
無手入圧延可能なビームブランクの連続鋳造技術について

Continuous Casting of Surface-Conditioning-Free Beam Blank

野崎 努(Tsutomu Nozaki) 伊丹 俊夫(Toshio Itami) 村田 賢治(Kenji Murata)
松野 淳一(Jun-ichi Matsuno) 深井 真(Makoto Fukai) 児玉 正範(Masanori
Kodama)

要旨：

連続鋳造における表面欠陥の防止技術の向上は飛躍的であるが、形状の複雑な連鋳ビームブランクの表面欠陥に関する調査・研究はほとんど公表されていない。今回、鋳造条件とウェブ縦割れ発生の関係について調査した。鋳型内に関しては、高粘度パウダーの採用、冷却水量の低減、通水面積の選択的配分による均一冷却および鋳型振動の異常なずれの防止などの手段が表面割れ防止に有効であった。一方、2次冷却帯に関しては、2次元の非定常熱伝達モデルによる表面温度の解析から、ゾーン間復熱の少ない冷却パターンを作製した。種々の対策の総合効果により、連鋳製ビームブランクの95%以上の無手入圧延を実現できた。

Synopsis：

A remarkable progress in the surface defect prevention of continuously cast steels in recent years is evidently lopsided on slabs, blooms and billets than on beam blanks, owing to the uncomparably short history of the latter. In this paper, the effect of casting conditions on the occurrence of longitudinal web cracks has been studied. In the mold cooling zone, the application of the following measures has proved effective for the crack prevention, such as, a) mold powder with higher viscosity, b) lower cooling intensity, c) adjustable cooling pattern around the periphery of cross section for the uniform shell solidification, and d) strict check to deviation of mold from the standard oscillation curvature. In the spray cooling zone, a cooling pattern has been developed theoretically by means of un-steady state planer heat transfer analysis for the purpose of the minimum reascension of surface temperature at each cooling zone. Through an operation well organizing these measures, 95% of continuously cast beam blanks have been rolled successfully without any surface conditioning.

(c)JFE Steel Corporation, 2003

無手入圧延可能なビームブランクの 連続鑄造技術について

Continuous Casting of Surface-Conditioning-Free Beam Blank

野 崎 努*

Tsutomu Nozaki

伊 丹 俊 夫*

Toshio Itami

村 田 賢 治**

Kenji Murata

松 野 淳 一***

Jun-ichi Matsuno

深 井 真****

Makoto Fukai

児 玉 正 範*****

Masanori Kodama

Synopsis:

A remarkable progress in the surface defect prevention of continuously cast steels in recent years is evidently lopsided on slabs, blooms and billets than on beam blanks, owing to the uncomparably short history of the latter. In this paper, the effect of casting conditions on the occurrence of longitudinal web cracks has been studied. In the mold cooling zone, the application of the following measures has proved effective for the crack prevention, such as, a) mold powder with higher viscosity, b) lower cooling intensity, c) adjustable cooling pattern around the periphery of cross section for the uniform shell solidification, and d) strict check to deviation of mold from the standard oscillation curvature. In the spray cooling zone, a cooling pattern has been developed theoretically by means of un-steady state planer heat transfer analysis for the purpose of the minimum reascension of surface temperature at each cooling zone. Through an operation well organizing these measures, 95% of continuously cast beam blanks have been rolled successfully without any surface conditioning.

1. 緒 言

1973年10月に稼動を開始した当社水島製鉄所のNo.3連鑄機はビームブランクとブルームの兼用機であり、建設と操業についての概略はすでに

報告した¹⁻⁴⁾。

ビームブランクの形状から類推できるように、冷却用ノズルはスラブやブルームのような単純な配列ではない。そのためウェブ面、フランジ面あるいはフランジ・チップ面などの鑄片位置による冷却の不均一を招きやすく、鑄片表面性状は

• 技術研究所水島研究室主任研究員・理博
*** 技術研究所水島研究室主任研究員
***** 水島製鉄所製鋼部製鋼管理課掛長
〔昭和52年1月13日原稿受付〕

•• 技術研究所水島研究室
**** 水島製鉄所管理部厚板管理課

必ずしも満足できる状態ではなかった。スラブ、ブルームなどの連続 casting における表面欠陥の成因が明らかにされるにつれ、防止技術は急速な進歩を遂げているが、ビームブランク連铸の場合には世界で 2 基しかないこともあり、調査・研究報告⁵⁾がスラブやブルームに比較して著しく少ない。

そこで今回は、モールド冷却の凝固シェルに及ぼす影響、連铸操業条件とウェブ縦割れ発生の関係などの調査・実験およびビームブランク表面温度の 2 次元非定常熱伝達モデル計算による 2 次冷却パターンの設計を行った。これらの総合効果として 95% 以上の無手入圧延を実施している。この間の改善経過について報告する。

2. 実験方法

ビームブランク連铸機の仕様概略を Table 1 に示す。設計上は 2 種類のビームブランクを铸造可能であるが、現在铸造しているビームブランクの寸法は 400×460×120mm の 1 種類のみである。

Fig. 1 にビームブランク形状寸法と各部の名称を

Table 1 Specifications of C.C.M. for beam blank and blooms

Steelmaking furnace	LD converters
Furnace capacity	180t (Max. 200t)
Type of steel to be cast	C≤0.85%, Mn≤1.50%
Type of C. C. M.	All up-ground type with curved mold
Number of strands	4
Beam blank size	400×460×120mm
Bloom dimensions	240×400mm 300×400mm
Bending radius	12.5m, 22m
Pinch roll	Multi-type, 2-point unbending type
Length from meniscus to torch cutter	41.636m
Casting time	Approximately 1h

