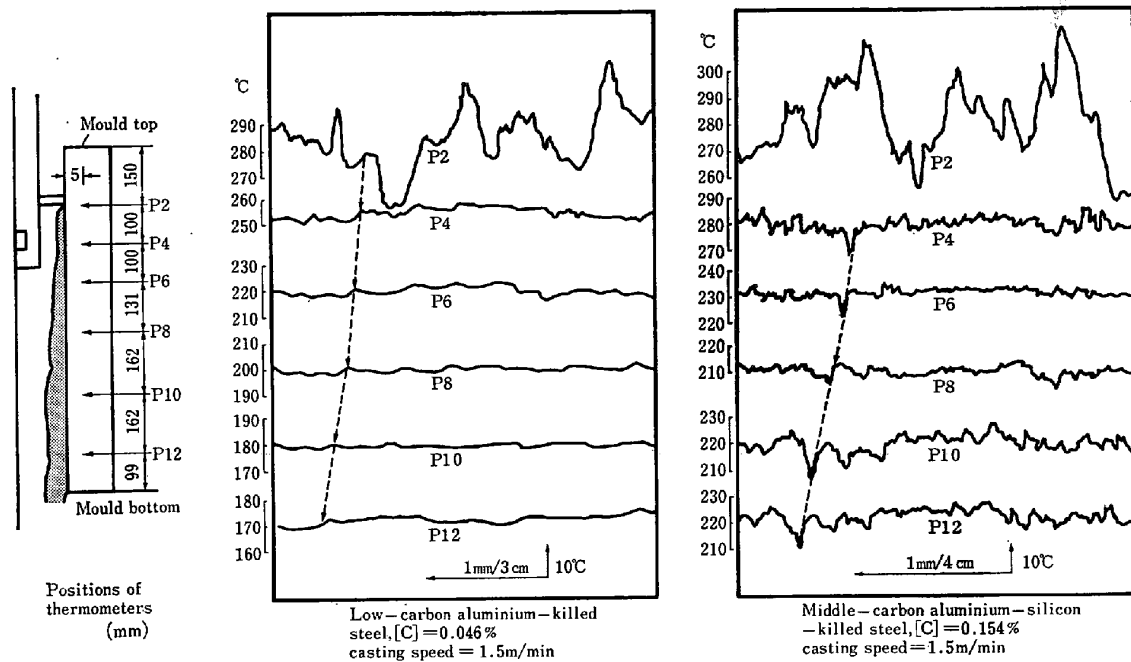


Fig. 4. Representative time-temperature curves.

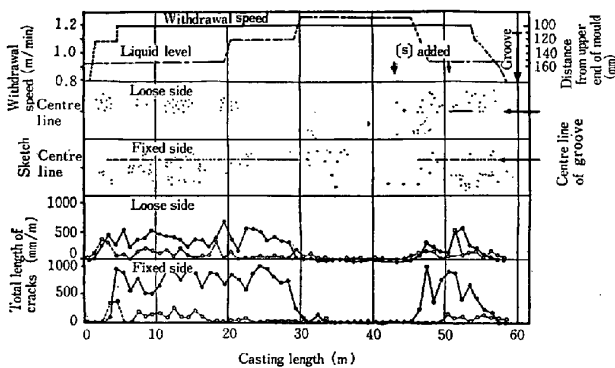


Fig. 5. Crack formation showing its dependence on the relative position of liquid meniscus to the groove.

により、Fig. 5 に示すような縦割れ発生状況が得られた。すなわち湯面レベルが 120 mm および 150 mm の時には、明瞭な縦割れが疵の位置に対応して発生しているのに対して、湯面レベルが 90 mm の時には、ほとんど発生していない。つまり、メニスカスと人工疵との相対位置関係によつて、割れの発生傾向が異なることがわかつた。すなわち、メニスカスが人工疵内にある場合には、その位置ではほぼ全長にわたる程度の大縦割れが発生し、一方、メニスカスが人工疵よりも上にある場合には、縦割れは発生しないことがわかつた。

3.3 铸型温度測定結果と縦割れの関係

多点熱電対埋め込み铸型による铸型温度の測定を行い、健全部 (m 列) と人工疵部 (p 列) の温度差を求め

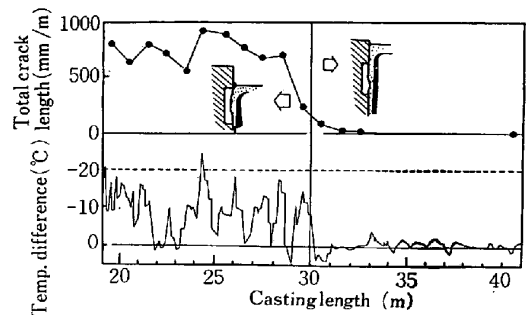
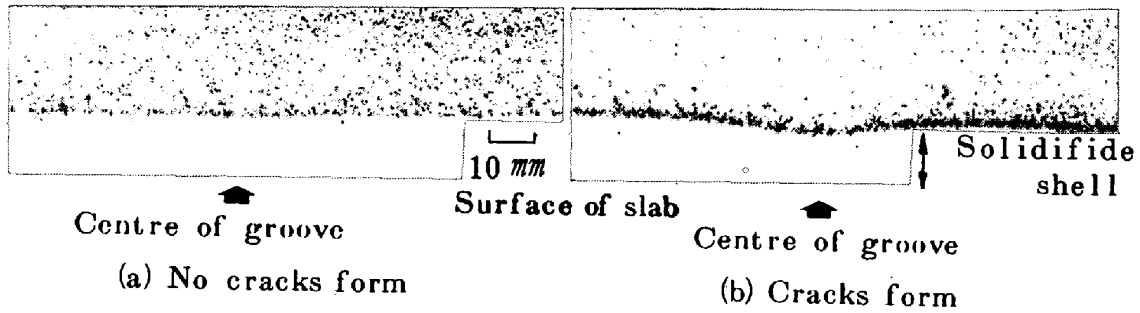


