連続鋳造鋳片コーナー縦割れの発生機構と防止対策* (高速鋳造用可変型短辺マルチテーパ鋳型の開発)

的 場 祥 行^{*1}, 岡 村 一 男^{*2}
村 上 敏 彦^{*3}, 山 本 憲 司^{*3}

Occurrence Mechanism and Prevention Method of Longitudinal Surface Cracks Near Slab Corner in Continuous Casting (Development of Variable Multi-Tapered Mold for High Speed Casting)

Yoshiyuki MATOBA^{*4}, Kazuo OKAMURA,
Toshihiko MURAKAMI and Kenji YAMAMOTO

^{*4} Osaka Institute of Technology Junior College, Dept. of Mechanical Engineering,
16-1 Ohmiya 5-Chome, Asahi-ku Osaka, Osaka, 535-8585 Japan

The mechanism of the occurrence of longitudinal surface cracks near slab corner has been investigated based on both the thermal stress analysis of solidifying shell in the continuous casting mold and experimental consideration. In the stress model, the coupling between thermal deformation of the shell and temperature distribution in the mold wall was taken into account. It is cleared that the conventional constant-tapered mold is insufficient to prevent the cracks. By applying a newly developed variable multi-tapered mold which was designed from the stress analysis, the high speed castings of 5 m/min have been put into practice without corner cracks.

Key Words: Thermal Stress, Heat Transfer, Finite Element Method, Continuous Casting, Surface Crack

1. 緒 言

連続鋳造機において製造される鋳片の品質問題の一つに、鋳片コーナー近傍に生じる縦割れの問題がある⁽¹⁾。従来、本問題については、鋳型の短辺に一定の直線テーパを付けるなどの工夫がなされてきたが、近年の高品質、高速鋳造化のニーズには必ずしも応えられず、解決すべき問題となっていた。

鋳片コーナー近傍の縦割れは初期凝固シェルに発生する熱応力によって生じるものと考えられる。この熱応力を評価するための従来の解析手法では^{(2)~(5)}、実測した熱流束あるいは実測値に基づいて設定した鋳型壁面温度を用いて鋳片の伝熱を計算するため、新しい鋳型の設計にはそのまま適用できないという問題がある。そこでここでは、鋳型と鋳片間の伝熱、及び変形の相互の影響をモデル化し、鋳型壁内の温度分布を同時に

計算することによって、鋳型温度の実測を必要としない解析手法⁽⁶⁾を用いた。この解析手法により発生応力と鋳型テーパとの関係を解析し、コーナー縦割れの発生機構及び直線テーパにおける問題点を明らかにした。上記検討に基づき、コーナー縦割れの防止対策として、短辺凝固シェルと鋳型との密着性を高め、かつ摩擦抵抗を抑制できる、可変型短辺マルチテーパ鋳型を設計、開発した。上記鋳型の実機への適用試験により、コーナー縦割れの防止と鋳造速度の高速化についてその効果を明らかにした。

2. コーナー縦割れの実態と調査

代表的なコーナー縦割れの例について、Mnのマッピング分析を行った結果を図1に示す。割れは開口しており割れ先端部分の周囲にMnが偏析していることから、縦割れは鋳型内での初期凝固過程で生じていることが分かった。縦割れは、特徴的には鋳片コーナーより5 mm前後の位置で、長辺面に発生することが多い。割れ感受性の強い中炭素鋼(炭素量: 0.1~0.3mass%)、とりわけ包晶鋼(炭素量0.1~0.18mass%)では発生しやすいが、低炭素鋼でも高速鋳造時には多く発生した。

* 原稿受付 1999 年 12 月 15 日。

^{*1} 正員, 大阪工業大学短期大学部(☎ 535-8585 大阪市旭区大宮 5-16-1)。

^{*2} 正員, 住友金属工業(株)総合技術研究所(☎ 660-0891 尼崎市扶桑町 1-8)。

^{*3} 住友金属工業(株)総合技術研究所。

E-mail: matoba@jc.oit.ac.jp

Fig.1 Example of mapping analysis of Mn in cross section of slab with longitudinal corner crack