示す。

つぎに連続 casting 条件の概略を Table 2 に示す。従来の造塊法ではセミキルド鋼であったが、連铸法ではすべて Al を含有しない Si キルド鋼に切り替えて製造している。

タンディッシュからの給湯は 1 スtrand に 2 箇所、すなわちフィレット部分とフランジ中央面とに内接する 2 個の最大円の各中心に溶湯を供給する。

铸造条件は 4 スtrand それぞれ独立とし、铸型冷却水量の差、モールドパウダー種類と割れ発生の関係および 2 次冷却パターンの影響について調査・解析した。すなわち、モールドパウダーの実験では No. 1, No. 2 スtrand に種類 A, No. 3, No. 4 スtrand に種類 B を使用し、2 スtrand ずつを同一条件下で铸造した。

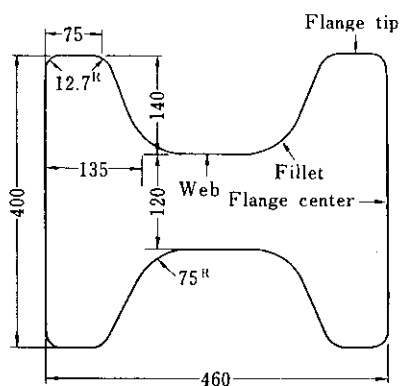


Fig. 1 Nomenclature and size of continuously cast beam blank

3. 実験結果

3.1 連铸操業要因とウェブ割れ発生の関係

3.1.1 割れ部の状況と顕微鏡観察

ビームブランク铸片のフランジ部やウェブ部に現れる欠陥には縦割れが多い。Photo. 1 にウェブ縦割れの外観と顕微鏡観察結果を示す。この縦割れには内部酸化や脱炭組織が認められることから、スラブやブルームの縦割れとほぼ同様にモールド

Table 2 Casting conditions

Chemical composition (%)		C	Si		Mn	P		S
		0.20	0.20		0.60	<0.03		<0.03
Steel temperature in tundish (°C)		1530~1550						
Mold water flow rate (l/min)		1700						
Spray	L^* (m)	~3.58			~6.28		~8.98	
	Zone**	MS	I _w	I _N	II _w	II _N	III _w	III _N
	Water flow rate (l/min)	50	150	53	212	37	178	32
Spray nozzle		18mmφ, 2 nozzles per strand						
Withdrawal velocity (m/min)		0.85~0.95						

* L : Distance below meniscus

**MS: Mold spray

W : Wide

N : Narrow

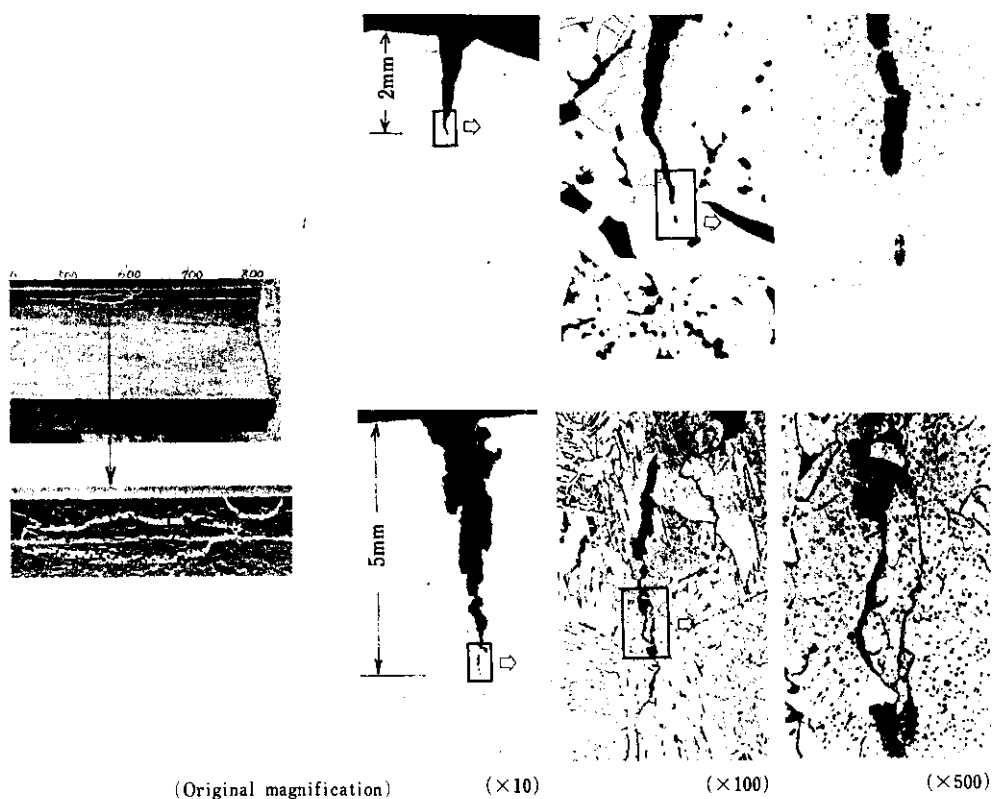


Photo. 1 As cast microstructures in cross sections around longitudinal cracks at web

内で生成した割れと推定できる。

定性的ではあるが、凝固が完了した鑄片のフランジ・チップの圧下状況によりウェブ縦割れの有無を大略推定できる。Fig. 2 (a) はウェブ縦割れが出現しない場合であり、フランジ・チップの全面が圧下を受け、オシレーションマークも消滅している。これはフランジ・チップがチップロール¹⁾と良く接触しており、外側へ反る変形量が少なかったことを意味する。