Fig. 6. Temperature difference between the grooved and its neighbouring points in the width direction showing the coincidence of crack formation with lower temperature.

た。この結果の一例を Fig. 6 に縦割れの発生状況と合わせて示した。人工疵内にメニスカスがある場合には、人工疵直下の铸型温度は健全部に比べて 10~20°C も低くなつておりと同時に、温度差のばらつきも大きくなつていいる。一方、メニスカスよりも下に人工疵がある場合には、幅方向の温度差はほとんど無いばかりか、そのばらつきも非常に小さい。

このような現象は単にメニスカス直下のみならず、铸型縦方向で引き続いて同様に起こつていいる。この状況を Fig. 7 に示した。縦割れが発生しない場合には、幅方向の温度差がほとんど無いばかりでなく、縦方向にも安定した温度分布を示している。これに対して、縦割れが発生した場合には、铸型疵部の温度が低く、しかも、铸型下端に向かうにつれて、この傾向はしだいに強くなる



(a) When the liquid meniscus is above the upper end of groove
 (b) When the liquid meniscus is within the groove
 Photo. 1. Sulphur prints by sulphur addition into mould showing the retardation of shell growth in case of crack formation

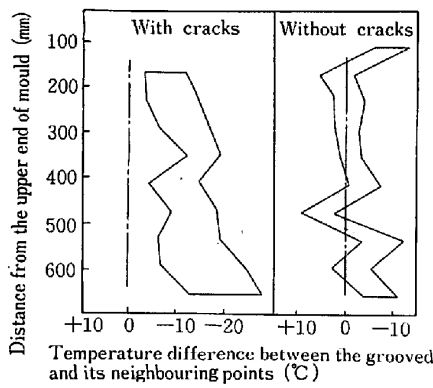


Fig. 7. Temperature difference between the two points in the width direction showing continued lower heat extraction toward mould exit.

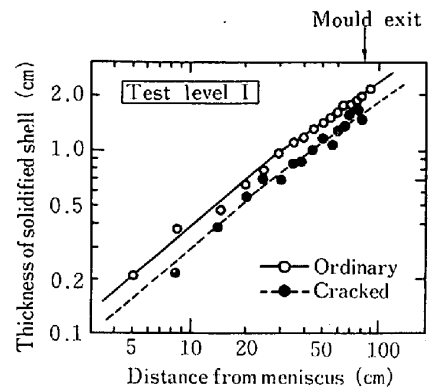


Fig. 8. Comparison of shell growth showing retardation of cracked shell.

ことを示している。このことは、縦割れ部の鋳片表面温度は健全部より高いことを意味している。

3.4 凝固殻厚みの調査

鋳型内に硫黄を添加し、サルファープリントによつて人工疵近傍の凝固不均一状況を調査した。その結果を Photo. 1 に示す。メニスカスが人工疵内にある場合には、明瞭に凝固遅れが認められる。一方、メニスカスが疵部よりも上方にある場合には、このような凝固遅れは認められなかつた。縦割れの発生した水準 I について、鋳造方向に測定した凝固殻厚みの発達状況を Fig. 8 に示す。この時の健全部の凝固厚み (S_i)、凝固遅れ部の凝固殻厚み (S_k) はそれぞれ次式で表される。

$$S_i = 0.092 t^{0.867} \dots\dots\dots (1)$$

$$S_k = 0.074 t^{0.867} \dots\dots\dots (2)$$

すなわち、人工疵直下における凝固不均一度は約 20% に達している場合がある。この凝固の不均一度を (3) 式のように定義し、この不均一度と縦割れの関係を Fig. 9 に示した。これからわかるように約 10% 以上の不均一度で縦割れが発生する。

$$\Delta S_{ik} = [(S_i - S_k) / S_i] \times 100 \dots\dots\dots (3)$$

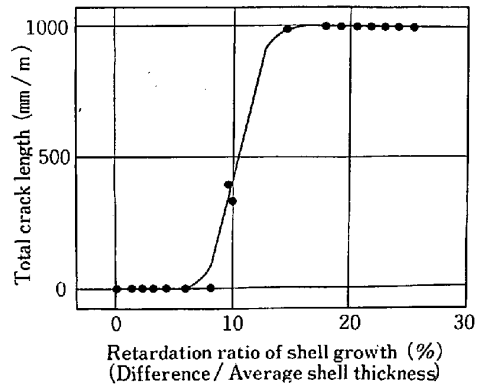


Fig. 9. Relation between crack formation and retardation of shell growth.