3. 鋳型・凝固シェルの温度・変形連成解析法

3.1 解析モデルの構造 鋳型内での鋳片の凝固に伴う応力発生現象は、多数の因子が複雑に影響している。ここではモデルとして図2の構造を想定した。

すなわち、鋳片(凝固シェル)の熱量は、鋳型・鋳片間の潤滑パウダ・空隙(エアギャップ)などの接触界面の熱抵抗を経て、鋳型温度を上昇させる(①)。逆に鋳型温度の上昇は冷却水温を上昇させ(②)、鋳型・鋳片温度に影響する(①' ②')。鋳片には熱ひずみ(③)、 δ - γ 変態ひずみ(④)による応力が発生する。また、鋳片は溶鋼静圧(⑤)、鋳型との接触反力(⑥)を受ける。これらの内力や外力による鋳片の変形により、鋳型との接触状態が変化し、界面の熱抵抗が変化するため(⑦)、以上述べた要因がそれぞれ影響しあうことになる。

モデル構築上の主な仮定は次のように要約される。

- 1) 定常鋳込み状態の凝固プロセスについて、図2の構造(実線部分)を仮定する。

- 2) 鋳造方向の熱移動は、シェル横断面内の熱移動に比べ小さいので無視する(2次元モデルとして扱う)。
- 3) メニスカスでの溶鋼温度は均一とする。
- 4) メニスカス部近傍での現象に着目するため平面応力状態を仮定する。
- 5) 仮定(2)より同一横断面における鋳片、鋳型のスライス断面平面を連成させて温度、応力・変形を計算する。ここで凝固シェルについては鋳型出口まで移動させながら非定常計算を行うが、鋳型については定常性を仮定して計算を行う(図3)。
- 6) 温度変化に伴う凝固(⑧)、 δ - γ 変態(⑨)を考慮する。凝固潜熱(⑩)は考慮するが、 δ - γ 変態潜熱(⑪)は小さいので無視する。
- 7) 鋳型の熱変形(⑫)、溶鋼流動の影響(⑬)は無視する。
- 8) 潤滑パウダの層厚については、鋳込み方向に直線的な増加を仮定し、メニスカス部での層厚はパウダの実績消費量より、また鋳型出口部での層厚は実績の鋳片パウダ厚の平均的な値で、それぞれ与えられるとする。ただし、融点を考慮して固体、液体の厚みを計算し、伝熱への影響を考慮する。

Fig.3 Schematic of transversal simulated slice and its moving with casting

Fig.2 Structure of coupled analysis model between heat transfer and thermal deformation of solidifying steel shell in cotinuous casting mold

3.2 熱伝導計算モデル 仮定 2)より解析平面(2次元)において、次の熱伝導方程式が成立する。

$$(\text{シェル内}) \quad \rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \lambda \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \rho L \frac{df_s}{dt} \quad (1)$$

$$(\text{鋳型壁内}) \quad \lambda \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \lambda \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} = 0 \quad (2)$$

ここで、 t :時刻、 T :温度、 ρ :鋳片密度、 λ :熱伝導率、 L :凝固潜熱、 f_s :固相率であり、 (x, y) は図3の座標系を表す。

以下に示す2つのステップを微小時間間隔内で順次実施することで、凝固シェル内の非定常温度変化と鋳型壁内の定常温度分布を求める⁽⁶⁾。

①ステップ1: 時刻 t_j での鋳片表面温度 T_s を既知として、次の境界条件のもとで式(2)を有限要素法により解析することで鋳型の定常温度分布を計算する。

$$(\text{鋳型流入熱}) \quad q_{in} = h_{SM}(T_s - T_{MI}) \quad (3)$$

$$(\text{鋳型流出熱}) \quad q_{out} = h_{MW}(T_{MB} - T_W) \quad (4)$$

②ステップ2: ステップ1で鋳型温度が収束した段階での熱流速 q_{in} を境界条件として、式(1)を有限要素法で解き、 Δt 後の時刻 t_{j+1} での鋳片温度を求める。