Fig. 2 (b) はウェブ縦割れがある場合で、(a)と異なりフランジ・チップは内面側のみ圧下を受け、チップの外側側はオシレーションマークがそのまま残り、圧下を受けていない。これはシェルの薄い時期にウェブ部に引張力が働くように鑄片が変形していたと推定される。

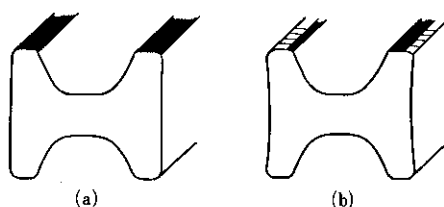


Fig. 2 Schematic representations of flange tip after rolling in continuous casting machine

3・1・2 S, Mn 含有量の影響

S は割れ感受性を高める元素として知られているが、ウェブ縦割れについても強い影響を有し、Fig. 3 に示すような有意な関係が認められる。ウ

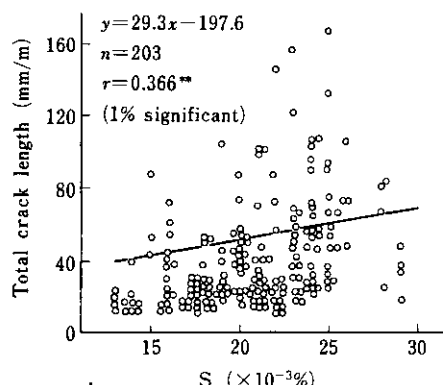


Fig. 3 Effect of S content on longitudinal crack length at web

ェブ縦割れ防止のため、稼動当初は鋼中 S0.015% 以下という制限で連鑄を実施した。しかし、後述するような種々の対策を採用することにより、現工程での S 規制は緩和されている。

その他にウェブ縦割れに関係する成分として Mn がある。Mn 含有量が増大するに従いウェブ割れ感受性が増す傾向にある。

3・1・3 モールドパウダーの影響

水島製鉄所でのビームブランク連鑄法の特徴はカナダの Algoma 社のそれとは異なり⁵⁾、フラックスパウダーを用いた鑄造法を採用していることである。パウダーについては最近研究が進み、溶融特性や粘性で縦割れ発生とが密接な関係にあることが知られている⁶⁾。

ビームブランク連鑄についても全く同様に鋼種や操業条件によって最適なパウダー特性が存在するはずであり、組成、融点および粘性の異なる 5 種類のパウダーについてウェブ縦割れとの対応を調査した。その結果を縦割れ長さとの関連で Fig. 4 に示す。ビームブランク連鑄の場合は、パウダー粘性が低すぎるとウェブ面への流入量が多くなり不均一冷却を生じやすいため、通常のブルーム用パウダーよりも粘性を高めにする必要がある。パウダー E は高粘性で CaO/SiO₂ が 0.9 であり、このパウダーは縦割れ長さも短い。したがって鑄片の要手入率も鑄片本数単位で 2～3% と良好

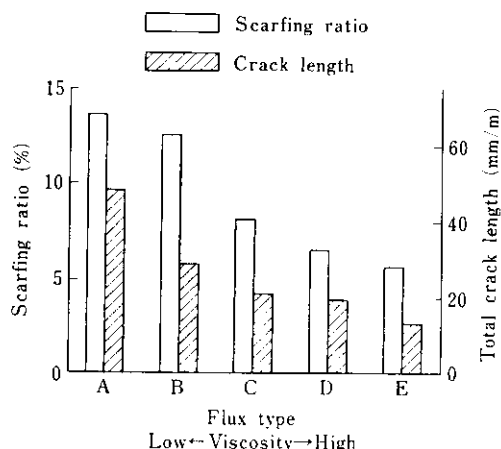


Fig. 4 Effect of powders on longitudinal crack at web

な結果をもたらした。

江見らは、厚板用スラブの表面縦割れに及ぼすパウダー特性の影響を実験室および現場規模の実験により調査検討し、とくにパウダー粘度の影響が強く、粘度が高くなるにつれて縦割れが減少することを見出した⁶⁾。ビームブランク連続では縦割れがウェブ部分にのみ集中していることから、低粘度のパウダーを用いるとウェブ部分にスラグストリークが顕著に起こることが予測された。Fig. 4において今実験のパウダー粘度と縦割れ発生との関連をみると、粘度の低い A パウダーでの縦割れ発生率が高く、B, C, D, E と粘度の増加に伴い割れ発生率が低減する。以上の調査結果から E の銘柄の高粘度パウダーを工程的に採用している。

溶鋼の Mn 含有量が高くなるにつれてパウダー性状も変化させる必要があり、これについても数種の溶融特性の異なるパウダーによる実験を行い、鋼種に適したパウダー使用を実施している。

3・1・4 モールドオシレーションの影響

この連続機はブルームとビームブランクの兼用機であるため、モールドや共用体の入れ替えが頻繁である。したがって交換時における機械のアラインメントの配慮が必要である。

モールドのオシレーション軌跡が連続機の円弧と一致していない場合、割れの発生が顕著となる。これを確認するため、鋳込みの前後でモールドをオシレートさせ、このとき連続機の基準湾曲面からの偏差をダイヤルゲージで読取った。この偏差とウェブ縦割れの関係を Fig. 5 に示す。偏差が 0.2mm になるとウェブ縦割れが現れ始め、0.5mm では通常レベル(0.3mm 偏差時)の 5 ～ 6 倍の割れ発生となる。ここで鋼種 A は Mn 含有量が 0.60% 程度のものであり、鋼種 B は Mn 含有量が 0.70 ～ 0.80% の場合である。同一偏差でも Mn 含有量が高いほど割れ長さが増加している。