このような縦割れ発生時の凝固速度を比較するために、デンドライトの二次アーム間隔を測定したところ、Fig. 10 に示すように、正常部に較べて、アーム間隔が広く、凝固速度がおそいことがわかつた。

縦割れ部の凝固おくれとの対応は、硫黄添加法による宮坂ら²⁵⁾の報告によつて、また、デンドライトの粗大化は橋尾ら²⁶⁾によつて報告されている。

凝固おくれの原因として、空隙の生成^{27)~34)}、あるいは、フラックスの過剰流入^{35)~37)}などにより、伝熱のお

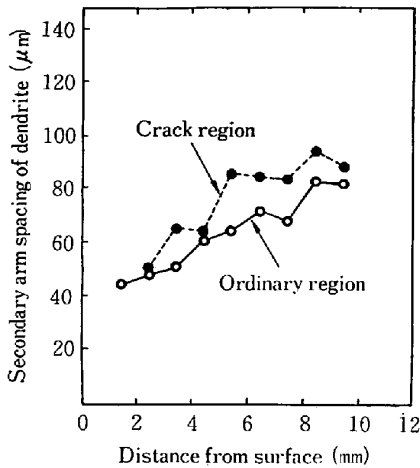


Fig. 10. Comparison of secondary arm spacings of dendrite.

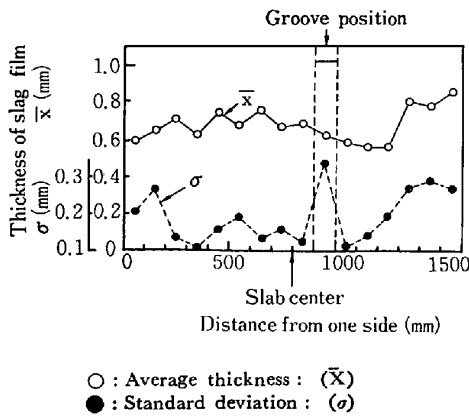


Fig. 11. Thickness of slag film obtained from slab surface at mould exit.

くれが生ずることが報告されている。著者らは、铸型直下にフラックスフィルムサンプラーを設置し、铸造中のフラックスフィルムを採取し、その厚みを測定した。Fig. 11 にその結果を示す。平均厚みは人工疵部も正常部も同じ 600~800 μ であったが、そのばらつきは、人工疵部で 300 μ と正常部の 2 倍であった。このことは、空隙の生成とフラックスの過剰流入の両方が铸造中に生じていることを示しているものと推定される。武³⁸⁾らはスラジポンプの利用によりフラックスを採取し、その厚みが 300~400 μ になると報告しており、著者らの結果よりやや小さい。

一方、凝固の不均一を起し、縦割れを発生させる限界人工疵大きさを求めるために、人工疵の大きさを種々変更して、縦割れとの関係性を求めた結果を Fig. 12 に示す。なお、図中には低炭素鋼での試験結果もあわせて示した。縦割れは铸型表面疵の幅に依存しており、幅 2.0 mm 以上の場合に、手入れの必要な縦割れが発生する。疵の深さの影響は明らかにし得なかつた。空隙によ

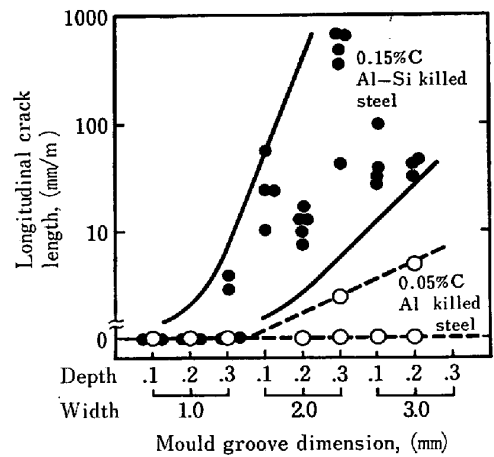


Fig. 12. Length of longitudinal surface crack per unit length of slab vs. mould groove dimension.

る伝熱不良は、その空隙の深さにそれほど依存せず、むしろ幅の影響が大きいと考えられる。低炭素鋼の場合には、幅 3.0 mm もあるような人工疵を付けても、ほとんど縦割れが発生しなかつた。これは諸文献^{21)30)39)~43)}にて指摘されているように、割れ感受性の鋼種による違いによるものといえよう。

4. 考 察

铸型温度計測結果によれば、低炭素系や高炭素系の鋼種は時間変動の少ない、滑らかな温度波形を示すが、一方、铸片縦割れ発生が多い中炭素系鋼種は変動の大きい温度波形を示すことがわかつた。この差は明瞭であつた。铸型温度の変動は铸片凝固殻厚みの不均一と対応して、铸片縦割れ発生と密接な関連を持つことが予想される。そこでこの铸型温度の変動を定量化し、異なつた条件下、例えば、铸造速度、連铸フラックス、鋼種、温度測定条件などが異なる場合でも、相互の比較を可能にすべく、銅板内で変動する测温値の伝熱解析を行つた。

