
連铸操業改善のための铸型内凝固シェルの応力解析

Numerical Analysis of Heat Transfer and Stress in Solidifying Shell within the Mold of Continuous Casting

木下 勝雄(Katsuo Kinoshita) 北岡 英就(Hidenari Kitaoka) 江見 俊彦(Toshihiko Emi) 松野 淳一(Jun-ichi Matsuno)

要旨：

無欠陥スラブを連続铸造する操業条件を確立することを目的として、铸型内凝固シェル中の温度と応力分布を解析するため二つの数学的モデルを開発してきた。その一つは、薄肉円筒シェルの粘弾性応力解析モデルに基づくものである。また、他の一つは、2次元非定常伝熱解析と連成した2次元熱弾塑性応力解析モデルで、凝固シェル内の温度場と応力場の相互干渉を含めて評価することができる。いずれのモデルも、連続铸造における最適铸造条件を見つけるための有力な凝固シミュレーターとして活用できる。

Synopsis：

In order to find continuous-casting conditions for defect-free slabs, two mathematical models have been developed to analyze temperature- and stress-field in solidifying shell. The one of them is based on a visco-elastic stress analysis of a cylindrical shell model. The other is based on a two dimensional thermal elasto-plastic stress analysis connected with a two dimensional non-steady state heat transfer analysis, and is capable of taking into account the interaction between the temperature- and stress-field. Both of them have been utilized as a potential simulator to determine optimum casting conditions for continuous casting.

(c)JFE Steel Corporation, 2003

本文は次のページから閲覧できます。

連铸操業改善のための铸型内凝固シェルの応力解析

Numerical Analysis of Heat Transfer and Stress in Solidifying Shell within the Mold of Continuous Casting

木下 勝雄*
Katsuo Kinoshita

北岡 英就**
Hidenari Kitaoka

江見 俊彦***
Toshihiko Emi

松野 淳一****
Jun-ichi Matsuno

Synopsis:

In order to find continuous-casting conditions for defect-free slabs, two mathematical models have been developed to analyze temperature- and stress-field in solidifying shell.

The one of them is based on a visco-elastic stress analysis of a cylindrical shell model. The other is based on a two dimensional thermal elasto-plastic stress analysis connected with a two dimensional non-steady state heat transfer analysis, and is capable of taking into account the interaction between the temperature- and stress-field.

Both of them have been utilized as a potential simulator to determine optimum casting conditions for continuous casting.

1. 緒 言

連続铸造の生産性は異鋼種多連铸や铸込中幅変更による稼働率の上昇と高速铸造により著しく向上している。当社においても千葉2号機、水島5号機を主体として、高能率高速铸造¹⁻⁴⁾が図られており、こうした非定常ならびに高速操業下において、铸片の品質と操業を安定した状態に管理することがきわめて重要になっている。しかし、異鋼種多連铸や铸込中幅変更のような非定常操業を高速铸造時に実施すると、铸片の縦割れを助長したり、ブレークアウトを誘発することがある。縦割れは、铸片-铸型間に存在するスラグストリーク、凝固・冷却に伴う熱応力および溶鋼の静圧による応力などと凝固殻の抗張力が複雑に関係して発生する。また、ブレークアウトは凝固殻表面に局部的に生じるホットスポットあるいはホットスポッ

トと铸型の焼付点を起点とする凝固殻の破れによって生じる。いずれもパウダーキャスティング時の铸型内フラックス膜を介しての溶鋼の凝固状態と密接に関係している。しかし、铸型内凝固に関して実操業上得られる知見は凝固殻厚さおよび铸型内熱流束などに限られ、凝固殻内温度、凝固殻内応力、ひずみあるいは変位、铸片-铸型間のギャップ形成などがわからないため、ブレークアウトや縦割れと操業要因との関係を系統的に把握するに至っていない。

これまでも連続铸造時の铸型内凝固に関する知見を得るため応力解析が行われている⁵⁻⁷⁾。当社においても、铸型内凝固時の铸片の割れあるいはブレークアウトの発生機構を明らかにし、最適铸造条件を掌握することを目的として応力解析を行ってきた⁸⁻¹⁰⁾。本報は当社におけるこれらの応力解析につき、その方法、主たる解析結果および得られた知見の実操業への適用について述べる。

* 技術研究所製鋼研究室主任研究員
*** 技術研究所製鋼研究室室長・理博
〔昭和55年4月23日原稿受付〕

** 技術研究所製鋼研究室
**** 技術研究所水島研究室主任研究員

2. 円筒シェルモデルによる熱応力解析

本法は、スラブ連鋳時の長辺シェル内での応力をマクロ的に把握することを目的としたもので、簡単な弾性梁モデルよりは実際現象との対応に優れ、また次章で述べる有限要素法を用いた弾塑性解析のように計算の労力と費用をかけることなく比較的簡単に結果を求めることが可能である。