式(3)、式(4)において、 T_{MI} 、 T_{MB} :鋳型内面、背面温度、 T_W :冷却水温度、 h_{SM} :鋳片/鋳型間総括熱伝達係数、 h_{MW} :鋳型背面と冷却水間の熱伝達係数である。

通常、鋳型背面には冷却孔や冷却スリットの冷却構造があるが、モデルの簡単化のため背面を平面で近似し、鋳型内面温度が冷却構造を用いた場合と等しくなる等価な h_{MW} を用いた⁽⁶⁾。 h_{SM} は、パウダの固液層厚 d_{FL} 、 d_{FS} や空隙量 d_G 等により変化するが、鋳片/鋳型間の構造を図4のように仮定すれば、

$$1/h_{SM} = d_{FL}/\lambda_{FL} + d_{FS}/\lambda_{FS} + 1/h' \quad (5)$$

と与えることができる。 h' は、空隙がある場合は

$$h' = \lambda_G/d_G + \sigma \varepsilon (T_F - T_{MI}) / (T_F^2 + T_{MI}^2) \quad (6)$$

であり、空隙がない場合には次式となる。

$$h' = h_c \quad (7)$$

ここで λ_{FS} 、 λ_{FL} 、 λ_G :パウダの固相、液相、空気熱伝達率、 σ :ステファン・ボルツマン定数、 ε :熱放射率、 h_c :鋳型とパウダ間の接触熱伝達係数である。全パウダ層の厚み $d_F (=d_{FL} + d_{FS})$ を仮定8)より既知とすれば、パウダが固液共存状態にあるときの液層部の厚み d_{FL} は、図4に示す各層を通過する熱流速 q_1 、 q_2 、 q_3 が

Fig.4 Heat flow model across shell/mold interface

等しいことから求められる。すなわち、パウダの融点を T_{FMP} 、固層表面温度を T_F とすると、

$$q_1 = -\lambda_{FL}(T_{FMP} - T_s)/d_{FL} \quad (8)$$

$$q_2 = -\lambda_{FS}(T_F - T_{FMP})/d_{FS} \quad (9)$$

$$q_3 = h'(T_F - T_{MI}) \quad (10)$$

であり、定常熱伝導ではこれらが等しいことから、

$$d_{FL} = \frac{\lambda_{FL}(T_s - T_{FMP})(d_F + \lambda_{FS}/h')}{\lambda_{FL}(T_s - T_{FMP}) + \lambda_{FS}(T_{FMP} - T_{MI})} \quad (11)$$

を得る。式(6)、(11)から、 h_{SM} は鋳型内面温度 T_{MI} の関数であり、式(3)は非線形な境界条件となる。そこで、 T_{MI} の初期値を任意に定め、鋳型温度が収束するまで繰返し計算を行って鋳型横断面内の温度を求める。

3.3 応力・ひずみ計算モデル 凝固シェルを熱弾塑性体として扱い、ひずみ増分 $\{d\epsilon\}$ が、弾性ひずみ増分 $\{d\epsilon_e\}$ 、塑性ひずみ増分 $\{d\epsilon_p\}$ 、熱ひずみ増分 $\{d\epsilon_T\}$ 、相変態ひずみ増分 $\{d\epsilon_{TR}\}$ の和、

$$\{d\epsilon\} = \{d\epsilon_e\} + \{d\epsilon_p\} + \{d\epsilon_T\} + \{d\epsilon_{TR}\} \quad (12)$$

で与えられると仮定した。熱ひずみを次式で定義し

$$\{\epsilon_T\} = \alpha(T - T_0)\{1\} = \sum_{I=1}^2 \alpha_I \xi_I (T - T_0)\{1\} \quad (13)$$

弾性率と降伏応力の温度依存性、線膨張係数の組織依存性、変態ひずみを考慮して次の構成式を用いた。

$$\begin{aligned} \{d\sigma\} = & [D^{ep}] \{d\epsilon\} - \alpha \{1\} dT - \frac{\partial}{\partial T} [D^e] \{1\} \{d\sigma\} dT \\ & - \{d\epsilon_{TR}\} - \sum_{I=1}^2 \alpha_I (T - T_0) \{1\} d\xi_I \\ & - \zeta \frac{1}{S_0} \frac{\partial F}{\partial T} dT \left\{ \frac{\partial F}{\partial \sigma} \right\} \end{aligned} \quad (14)$$