モールドの偏差が大きい場合、モールドと鋳片の間隙幅が一定せず溶融パウダーの不均一流入をきたすため割れ発生が多くなることが考えられる。それゆえ、割れ発生防止の観点から偏差は 0.1mm 以内に規制している。

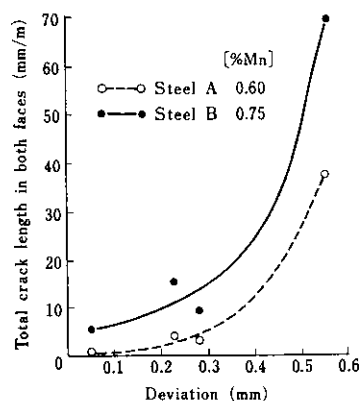


Fig. 5 Effect of deviation of oscillating mold from the standard strand curvature upon longitudinal cracks at web

3・2 冷却条件とウェブ縦割れの関係

3・2・1 モールド冷却水量の影響

モールド冷却水量は当初 3 000～3 500 l/min で操業を行っていた。モールド冷却水量の増大は空隙生成を不均一にし凝固シェルの発達の不均質をもたらす一方、スラブとは異なり、形状の点からフランジの両先端の方にウェブ部が引張応力を受ける。そのため、ウェブ部に縦割れの増加をもたらすことが考えられる。したがって、スラブ連続の場合と同様に頭部弱冷方式^{7,8)}を採用し、モールド冷却水量を減らして空隙生成を抑制することを試みた。1 700 l/min 程度の弱冷を行うと、Fig. 6 に示すようにウェブ割れがかなり減少する傾向が認め

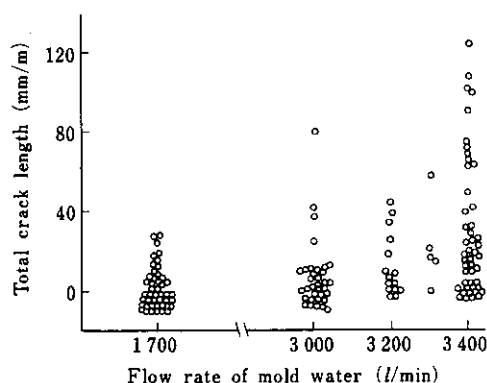


Fig. 6 Effect of mold cooling intensity on longitudinal crack length at web

られた。

3・2・2 モールド冷却スリット・パターンの変更

ビームブランク連铸のモールド銅板内には Fig. 7 に示すように内径 32mm の筒状の冷却管があり、その中に入っているステンレス棒の断面積によって冷却水量をコントロールする。Fig. 7 (a)~(c) のスリット形状は 1/4 部のみ記入しており、円内の黒色部はステンレス棒、白色部は通水部を示している。Fig. 7 (b) の配置が当社常用のものである。

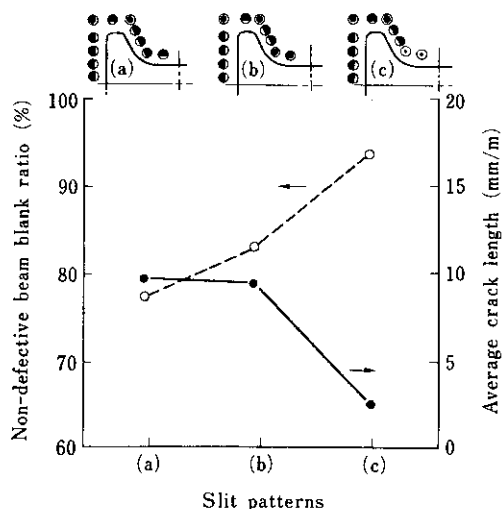


Fig. 7 Comparison of mold slit patterns in longitudinal cracks at web

ここで、フィレット部の冷却条件を変更することによって、フランジ先端部方向への引張応力を緩和することを目的に、以下のようにスリット・パターン(a), (c)を設定した。

パターン (a)：フィレット部通水断面積をパターン (b) (標準条件) の 82% に減少した (Fig. 7 (a) 参照)。

パターン (c)：パターン (a) とは逆にフィレット部通水断面積を 200% に増加させた (Fig. 7 (c) 参照)。

これらのパターンを実機に適用してウェブ縦割れおよび凝固シェルの発達状況を調査した。縦割れ発生についての結果を Fig. 7 に示す。従来法のスリット・パターン (b) に比べフィレット部通水断面積を増加したスリット・パターン (c) では、铸片本数単位で 95% が無欠陥と向上し、フィレット部通水断面積を減少したスリット・パターン (a) では逆に表面欠陥が増加している。これはモールド内での凝固シェルの発達状況と密接な関係にあり、Photo. 2 に示すように従来型スリット・パターンではフィレット部やフランジ・センター部の凝固厚さが不均一である。スリット・パターン (c) の場合の凝固シェルの発達状況を観察するため、铸造中のモールドへ FeS を添加し、凝固後の铸片の S プリントを行った。その結果を Photo. 2 に示す。添加時の湯面を基準として、すでに铸込まれていた 0.3, 0.5 および 0.7m 位置の S