2.1 方 法

連鋳スラブの凝固シェルの Fig. 1 に示すような大半径薄肉円筒の一部とみなす。シェルの内から外側への厚さ方向を r 軸、幅方向を θ 軸、鋳込み方向を z 軸にとり、 z と $z+dz$ 間の微小要素の応力およびひずみの状態を平面ひずみ問題として扱う。シェル内面には溶鋼の静圧 P が負荷され、

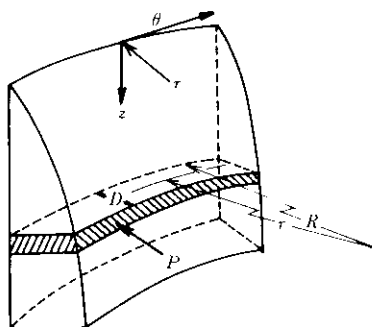


Fig. 1 Schematic view of the shell in the mold

熱応力と塑性ひずみによる応力緩和を考慮すると、応力・ひずみの関係は (1) 式で与えられる。

$$\sigma_i = 2G \left\{ \epsilon_i + \frac{\epsilon \nu}{1-2\nu} \right\} + \frac{E}{1-2\nu} \left\{ \alpha (T - T_S) + \int d\epsilon_{ip} \right\} \quad (1)$$

ここで、 σ : 応力

i : r, θ, z

G : 剛性率

E : ヤング率

ν : ポアソン比

α : 線膨張率

T : 温度

T_S : 固相線温度

ϵ : 全ひずみ ($= \sum_i \epsilon_i$)

ϵ_p : 塑性ひずみ

右辺第 4 項が塑性ひずみに基づく応力緩和項である。

(1) 式に、塑性ひずみと応力の関係、変位とひずみの関係などを用いて整理すると、 σ_r と σ_θ に関する二つの微分方程式が得られる⁸⁾。

$$\frac{d\sigma_r}{dx} = -D(1-2\nu) \frac{\sigma_\theta}{R} \quad (2)$$

$$\begin{aligned} \frac{d\sigma_\theta}{dx} = & -\frac{2D\sigma_\theta}{R} + V_1 + V_2 \left[\sigma_r + 2\nu\sigma_\theta + P \right. \\ & \left. - \sigma_S(1-l) \right] \frac{d\nu}{dt} + \sigma_S(1+\nu) \frac{dl}{dx} \\ & + V_3 \quad (3) \end{aligned}$$

ここで、 $\sigma_S = 3K\alpha T_S$

$$V_1 = \frac{-3KD \left(\int d\epsilon_{rp} - \int d\epsilon_{\theta p} \right)}{R(1-2\nu)(1-\nu)}$$

$$V_2 = \frac{1}{1-\nu^2}$$

$$V_3 = \frac{3K}{1-\nu^2} \cdot \frac{d\epsilon_\theta}{dx}$$

$$x = \frac{r-R+D}{D}$$

$$l = \frac{T}{T_S}$$

r, D, R : Fig. 1 参照

K : 体積弾性率

(2)、(3) 式をシェル内面から外面まで積分することによりシェル内各位置における σ_r と σ_θ を求めることができる。この際、はじめ内面における応力が溶鋼の静圧 P に等しいとする境界条件を用い、外面において $\sigma_r = 0$ となるようにパラメータ R を定める。 R が負になるときはシェル自体が溶鋼の静圧に耐え得ないことになるので、 $R = \infty$ として、外面は鋳型により支持されるものとする。

2.2 計算結果と考察

Fig. 2 に表面における温度ならびに横方向の応力 $\sigma_{\theta s}$ の鋳込方向に沿う変化を示す。応力の傾向は鋳込速度のいかんによらず、はじめに引張応力が発生し、それがあつた位置でピークに達すると以後次第に低下して圧縮状態にまで至る。最大引張

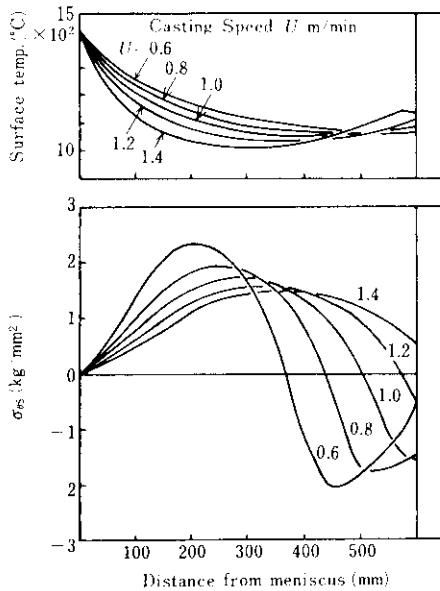


Fig. 2 Effect of casting speed on shell surface stress of θ direction σ_{θ}

応力は鋳込速度が小さいほど大きく、0.6m/minでは 2.3kg/mm^2 である。また、ピーク位置は鋳込速度が大きいほど下方にずれる。

なお、シェル内厚み方向の応力分布は、いずれの場合もシェルの外側 1/3 の応力が大きく、内側 2/3 はほとんど強度的に寄与していない。また、シェル内引張応力の値は、その温度における抗張力に近く、割れ発生の可能性が高いことを示唆するものである。