ここで、 T_0 :抗張力消失温度、 ξ_I :I相の体積分率 ($I=1$: δ 相、 $I=2$: γ 相)、 α_I :I相の熱線膨張係数 ($\alpha = \sum \alpha_I \xi_I$)、 $[D^e]$ 、 $[D^{ep}]$ は弾性ならびに弾塑性応力・ひずみマトリクス、 $\{1\}^T = \{1 \ 1 \ 0\}$ 、 ζ :弾性域で0、塑性域で1で

ある．降伏関数 F にはミーゼスの条件を用い，等方線形硬化則を仮定して，

$$F = 1/2 \cdot \{S\}^T \{S\} - 1/3 \cdot \bar{\sigma}^2 \quad (15)$$

$$S_0 = \frac{2\bar{\sigma}^2 H'}{9G} + \frac{1}{2G} \{S\}^T [D^e] \{S\} \quad (16)$$

とした．ただし， S : 偏差応力， $\bar{\sigma}$: 相当応力， H' : 加工硬化係数， G : 横弾性係数である．式(14)において，熱ひずみを抗張力消失温度 T_0 からの温度差を用いて定義した理由は，鋼は T_0 以上の温度域では引張力に対する抵抗性を有さないで，ひずみを考慮する必要がないためである． T_0 は $f_s=0.8$ となる温度と対応する⁽⁷⁾． $f_s=0.8$ で定義される T_0 は，Fe-C 二元系状態図上で，炭素濃度 $[C]$ の関数として図 5 に示ようになる．

鋳型内での凝固シェルの温度域において生じる相変態ひずみ増分 $\{d\epsilon_{TR}\}$ は δ 相(bcc)から γ 相(fcc)への相変態によるものである．相変態ひずみも， $f_s \geq 0.8$ で生じるものを考慮すれば良く，組成的には $[C] \leq 0.182\%$ の場合が対象となる(図 5)．相変態ひずみ増分 $\{d\epsilon_{TR}\}$ を，包晶反応によるひずみ増分 $d\epsilon_{PT}$ と，その後の γ 相の成長(包晶変態)によるひずみ増分 $d\epsilon_{\delta\gamma}$ とに分けて次のように与えた．

$$\{d\epsilon_{TR}\} = d\epsilon_{PT} \{1\} + d\epsilon_{\delta\gamma} \{1\} \quad (17)$$

ここで $d\epsilon_{PT}$ は，鋼の温度が $T_p(1493^\circ\text{C})$ に達した時間ステップでのみ値を有するものとする．任意の温度での各相の体積率は相律(レバールール)に従うとし，各変態ひずみ増分は δ 相と γ 相の比体積の差から定義される線収縮ひずみ β と δ 相から生じる γ 相の体積率増分の積で与えられると仮定する．すなわち， $\eta_{\delta L}$ ， $\eta_{\delta\gamma}$ をそれぞれ溶鋼と δ 相，及び δ 相と γ 相の混合体における δ 相の体積分率を表すものとする， $d\epsilon_{PT}$ ， $d\epsilon_{\delta\gamma}$ はそれぞれ以下のように与えられる．

① $0 < [C] \leq 0.1\%$ の場合

$$d\epsilon_{PT} = 0, \quad d\epsilon_{\delta\gamma} = -\beta \cdot dT / (T_1 - T_2) \quad (18)$$

Fig.5 Fe-C equilibrium diagram used in simulation

② $0.1 < [C] \leq 0.16\%$ の場合

$$\left. \begin{aligned} d\epsilon_{PT} &= \beta \cdot (\eta_{\delta L} - \eta_{\delta\gamma}) \\ d\epsilon_{\delta\gamma} &= -\beta \cdot \eta_{\delta\gamma} \cdot dT / (T_p - T_2) \end{aligned} \right\} \quad (19)$$