(1) 伝熱解析の仮定

铸型銅板内の伝熱をその厚み方向の一次伝熱で近似しうるものとし、测温点の温度を次式で表す。

$$T = T_{10} + k \sin \omega t \quad (\text{at } x=0) \quad \dots\dots\dots (4)$$

また、水冷溝側の銅板温度を一定とする。すなわち、

$$T = T_{1b} \quad (\text{at } x=b) \quad \dots\dots\dots (5)$$

(2) 伝熱方程式の解法

前述の仮定より、次式が成立つ。

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a_m \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \quad \dots\dots\dots (6)$$

ここで、温度を定常成分と周期変動成分に分け、次式のように表す。

$$T = T_1 + T_2 \quad \dots\dots\dots (7)$$

定常成分は

$$\partial^2 T_1 / \partial x^2 = 0$$

となり、その解は次のようになる。

$$T_1 = (T_{1b} - T_{10})x/b + T_{10} \dots\dots\dots (8)$$

周期変動成分は

$$\frac{\partial T_2}{\partial t} = a_m \frac{\partial^2 T_2}{\partial x^2} \dots\dots\dots (9)$$

$$\begin{aligned} \text{ただし, } T_2 &= k \sin \omega t \quad (\text{at } x=0) \\ T_2 &= 0 \quad (\text{at } x=b) \end{aligned}$$

(9)式を $T_2(x, t) = X(x) \cdot Z(t)$

と変数分離して、解を求めれば、

$$Z(t) = A_1 \exp(a_m \gamma t) \dots\dots\dots (10)$$

$$X(x) = A_2 \exp(\sqrt{\gamma} x) + A_3 \exp(-\sqrt{\gamma} x) \dots\dots\dots (11)$$

となる。 T_2 は周期 $2\pi/\omega$ なる周期関数であるから、

$$\gamma = i\omega/a_m \dots\dots\dots (12)$$

であり、また、(9)式の境界条件から、積分定数を求めて、整理すれば次式を得る。

$$\begin{aligned} T_2(x, t) &= k \sin \omega t \left\{ \sinh[(1+i)] \sqrt{\frac{\omega}{2a_m}} (b-x) \right\} \\ &\quad \left\{ \sinh\left\{ (1+i) \sqrt{\frac{\omega}{2a_m}} b \right\} \right\} \dots\dots\dots (13) \end{aligned}$$

鋳型内銅板温度 T は(8)、(13)式を用いて(7)式で求められる。

得られた解(7)式は減衰しつつ伝播して行く波動を表す複素双曲線関数である。解の絶対値が温度振幅、偏角が $x=0$ からの位相のずれに相当する。なお、鋳型表面温度の周期変動成分を求めるには(13)式で $x=-d$ (熱電対埋め込み深さ) とすればよい。

(3) 熱流束分布の解

次に、温度分布式から、熱流束 (F) を求める。

$$F = -\lambda_m \frac{dT}{dx} \dots\dots\dots (14)$$

F を定常成分 (F_1) と周期変動成分 (F_2) に分ける。

$$F_1 = \lambda_m (T_{10} - T_{1b})/b \dots\dots\dots (15)$$

$$F_2 = -\lambda_m (\partial T_2 / \partial x) \dots\dots\dots (16)$$

$$F = F_1 + F_2 \dots\dots\dots (17)$$

(4) 凝固殻厚みの算出

既に説明したように、鋳型温度の高い点 (抜熱の良好な点) および、低い温度を与える点 (抜熱の悪い点) は鋳片上に固定した点として、鋳片とともに鋳型内を下降して行く。これらの高い温度を与える抜熱の良好な点は凝固殻の発達の良い部分に相当し、低い温度を与える抜熱の悪い点は凝固殻の発達がおくられて薄くなっている部分に相当する。それ故、抜熱量から凝固殻厚みを算出

するに際し、抜熱の最大の点、最小の点は鋳片上に固定した点と考えられるので、抜熱の最大の値、最小の値に関して、それぞれ鋳型縦方向に積算して行くことにより、総抜熱量の最大の点、最小の点が得られる。かくして、鋳片長手方向の凝固殻厚みの不均一値を知ることができる。

このようにして求めた最大凝固殻厚みは鋳片表面に縦割れが存在しない幅方向他の部分の正常部の凝固殻厚みに、ほぼ等しいことが確認され、また、計算された最小凝固殻厚みは、縦割れ部のそれに対応することが確認された。

凝固殻内の温度分布を2次式で近似して、凝固殻形成の潜熱および凝固殻の温度降下による顕熱の和が鋳片表面から奪われる熱量に等しいものとして、熱収支により凝固殻厚みを計算する。

銅板内では数 s 程度の短周期の温度変動を取り扱うので、波動としての扱いが必要であるが、凝固殻側ではその必要はない。なぜならば、この短周期の変動は凝固殻の移動 (鋳片の下降) の結果として生ずるものであり、凝固殻側では抜熱の良好な部位と悪い部位が存在するが、それらは鋳片上に固定して移動するからである。