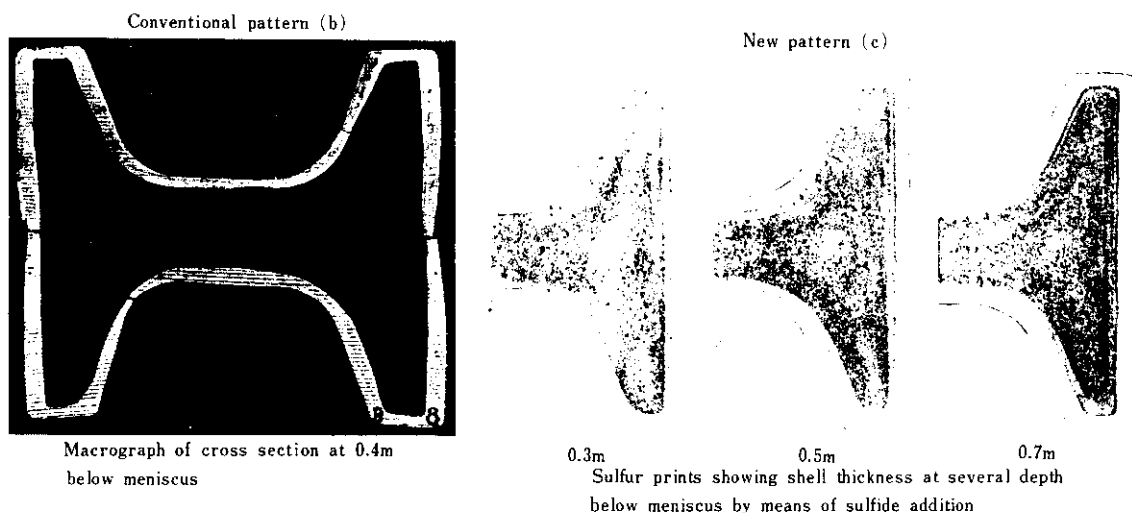


Photo. 2 Comparison of mold slit pattern (b) with (c) in solidified shell thickness

プリントからわかるように凝固成長がどの部位でも均等に行われている。これより、フランジ先端方向への引張応力がウェブ面に働かないため割れ発生が防止できたと考えられる。

凝固シェルの発達状況を Fig. 8 に示す。実線のスリット・パターン(c)ではウェブ厚みに対するフィレット厚みはほぼ1近傍であり、ビームブランクの位置による不均一性は認められない。しかし従来のパターン(b)ではフィレット厚みがウェブ部に比べ発達が遅れるため、応力集中を受けやすく割れの出現を誘起しやすいであろうと推定される。

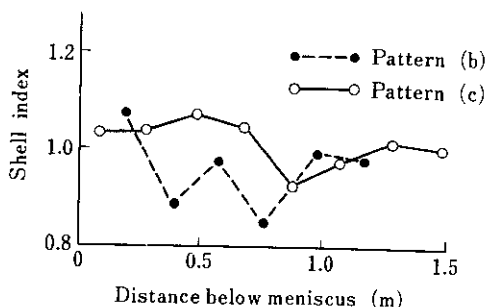


Fig. 8 Difference of solidified shell thickness between two mold slit patterns

3・2・3 2次冷却水量の影響

モールドで生成したウェブ割れの芽はその後の2次冷却によって拡大されることが推定される⁷⁾。その一例としてモールドスプレー水量の影響について調査した結果を Fig. 9 に示す。凝固シェルの

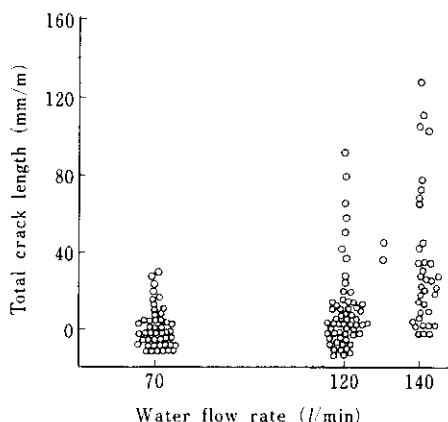


Fig. 9 Effect of flow rate of mold spray water on longitudinal cracks at web

薄い時期での強冷は熱応力の観点から望ましくない。従来のように凝固シェル厚みを増加することのみを考慮した 100l/min 以上のモールドスプレー量では縦割れが多かったが、現在では冷却水量を 70l/min に減少し弱冷することによって割れの発生を防止している。

また、冷却パターンはスラブ連続で見出されている⁸⁾ように、表面欠陥の防止上、頭部弱冷パターンが好ましいので、ビームブランク連続にも適用し連鋳機上部のロール・セグメントのスプレーノズルを1段おきに閉じて弱冷している。

4. ビームブランク連続の伝熱解析

ビームブランクのような異形断面の連続においては、均一なシェルを生成し表面割れを防止することがとくに重要であるが、凝固特性についての知識⁹⁾は不十分であるので、ビームブランク連続の凝固過程を2次元の伝熱解析により求め、冷却条件を検討した。

4・1 伝熱計算の方法

スラブ連続において確立した伝熱解析法¹⁰⁾をビームブランク連続にも拡張適用した。鋳造方向の熱流を無視すると非定常2次元伝熱方程式(1)式が適用できる。

$$\frac{\partial H}{\partial z} = \frac{\kappa_d}{\rho u} \left(\frac{\partial^2 \phi}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \phi}{\partial y^2} \right) \quad \dots\dots\dots (1)$$

$$\phi \equiv \int_{\theta_0}^{\theta} \frac{\kappa}{\kappa_d} d\theta \quad \dots\dots\dots (2)$$