③ $0.16 < [C] \leq 0.182\%$ の場合

$$d\epsilon_{PT} = \beta \cdot \eta_{\delta L}, \quad d\epsilon_{\delta\gamma} = 0 \quad (20)$$

ここで， $\eta_{\delta L}$ ， $\eta_{\delta\gamma}$ は図 5 から次式で与えられる．

$$\eta_{\delta L} = 1.244 - 2.44[C] \quad (21)$$

$$\eta_{\delta\gamma} = 2.667 - 16.67[C] \quad (22)$$

β は， 1390°C での純鉄の格子定数⁽⁸⁾から求めた密度 $\rho_{bcc} = 7.357 \text{ (g/cm}^3\text{)}$ ， $\rho_{fcc} = 7.443 \text{ (g/cm}^3\text{)}$ より，次の値を用いた．

$$\beta = \frac{1/3 \cdot \frac{\delta_{fcc} - 1/\rho_{bcc}}{1/\rho_{bcc}}}{T=1390^\circ\text{C}} = -0.00385 \quad (23)$$

また，線膨張係数は格子定数から計算した密度の温度依存性から，次の値を用いた．

$$\alpha_\delta = 21.7 \times 10^{-6} \text{ (1/}^\circ\text{C)}, \quad \alpha_\gamma = 25.2 \times 10^{-6} \text{ (1/}^\circ\text{C)} \quad (24)$$

その他の材料定数 E ， $\bar{\sigma}$ ， H' は，文献⁽⁹⁾から引用した．

微小時間 dt 内の凝固シェルの温度変化 dT による熱荷重増分に加え，解析平面の移動に伴う溶鋼静圧の増加による表面力増分を考慮し，式(14)から構成した弾塑性有限要素法を用いて解析を行った． dt 内の熱荷重増分ならびに表面力増分に対し，

① 弾性から塑性へ遷移する場合の最小荷重増分比率，

② 接触状態の変化が生じる場合の最小荷重増分比率の小さい方の荷重増分比率を採用し，いわゆる $r_{\min}$ 法にて荷重増分を制御した． dt 内の荷重増分をすべて消費した後，伝熱解析を次の時間ステップに進めた．短辺鋳型テーパは，短辺鋳型表面に強制変位増分を与え，短辺鋳型を幅中心方向に移動させることで考慮した．

4. 縦割れ発生機構と縦割れ防止策の検討

4.1 縦割れの発生機構 鋳片の厚み中心ならびに幅中心での対称性を仮定した 1/4 横断面モデルを用い，低炭素鋼 (0.05wt% [C]) について，従来の直線テーパ鋳型における凝固によるシェルの成長と発生する応力・変形を計算し，縦割れの発生機構を検討した．計算に用いた要素分割を図 6 に計算条件を表 1 に示す．ここで，鋳型厚みは実際の鋳型銅板の厚みではなく，等価な熱伝達係数を与えた冷却スリット底面までの銅板厚みを示している．

コーナー部近傍での凝固シェルに発生する応力分布として、メニスカスからの距離 $z=100\text{mm}$ における結果を図7に示す。長短辺凝固シェル共に、コーナーより5mm近傍に引張応力が集中しており、コーナー縦割れの発生位置(図1)とよく一致している。

図7において最大応力が発生した要素について、凝固の進展と共に変化する要素中心部の応力と温度との関係を図8に示した。図中に、水上らによる低炭素鋼の引張強さ測定結果⁽¹⁰⁾を併記した。1400℃以上の温度域で引張強さと同等の応力が発生しており、これが原因となって割れが生じるものと考えられる。

図9に長辺凝固シェル表面の温度と応力(σ_x)について鋳片幅方向の分布を示した。短辺面からの冷却により、コーナー部にかけて温度は急激に低下するが、温

度が低下し始める位置と応力(σ_x)のピーク位置とはほぼ対応した。このことから図7に示した応力の集中は、温度勾配 ($\partial T/\partial x$) が急激に変化することによって生じる熱応力が主要原因であると考えられる。

Fig.7 Distribution of stress in solidifying shell near corner at 100mm from meniscus

Fig.8 Relationship between maximum stress and temperature in solidifying shell in constant tapered(1.1%) mold