• 1次近似解

まず、凝固殻内の温度分布を1次式で近似して、凝固殻厚みを算出する。すなわち、温度分布を次式で近似する。

$$T = T_l - (F/\lambda_s)(S-y) \dots\dots\dots (18)$$

熱収支より

$$Q = \int_0^t F dt = \int_0^S \{L + (T_l - T)C_s\} \rho_s dy \dots\dots (19)$$

故に

$$\frac{F\rho_s c_s}{2\lambda_s} S^2 + \rho_s LS - Q = 0 \dots\dots\dots (20)$$

(20)式より、 S の値を求めると次式を得る。

$$S = -\frac{\lambda_s L}{F c_s} + \sqrt{\left(\frac{\lambda_s L}{F c_s}\right)^2 + \frac{2\lambda_s Q}{F\rho_s c_s}} \dots\dots\dots (21)$$

• 2次近似解

凝固殻厚みの推定精度を高めるため、次に、凝固殻内の温度分布を森山ら⁴⁴⁾のように2次式で近似し、凝固殻厚みおよび鋳片表面温度を求める。この時、1次近似解(21)式も利用する。

凝固殻内温度分布を次式で近似する。

$$T = B_1 y^2 + B_2 y + B_3 \dots\dots\dots (22)$$

ここで、 B_1, B_2, B_3 は経過時間の関数である。

熱流束と温度勾配の関係から

$$\left(\frac{\partial T}{\partial y}\right)_{y=0} = B_2 = \frac{F}{\lambda_s} \dots\dots\dots (23)$$

また、 $y=S$ (凝固殻と溶鋼の界面)で、 $T=T_l$ (鋼の液相温度)であるから

$$B_1 S^2 + B_2 S + B_3 = T_l \dots\dots\dots (24)$$

また、凝固殻と溶鋼との界面での伝熱量が凝固殻の成長による潜熱の放出量に等しいから

$$-\lambda_s \left(\frac{\partial T}{\partial y}\right)_{y=S} = -\rho_s L \frac{dS}{dt} \dots\dots\dots (25)$$

1次近似式(20)を t で微分し、 $dQ/dt=F$ を用いて整理すれば、

$$\frac{dS}{dt} = \frac{F\lambda_s}{F\rho_s c_s S + \rho_s \lambda_s L} \dots\dots\dots (26)$$

(21)式の S の値を上式に代入し

$$\frac{dS}{dt} = 1 \sqrt{\frac{\rho_s^2 L^2}{F^2} + \frac{2\rho_s c_s Q}{\lambda_s F}} \dots\dots\dots (27)$$

を得る。また(22)式より、次式を得る。

$$\left(\frac{\partial T}{\partial y}\right)_{y=S} = 2B_1 S + B_2 \dots\dots\dots (28)$$

(24)~(28)式より $B_1 \sim B_3$ が求まる。

$$B_1 = \frac{1}{2S} \left\{ L \sqrt{\left(\frac{\lambda_s L}{F}\right)^2 + \frac{2\lambda_s c_s Q}{F\rho_s}} - F/\lambda_s \right\} \dots\dots\dots (29)$$

$$B_2 = F/\lambda_s \dots\dots\dots (30)$$

$$B_3 = T_l - \frac{S}{2} \left\{ L \sqrt{\left(\frac{\lambda_s L}{F}\right)^2 + \frac{2\lambda_s c_s Q}{F\rho_s}} + \frac{F}{\lambda_s} \right\} \dots\dots\dots (31)$$

以上により、凝固殻内の温度分布が求められる。

鋼片表面から奪われる熱量が凝固の潜熱および凝固殻の温度降下による顕熱の和に等しいから、

$$Q = \int_0^S \{ \rho_s L + (T_m - B_1 y^2 - B_2 y - B_3) \rho_s c_s \} dy \dots\dots\dots (32)$$

なる関係より、 S が求められる。

$$S = \frac{-\rho_s L + \sqrt{(\rho_s L)^2 + 4EQ}}{2E} \dots\dots\dots (33)$$

ただし、

$$E = \rho_s c_s \left\{ L \sqrt{\left(\frac{\lambda_s L}{F}\right)^2 + \frac{2\lambda_s c_s Q}{F\rho_s}} + \frac{F}{6\lambda_s} \right\} \dots\dots\dots (34)$$

$$Q = \int_0^t F dt \dots\dots\dots (35)$$

(22)式より、 $y=0$ (鋼片表面)とすることにより、鋼片表面温度(T_0)が求まる。

$$T_0 = B_3 \dots\dots\dots (36)$$

(5) 凝固殻厚みの計算例

以上の諸式による凝固殻厚み等の算出法を次に説明する。縦方向6点の鋼型熱電対データ($T_{10} + ks \sin \omega t$)から

鋼板表面の熱流束(F)を求める。この熱流束の最大値、最小値が鋼片表面からの抜熱の最大値、最小値として鋼型内の抜熱量分布が得られる。かくして、(33)式より、凝固殻厚みの最大値、最小値が得られる。