ここで、 ϕ : 鋼の特性温度

θ, θ_d : 鋼の温度および基準温度

κ, κ_d : 鋼の熱伝導率および基準温度における熱伝導率

H : 鋼のエンタルピー

ρ : 鋼の密度

u : 鋳造速度

z : 下降距離

直角座標系で処理するため、Fig. 10 に示すように破線で示されるビームブランク鋳片の形状を実線のように近似して(1)式を差分化した。差分のメッシュは x 方向に対しては 54 等分、 y 方向に対し

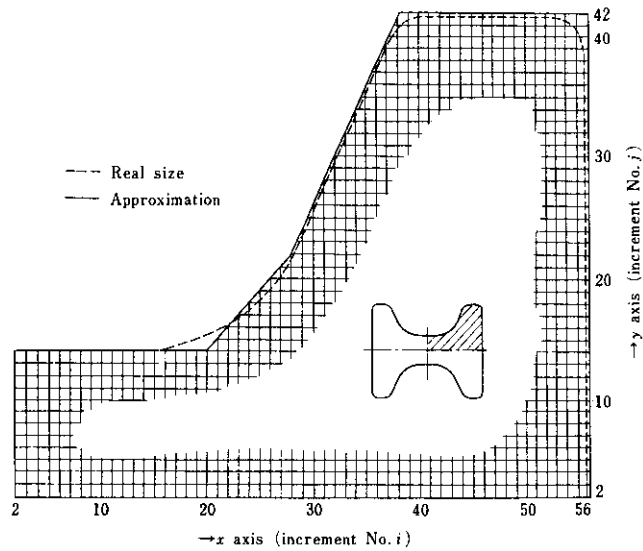


Fig. 10 Distance increment for unsteady-state heat transfer equation

ては 40 等分とし、鑄造方向 z に対しては、メニスカスから 100mm までは 2mm、それ以降は 10mm のメッシュで計算した。

差分形で表した場合、(1)式は(3)式に書き直される。鑄型湯面での溶鋼温度はタンディッシュ内溶鋼温度に等しいとし、(3)式を用いて逐次 z 方向下方の温度分布を求める。

$$H_{i,j,z+\Delta z} = H_{i,j,z} + C_x(\phi_{i+1,j,z} + \phi_{i-1,j,z} - 2\phi_{i,j,z}) + C_y(\phi_{i,j+1,z} + \phi_{i,j-1,z} - 2\phi_{i,j,z}) \quad (3)$$

ここで、

$$C_x = \frac{\kappa_d \Delta z}{\rho u (\Delta x)^2} \quad (4)$$

$$C_y = \frac{\kappa_d \Delta z}{\rho u (\Delta y)^2} \quad (5)$$

$\Delta x, \Delta y, \Delta z$: 各方向の差分メッシュ寸法

境界条件は(6)~(8)式で与えた。

$$\theta = \theta_M; (z=0) \quad (6)$$

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial \theta}{\partial x} &= 0; (x=0) \\ \frac{\partial \theta}{\partial y} &= 0; (y=0) \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

$$\left. \begin{aligned} \kappa \frac{\partial \theta}{\partial x} &= q_x \\ \kappa \frac{\partial \theta}{\partial y} &= q_y \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

(6)式は鑄型内湯面で溶鋼温度一定(θ_M)の条件、

(7)式は x, y 軸に対する軸対称温度分布の条件、(8)式は鑄片表面における冷却水による抜熱の境界条件である。(8)式の q_x, q_y は表面抜熱フラックス・ベクトル q の x 成分、 y 成分を意味し、表面温度 θ_S 、冷却水温度 θ_W および表面熱伝達係数 h_S の関数として(9)式で与えた。

$$q = h_S(\theta_S - \theta_W) \quad (9)$$

(7), (8)式の差分表現はそれぞれ(7)', (8)'式で表現される。

$$\left. \begin{aligned} \theta_{1,j,z} &= \theta_{3,j,z}; (j=1 \sim 15) \\ \theta_{i,1,z} &= \theta_{i,3,z}; (i=1 \sim 57) \end{aligned} \right\} \quad (7)'$$

$$\theta_{i,15,z} = \theta_{i,13,z} - \frac{2\Delta y}{\kappa} \cdot q_y(i,14,z); (i=2 \sim 19)$$

$$\left. \begin{aligned} \theta_{i,i-5,z} &= \frac{1}{2}(\theta_{i,i-7,z} + \theta_{i+2,i-5,z}) \\ &\quad - \frac{1}{\kappa}(\Delta y \cdot q_y(i,i-6,z) \\ &\quad + \Delta x \cdot q_x(i+1,i-5,z)); (i=20 \sim 27) \end{aligned} \right\}$$

$$\left. \begin{aligned} \theta_{i,2i-33,z} &= \theta_{i,2i-35,z} - \frac{2\Delta y}{\kappa} \cdot q_y(i,2i-34,z) \\ \theta_{i,2i-32,z} &= \theta_{i+2,2i-32,z} - \frac{2\Delta x}{\kappa} \cdot q_x(i+1,2i-32,z) \end{aligned} \right\}; (i=28 \sim 37)$$

$$\theta_{i,43,z} = \theta_{i,41,z} - \frac{2\Delta y}{\kappa} \cdot q_y(i,42,z); (i=38 \sim 56)$$

$$\theta_{57,j,z} = \theta_{55,j,z} - \frac{2\Delta x}{\kappa} \cdot q_x(56,j,z); (j=2 \sim 42)$$

$$\quad (8)'$$

スプレー帯の表面熱伝達係数 h_{Sp} ($\text{kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot ^\circ\text{C}$) はスラブ連鑄の伝熱計算と同一の関数形^{8,10)} すなわち(10)式を用いた。

$$h_{sp} = \frac{2.25}{\alpha} \times 10^4 W^{0.55} (1 - 7.5 \times 10^{-3} \theta_w) \dots (10)$$