Fig.6 Finite element mesh used in analysis

Table 1 Casting conditions used in solidification simulation

Items	Conditions in simulation
Steel grade	Low carbon Al-killed(0.05%[C])
Dimensions of mold	
Slab width	1000 [mm]
Slab thickness	100 [mm]
Mold plate thickness	Wide face : 35 [mm] Narrow face : 47 [mm]
Working length	800 [mm]
Casting conditions	
Casting speed	4.4 [m/min]
Super heat at meniscus	0.0 [K]
Narrow face mold taper	Constant taper : 1.1 [%/m] Multi taper : Parabolic ($z \leq 100\text{mm}$) 0.89[%/m] ($z > 100\text{mm}$)
T_w (temp. of cooling water)	Inlet : 295 [K] Outlet : 303 [K]
H_{MW} (heat transfer coeff. at back face of mold)	Wide face : 32 [kW/(m ² ·K)] Narrow face : 29 [kW/(m ² ·K)]
Const. in shell/mold interface	
h_c (heat transfer coeff. in contacting zone)	Liquid flux : 4.07[kW/(m ² ·K)] Solid flux : 2.21[kW/(m ² ·K)]
d_f (thickness of flux)	Wide face : 60-500 [μm] Narrow face : 60-700 [μm]
Thermal conductivities	
λ_g (Air)	$\lambda_g = 0.045$ [W/(m·K)]
λ_{FL} (Flux Liquid), λ_{FS} (Flux Solid)	$\lambda_{FL} = 0.605$, $\lambda_{FS} = 1.08$ [W/(m·K)]

Fig.9 Distributions of surface temperature and stress near slab corner

4・2 縦割れ防止対策の検討 図9において $Z=200$ mmでは、幅方向の圧縮応力を受けていることがわかる。メニスカスに更に近い部位においても、鋳型からの圧縮力を凝固シェルに加えることが、コーナー縦割れ防止にとって有効と考えた。そこで、メニスカス近傍での急激な凝固シェルの収縮に、無理なく密着できる短辺として、可変型短辺マルチテーパ鋳型(図10)を考案した。すなわち、メニスカス下100mmまでは放物線でテーパを与えることによって凝固シェルの収縮に短辺鋳型壁面を適合させ、100mmより下部では一定勾配のテーパを与えた鋳型であり、短辺上部のベンディング機構により、鋳込み条件に対してテーパ量を微調整できる構造とした。

マルチテーパ鋳型ならびに直線テーパ鋳型において生じる短辺面と鋳型面との間の空隙量を図11に示す。

Fig.10 Structure of multi-tapered narrow face mold for fitting the shrinkage curve of solidifying shell at corner

Fig.11 Undesirable air gap induced in constant-tapered mold and its improvement by multi-tapered mold

Fig.12 Total reaction force of narrow face mold calculated in constant / multi-tapered mold

Fig.13 Effect of decreasing maximum stress in solidifying shell by applying multi-tapered mold

直線テーパ鋳型ではメニスカスより下方100mmまでの範囲に大きな空隙が生じるが、マルチテーパ鋳型では空隙量の発生が大幅に低減される。図12は上記計算で得られた短辺鋳型の反力である。マルチテーパ鋳型では一定勾配部のテーパ量を直線テーパ鋳型のものよりも小さく設定しているため、鋳型反力も低下している。直線テーパ鋳型において空隙抑制のためテーパ量を大きくすると、鋳型反力が増加し、摩擦力による新たな割れの発生や鋳型寿命の低下といった問題を生じるが、マルチテーパ鋳型では空隙と反力の双方の抑制が両立できる。

マルチテーパ鋳型を適用した場合の凝固シェルの最大発生応力と温度との関係を図13に示す。マルチテーパ鋳型では、メニスカス近傍で短辺凝固シェルと鋳型壁との密着性が改善されることによって、以下の効果が認められた。

- (1) 短辺鋳型からの圧縮応力が付加され、長辺凝固シェルコーナー部の引張応力 σ_x が減少する。
- (2) 短辺鋳型からの冷却が促進されることによって、凝固シェルの温度が低下し、高応力発生時の凝固