Fig. 13 に実機スラブ連铸機における、鋼型测温結果を用いた解析例を示す。

この方法によつて、凝固殻厚み、鋼片表面温度を推定し、メニスカスと鋼型疵の位置との関係を Fig. 14 に

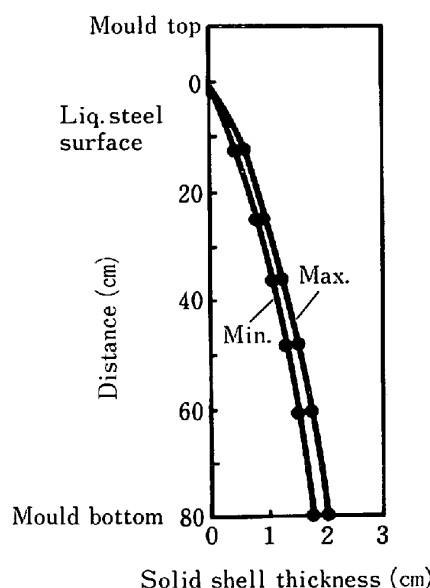


Fig. 13. An example of calculated solid shell thickness. (Casting speed = 1.2 m/min)

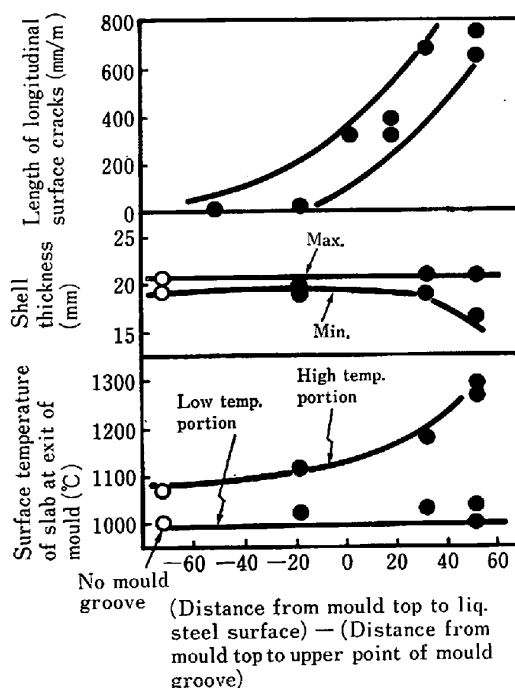


Fig. 14. Relation among slab surface temperature, shell thickness and longitudinal surface cracks.

示す。図中に縦割れ長さの関係も示した。縦割れが発生する場合には、鋳片表面温度が高く、凝固殻厚みも薄くなることわかる。

本解析法を用いて、鋳型下端での凝固殻最大厚みと最小厚みを求め、凝固殻不均一度 ΔS_{jk} を次のように定義する。

$$\Delta S_{jk} = [(S_j - S_k) / S_j] \times 100 \dots \dots \dots (37)$$

この ΔS_{jk} によつて、フラックス粘性、溶鋼炭素組成の影響を調査した。その結果を Fig. 15 および Fig. 16 に示す。各鋳造速度で凝固殻の不均一度を最小とするフラックス粘性値が存在し、その粘性値は高速ほど低粘性側へ移行することが確認された。Fig. 16 には凝固殻の不均一度と溶鋼炭素濃度の関係を示す。炭素濃度が0.12~0.16%の組成範囲で凝固殻厚みの不均一度が高くなることわかる。このことは、この組成範囲で、Fig. 17 のように、縦割れ発生率が高くなる事実とも良く対応する。このことは、この組成範囲で凝固殻の不均一度が高くなるという杉谷ら²¹⁾の結果、鋳型抜熱量が減少するという SINGH ら³⁹⁾やその他の研究者の結果^{30) 40) ~ 43)}とも一

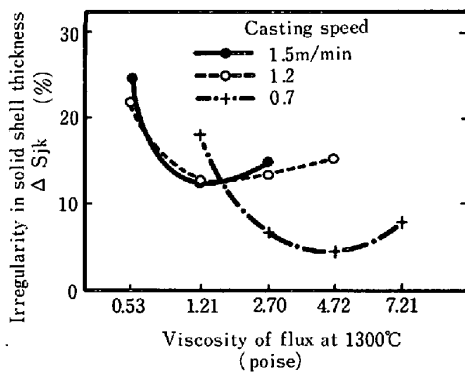


Fig. 15. Irregularity in solid shell thickness vs. viscosity of flux.

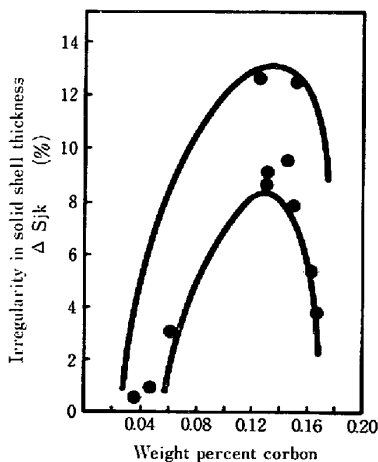


Fig. 16. Irregularity in solid shell thickness vs. weight percent carbon.