ここで、 W は平均冷却水量密度 ($l/cm^2 \cdot min$)、 θ_w は平均水温 ($^{\circ}C$)を表す。また α はスプレー冷却効率を示し、ビームブランク連続鋳造のような異形断面の場合、ウェブ、フィレット、フランジ部でその値が異なることが予想される。

モールド内の鋳片と冷却水との間の熱伝達率 h_{MW} は、鋳型冷却水の水温変化から算出される平均的な抜熱量 $20\,000\,kcal/min$ より算出して $734\,kcal/m^2 \cdot h \cdot ^{\circ}C$ とした。

計算に用いたエンタルピー H 、特性温度 ϕ の温度依存性は $0.23^{\circ}C$ 含有鋼の値¹⁰⁾を使用し、凝固潜熱は固相線温度 ($1\,470^{\circ}C$)と液相線温度 ($1\,520^{\circ}C$)の間で均一に放出されると仮定した。

今回の計算では鋳型内湯面温度を $1\,530^{\circ}C$ 、冷却水温度 θ_w として $20^{\circ}C$ を用いた。

4・2 スプレー冷却効率の決定

スプレー冷却効率 α は、鋳片の表面温度の計算値が実際の鋳片温度に一致するように決定される。

連鋳操業時にメニスカスから 3.5, 8, 16.2 および 23m の 4 箇所で表面温度の測定を行い、Fig. 11

の結果を得た。表面温度はフランジ・センター、ウェブ、フランジ・チップの順に低くなっている。表面温度は鋳造速度の増加とともにやや高くなる傾向がみられるが、これは 2 次冷却水量の定値制御のためと解釈される。

ウェブ、フランジ・チップ、フランジ・センター、フィレット各位置の α を種々変えて組合せた計算を行い、表面温度の計算値と実測値が一致する最適の α の組合せを見つける試行錯誤的方法で (10) 式の α を決定した。その結果を Table 3 に示す。

Table 3 The most suitable assignment of parameter α

Web	Fillet	Flange tip	Flange center
3.1	3.0	15.0	2.7

4・3 2次冷却パターンの作製

以上のように決定された諸数値と解析方法を用いて、ウェブ縦割れの多かったパターンを解析した結果について、縦割れの発生しやすいウェブ部の温度推移を求めると Fig. 12 が得られる。この

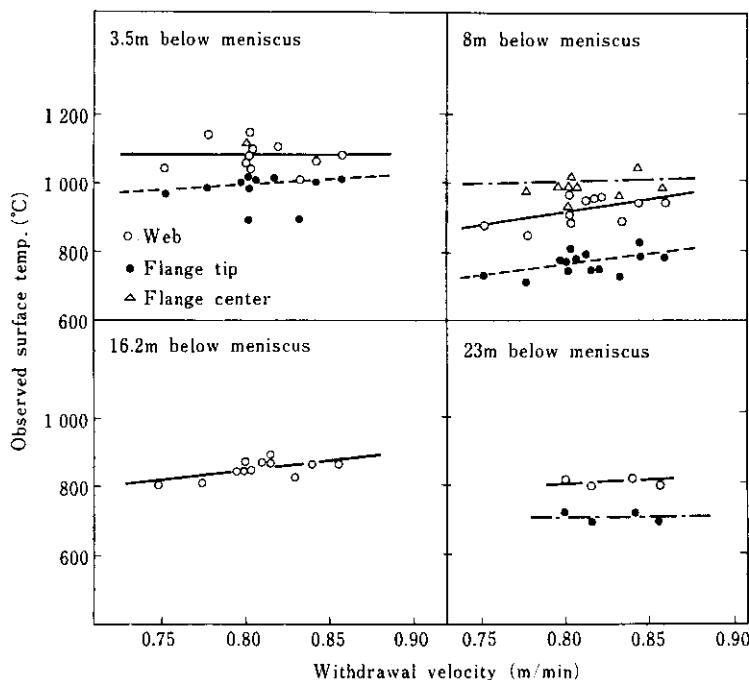


Fig. 11 Measured surface temperature of continuously cast beam blanks

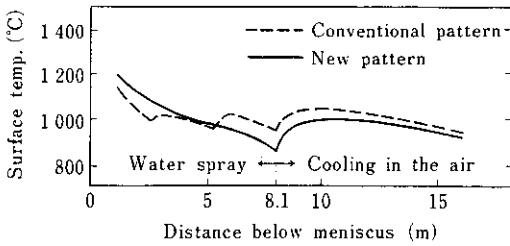


Fig. 12 Calculated surface temperatures at web for two spray patterns

冷却パターンは2次冷却による温度推移がスムーズでなく、冷却帯のゾーンごとに復熱を起していることがわかる。

そこで、この温度変化を急激にしないように修正することは、連铸ビームブランクの熱応力防止の観点から望ましい。それゆえ、スラブ連铸で行った手法⁸⁾を用いて表面温度のパターン制御法を試みた。

熱流束 q と表面温度 θ_s は(9)式の関係にあり、スプレーゾーンにおいて、実操業データから得られた値を修正した q と θ_s を(9)式に代入し h_{rs} を求め、この h_{rs} と(10)式より冷却水量 W を決定する。この操作を繰返すことによりゾーンごとの復熱がない平滑な冷却パターンを決定できる。このように決定した冷却水量を Table 4 に、計算により求めたウェブ部の表面温度推移を Fig. 12 に示す。