シェルの強度が増加する。

この結果から、マルチテーパ鋳型では長短辺の両側においてコーナー縦割れが低減可能なことが推定された。

4・3 大型鋳造試験機での適用・評価 表1に示した仕様のマルチテーパ鋳型を機長12.8m, 垂直部高さ1.5m, 湾曲半径3.5mの大型の試験用連続鋳造機に適用し, その効果を評価した。鋼種は低炭素鋼である。

マルチテーパ鋳型の適用時の, 鋳型壁熱流束の測定結果を直線テーパ鋳型の場合と比較した。図14は, メニスカス下方45mmにおいて鋳型に埋め込んだ熱電対によって, 鋳型短辺中央部での熱流束 Q_n , 及び長辺面のコーナーより30mmの位置での熱流束 Q_w を測定し, 比 Q_n/Q_w と, 縦割れ量の関係を示したものである。直線テーパでは Q_n/Q_w 比は1.0以下であり, 長辺側に比べ短辺側の抜熱量が小さいが, マルチテーパ鋳型では短辺側の熱流束が大きくなっており, メニスカス部近傍において, 短辺鋳型と凝固シェルとの密着性が改善されることが確認された。

図15は, 鋳造速度とコーナー縦割れ量(指数)との関係の実験結果を示す。図13に示したマルチテーパ化の効果によって, 直線テーパでは鋳造速度3m/min以上でコーナー縦割れを生じていたが, マルチテーパ鋳型の適用により, 縦割れがない状態で5m/minまで高速鋳造が可能であることが明らかになった。

なお, 本研究で開発したマルチテーパ鋳型は, 低炭素鋼のみではなく, 中炭素鋼においても優れたコーナー縦割れ防止効果のあることを確認しており, 操業連続鋳造機の鋳造速度高速化へ大きな寄与を果たしていることを付記する。

Fig.14 Relationship between the ratio of heat flux (Q_n/Q_w) and index of longitudinal corner cracks in constant-/ multi-tapered mold

Fig.15 Limit of casting speed in constant-tapered mold and its improvement by multi-tapered mold

5. 結 言

連続鋳造鋳片の高品質・高速鋳造化を図る上で, 課題であった鋳片コーナー近傍の縦割れについて, 解析および実測の両面から検討を行い, 以下の成果を得た。

- (1) 鋳型内の凝固シェルの挙動を解析する熱応力解析法について, 鋳型温度場を合わせて計算可能な鋳片/鋳型間の熱・応力連成解析手法を提示した。
- (2) 本解析により, 鋳片コーナーより5mm近辺のところに大きな引張応力が生じ, 初期凝固過程で鋳片に縦割れが生じる原因となることを示した。
- (3) コーナー縦割れの防止対策法として, 可変型の短辺マルチテーパ鋳型を開発し, その改善機構を明らかにした。大型の試験用連続鋳造機に適用し, 5m/minの高速鋳造においてもコーナー縦割れが防止可能なことを確認・実証した。

参考文献

- (1) J.K.Brimacombe, et al., Metallurgical Transaction 10B(1979), p279-292
- (2) 木下, 江見, 笠井, 鉄と鋼, 65(1979), 2022
- (3) J.O.Kristiansson, J. Therm. Stresses, 7(1984), 209
- (4) 八島, 森谷, 大中, 鉄と鋼, 70(1984), S901
- (5) B.G.Thomas, Proc.6th Int. Iron and Steel Congress, Vol.3(Nagoya,1990), 348, ISIJ
- (6) K.Okamura and K.Yamamoto, Modeling of Casting, Welding and Advanced Solidification Process VI, (1993), 535, TMS
- (7) 小林, 鉄と鋼, 73(1984), S896
- (8) 日本金属学会, 日本鉄鋼協会編, 金属材料便覧, 第2版, (1974), 4, 丸善
- (9) 相澤, 矢川, 大中, 日本鉄鋼協会, 連続鋳造における力学的挙動, (1985), 134
- (10) 水上, 平城, 川本, 渡部, 鉄と鋼, 84(1998), 763