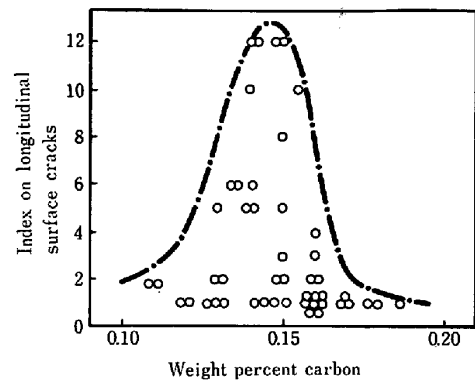


Fig. 17. Index on longitudinal surface cracks vs. weight percent carbon.

致する。

5. 結 言

連続鋳造時の鋳型内の凝固状況を鋳型に温度計を埋設して追尾し、かつ、鋳型表面に疵を付けて鋳片縦割れを意図的に発生させる手法によつて、諸試験を行い、次の結果を得た。

(1) 縦割れは、溶鋼メニスカスが鋳型表面人工疵と交叉する位置に来た時に発生し、メニスカスが人工疵よりも上部に来ると発生しない。すなわち、凝固の初期段階に縦割れの原因がある。

(2) メニスカス近傍で生成した凝固殻の異常、たとえば、その厚みの不均一は、鋳型下方へ鋳片が動いても解消されない。

(3) 炭素含有量 0.12~0.16% で縦割れ発生が顕著である。

(4) 凝固殻厚みの不均一度が、中炭系で 10% を越えると縦割れが発生する。

(5) 鋳型温度計測値から、凝固殻厚み、鋳片表面温度等を推定する計算方法を提案した。これによつて操業条件の判定ができる。

記 号

- $A_i, (i=1\sim3)$: 積分定数
- a : 温度伝導率 ($=\lambda/\rho c$)
- $B_i, (i=1\sim3)$: 定数
- b : 測温点から水溝先端までの距離 (cm)
- c : 比熱 ($\text{cal/g}^\circ\text{C}$)
- d : 鋳型表面から熱伝対先端までの距離 (cm)
- E : (34)式により定義
- F : 熱流束 ($\text{cal/cm}^2\text{s}$)
- F_1 : F の定常成分
- F_2 : F の周期変動成分
- i : 複素数
- k : 測温点における温度変動の振幅 ($^\circ\text{C}$)
- L : 凝固潜熱 (cal/g)
- Q : 伝熱量 (cal/cm^2)

S : 凝固殻厚み (cm)
 S_i, S_j, S_k : それぞれ S の正常部, 最大, 最小の値
 $\Delta S_{jk} = (S_j - S_k) \times 100 / S_i$ $\Delta S_{jk} = (S_j - S_k) \times 100 / S_j$
 T : 温度 ($^{\circ}\text{C}$)
 T_1 : T の定常成分
 T_{10} : 鑄型測温点の温度の定常成分
 T_{1b} : 鑄型水溝先端の温度 ($^{\circ}\text{C}$)
 T_2 : T の周期変動成分
 T_l : 鋼の液相線温度 ($^{\circ}\text{C}$)
 T_0 : 鑄片表面の温度 ($^{\circ}\text{C}$)
 t : 経過時間 (s)
 $X(x)$: 温度の周期変動成分 T_2 のうちの位置変動成分
 x : 測温点から鑄型内方向への距離 (cm)
 y : 鑄片表面から鑄片内方向への距離 (cm)
 $Z(t)$: 温度の周期変動成分 T_2 のうちの時間変動成分
 $\gamma = i\omega/a$
 λ : 熱伝導率 (cal/cm s $^{\circ}\text{C}$)
 π : 円周率
 ρ : 密度 (g/cm 3)
 ω : 温度変動の角速度 (rad/s)
 添字下付き s : 鋼, m : 鑄型
 計算に使用した物性値 : $c_m = 0.092$ (cal/g $^{\circ}\text{C}$)
 $\lambda_m = 0.75$ (cal/s $^{\circ}\text{C}$)
 $\rho_m = 8.96$ (g/cm 3)
 $c_s = 0.16$ (cal/g $^{\circ}\text{C}$)
 $L = 64$ (cal/g)
 $\lambda_s = 0.078$ (cal/cm s $^{\circ}\text{C}$)
 $\rho_s = 7.4$ (g/cm 3)
 (凝固鋼の物性値は 1350 $^{\circ}\text{C}$ における炭素鋼の物性値を使用).