メニスカスから 8.1m 以降で復熱が認められる

Table 4 Calculated surface temperature in each spray zone

Zone	Distance below meniscus (m)	Assumed flow rate of cooling water (l/min)	Calculated surface temperature (°C)
Mold spray		50	
No. 1	2.63	150/53	1 080
No. 2	5.43	212/37	975
No. 3	8.13	178/32	865
Nos. 4~6	16.23	60	945

が、このゾーンからは冷却水をかけず自然放冷の条件で計算している。

4.4 凝固シェル厚の実測値と計算値の比較

同一冷却条件における凝固シェル厚 d の実測値と伝熱計算値との比較を Fig. 13 に示す。 d と凝固時間 t の平方根の関係を(11)式の形に整理した場合、凝固係数 k の計算値はウェブ、フランジ・センターで $23 \sim 24 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1/2}$ 程度で、実測値の $23 \sim 26 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1/2}$ の範囲内にあり、計算値と実測値は良く一致している。

$$d = k\sqrt{t} + b \quad \dots\dots\dots(11)$$

ビームブランク連铸の場合、スラブやブルームと異なり凝固完了点がウェブ部とフランジ部の3箇所に分かれる特徴がある。今回の伝熱計算によってもウェブとフランジ部で凝固完了点は異なっ

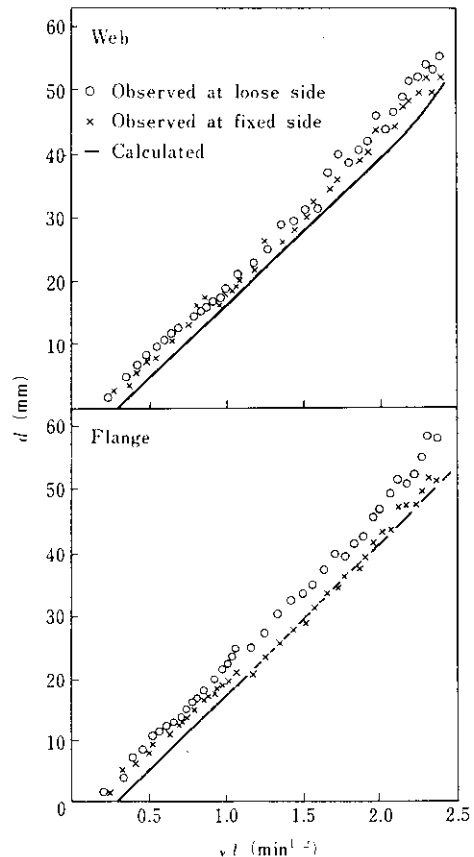


Fig. 13 Comparison of calculated with observed relations between solidified shell thickness d and solidifying time t

ており、この特徴は良く表現されている。

5. 結 言

2次冷却を新パターンに変更し実機に適用した結果、ゾーンごとの復熱がある旧パターンに比較してウェブ縦割れが長さで 30mm/m 減少し、割れ発生はほぼ皆無にできた。今回の伝熱解析によりビームブランク铸片の表面温度の降下速度は、Fig. 12 に示したようにメニスカスから 5m までの連铸機頭部でウェブ 40°C/m、フランジ・センター 20°C/m と弱冷になっていて、冷却速度の点から表面欠陥防止上有利になっている。

以上述べたように、操業条件や 1 次、2 次冷却の種々の改良および最適パウダー特性を見出すことにより、形状が複雑で熱応力のかかりやすいビームブランク連铸铸片の表面欠陥は顕著な減少を

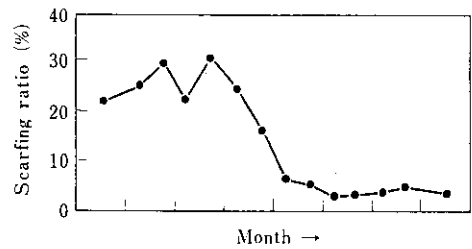


Fig. 14 Variation of scarfing ratio of beam blank with month elapsed

示した。連铸ビームブランクは従来のセミキルド鋼を Si キルド鋼にして铸造するため、セミキルド鋼に特有のブロー疵も皆無になった。したがって、連铸ビームブランクの無手入加熱炉装入が可能となり、铸片手入率は Fig. 14 に示すように数%までの減少が達成された。現在では月産 25 000~30 000 t の 95% 以上の無手入圧延が実現している。

参 考 文 献

- 1) 児玉, 千野, 小出: 川崎製鉄技報, 7 (1975) 2, 15
- 2) T. Saito, M. Kodama and K. Komoda: Iron Steel Intern., 48 (1975) 5, 391
- 3) 小助川, 児玉, 千野, 小出: 鉄と鋼, 60 (1974) 11, S427
- 4) 野崎, 村田, 大井, 児玉: 鉄と鋼, 60 (1974) 11, S462
- 5) G. S. Lucenti: Iron Steel Eng., 46 (1969) 7, 83
- 6) 江見, 中戸, 鈴木, 飯田, 上田: 鉄と鋼, 60 (1974) 7, 981
- 7) 橘, 児玉, 千野, 柴田, 野崎, 岡野: 鉄と鋼, 62 (1976) 4, S88
- 8) 野崎, 松野, 村田, 大井, 児玉: 鉄と鋼, 62 (1976) 12, 1503
- 9) J. E. Lait, J. K. Brimacombe, F. Weinberg and F. C. Muttitt: Open Hearth Proc. AIME, 56 (1973), 269
- 10) 松野, 中戸, 大井: 鉄と鋼, 60 (1974) 7, 1023
- 11) 連铸鋼片加熱炉における伝熱実験と伝熱計算, 特別報告書 No.11, (1971), [日本鉄鋼協会]