文 献

- 1) J. K. BRIMACOMBE, F. WEINBERG, and E. B. HAWBOLT: Met. Trans., 10B(1979), p. 279
- 2) J. K. BRIMACOMBE and K. SORIMACHI: Met. Trans., 8B(1977), p. 489
- 3) 甲谷知勝, 山本志郎, 木村弘之, 田岡忠文, 沖森真弓: 鉄と鋼, 61 (1975), S 60
- 4) 林 清造, 田村喜昌, 加藤 郁, 片野征夫, 秋田靖博: 鉄と鋼, 60 (1974), S 101
- 5) 三宅俊和, 森 紘一, 野呂克彦, 安藤 徹, 秋田靖博: 鉄と鋼, 60 (1974), S 102
- 6) 森 隆資, 綾田研三, 藤巻正憲, 副島利行, 河原実: 鉄と鋼, 62 (1976), S 132
- 7) P. DRUZHININ and A. I. MAZUN: Stal in Eng. (1961) 5, p. 328
- 8) H. KRÄINER and B. TARMANN: Stahl u. Eisen, 69 (1949), p. 813
- 9) 宮原 忍, 武田州平, 鈴木幹雄, 内田繁孝, 山村稔: 鉄と鋼, 65 (1979), S 240
- 10) 日名英司, 和田芳信, 武 英雄, 柴田満弘, 小沢三千晴, 鈴木健一郎: 鉄と鋼, 65 (1979), S 748
- 11) 原田和夫, 藤田仁四郎: 日立造船技報, 34 (1973), p. 98
- 12) E. BACHNER and M. USSAR: Stahl u. Eisen, 96 (1976) 5, p. 185
- 13) C. R. TAYLER: Met. Trans., 6B (1975), p. 359
- 14) 中戸 参, 垣生泰弘, 江見俊彦, 木下勝雄, 戸村寿孝, 上田典弘, 今井卓雄: 鉄と鋼, 62 (1976), S 506
- 15) 中戸 参, 垣生泰弘, 江見俊彦, 由井信子: 鉄と鋼, 62 (1976), S 507
- 16) 中戸 参, 垣生泰弘, 江見俊彦, 由井信子: 鉄と鋼, 62 (1976), S 508
- 17) 井上俊朗, 秋田靖博, 野呂克彦, 片野征夫: 製鉄研究, 293 (1978), p. 12412
- 18) 大口 滋, 塩紀代美, 佐伯 毅, 梶岡博幸: 鉄と鋼, 64 (1978), S 656
- 19) 丸川雄浄, 小林隆衛, 姉崎正治, 川崎守夫, 坂下勉: 鉄と鋼, 62 (1976), S 503
- 20) 佐々木寛太郎, 杉谷泰夫, 三浦 実, 渡辺忠男: 鉄と鋼, 62 (1976), S 502
- 21) 杉谷泰夫, 中村正宣: 鉄と鋼, 65 (1979) 12, p. 1702
- 22) 中野武人, 藤 雅雄, 永野恭一, 溝口庄三, 山本利樹, 浅野敬輔: 鉄と鋼, 67 (1981), 連鑄特集号
- 23) 松宮 徹, 田中 純, 佐伯 毅, 有吉敏彦: 鉄と鋼, 68 (1982), p. 1782
- 24) 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
- 25) 宮坂直樹, 平岡照祥, 北村 修, 大野唯義, 安藤貞一, 大橋徹郎: 鉄と鋼, 64 (1978), S 663
- 26) 橋尾守規, 丸川雄浄, 城田良康, 豊田 守: 鉄と鋼, 62 (1976), S 89
- 27) 牛島清人: 鉄と鋼, 48 (1962), p. 747
- 28) L. S. LUDOL, N. P. MAIOROV, and I. T. KUSHNAREV: Stal in Eng. (1966), p. 973
- 29) J. SAVAGE: JISI (1962) 1, p. 41
- 30) A. GRILL and J. K. BRIMACOMBE: Ironmaking and Steelmaking, 3 (1976) 2, p. 76
- 31) F. OETERS and K. SARDEMAN: Arch. Eisenhüttenw., 45 (1974) 11, p. 737
- 32) 松野淳一, 中戸 参, 大井 浩: 鉄と鋼, 60 (1974), p. 1023
- 33) 木下勝雄, 江見俊彦, 笠井 学: 鉄と鋼, 65 (1979), p. 2022
- 34) 中戸 参, 鞭 巖: 鉄と鋼, 66 (1980), p. 33
- 35) 木下勝雄, 北岡英就, 江見俊彦: 鉄と鋼, 67 (1981), p. 93
- 36) 中戸 参, 江見俊彦, 橋 林三, 江本寛治, 馬田一, 守脇広治: 鉄と鋼, 61 (1975), S 481
- 37) T. EMI, H. NAKATO, Y. IIDA, K. EMOTO, R. TACHIBANA, T. IMAI, and BADA: Proc. 61st. NOH-BOSC, (chicago, 1978), p. 350
- 38) 武 英雄, 中井一吉, 前田瑞夫, 江本寛治: 鉄と鋼, 66 (1980), S 140
- 39) S. N. SINGH, K. E. BLAZEK: J. Metals, 26 (1974), p. 17
- 40) A. D. KIRSHENBAUM and J. A. CAHILL: Trans. AIME, 224 (1962), p. 816
- 41) R. J. GRAY, A. PERKINS, and B. WALKER: Sheffield International Conference on Solidification and Casting (1977), p. 967
- 42) 橋 林三, 児玉正範, 江本寛治, 大西正之: 鉄と鋼, 62 (1976), S 90
- 43) M. WOLF: 鉄と鋼, 66 (1980), S 756
- 44) 森山 昭, 鞭 巖: 鉄と鋼, 55 (1969), p. 682