次に、パウダー特性の影響を見たところ、鋳型内抜熱量の大きいパウダーを使用し 0.6m/min の低速鋳込みを行った場合に最大引張応力が著しく大きくなり、割れ発生の危険性がきわめて大きいことが判明した。

最後に、シェル内応力におよぼす短辺テーパの影響を Fig. 3 に示す。鋳型短辺によりシェル長辺が絞られることにより、シェル内の引張応力が緩和され、ピーク応力は、テーパ 0 のときに比較し、1.2%/m のときは約 2/3 まで低下する。しかし、モールド下側での圧縮応力もまたそれに応じて増加するので、モールド上側でテーパを大、下側で小なる多段テーパ様式が短辺テーパとして理想的である。

以上述べたように、本章での計算法は比較的簡単に計算結果が得られ、鋳込速度、パウダー、短

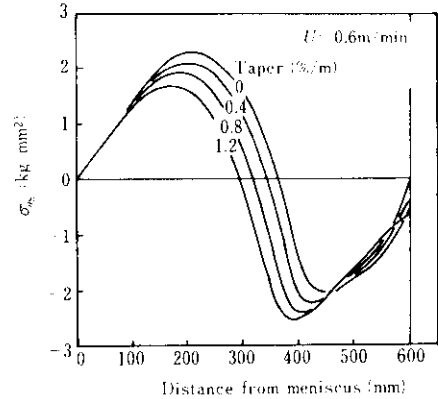


Fig. 3 Effect of mold taper on σ_{θ}

辺テーパ等によるマクロ的な現象への影響を把握できる。これに対し、次章においては有限要素法によるより精細な解析について述べる。

3. 有限要素法による熱弾塑性応力解析

本法は、連鋳スラブのシェル形状をそのままの形で構造体として取扱い、これを有限個の要素に分割し、各要素の節点において互に結合された要素の集合体として取扱う。

3.1 方法

パウダーキャストによる定常鋳込時の連鋳鋳型内シェルは、模式的に Fig. 4 のように示される。今 Fig. 4 の A-A 横断面において鋳込方向に単位長さのスライスがメニスカス近傍から鋳型出口に引抜かれる場合、このスライスに固定した

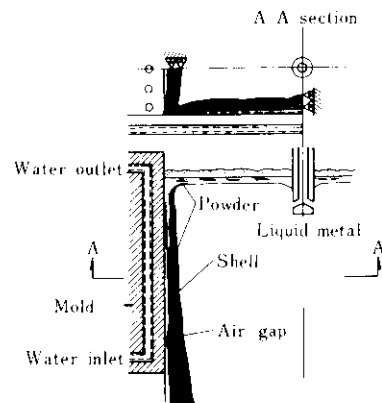


Fig. 4 Schematic view of solidification in continuous casting mold

座標系を採用すると、シェルは伝熱に関して、したがって応力に関しても非定常状態にあるから二次元非定常問題として扱う。

非定常熱伝導方程式は、空間的に有限要素法を適用すると、次の熱流の平衡方程式として表せる⁹⁾。

$$\rho_n C_n V_n \frac{\partial T_n}{\partial t} = \sum_i U_{n_i, k_i} (T_{k_i} - T_n) + \sum_j U_{n_j, b_j} (T_{b_j} - T_n) - \rho_n C_n T_n \frac{\Delta H_m}{C_n} \cdot \frac{\partial f_s}{\partial t} \dots (4)$$

$$U_{n_i, k_i} = \frac{A_{n, k_i}}{\frac{d_{n_i}}{k_{n_i}} + \frac{d_{k_i}}{k_{k_i}}}, \quad U_{n_j, b_j} = \frac{A_{n, b_j}}{\frac{d_{n_j}}{k_{n_j}} + \frac{1}{h_{n_j, b_j}}}$$

ここで、添字 n, k, b : 代表要素, 代表要素に隣接する熱伝導体要素, 同じく境界要素をそれぞれ表す

ρ : 密度
 C : 比熱
 V : 要素体積
 ΔH_m : 凝固潜熱
 f_s : 固相率
 t : 時間
 A : 要素界面積
 d : 要素重心と界面との距離
 k : 熱伝導率
 h : 熱伝達率

伝熱解析は(4)式を時間について差分化して行う。

一方、ひずみ増分理論に基づいた構成方程式*,

$$\{d\sigma\} = [D^T] \{d\varepsilon\} - \left([D^T] \{C_0\} - \frac{[D^*] \left\{ \frac{\partial \kappa}{\partial \sigma} \right\} \frac{\partial \kappa}{\partial T}}{S} \right) dT \dots (5)$$

$$[D^T] = [D^*] - \frac{[D^*] \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\} \left| \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right| [D^*]}{S}$$

$$\{C_0\} = \{\alpha\} + \frac{\partial [D^*]^{-1}}{\partial T} \{\sigma\}$$

$$S = H'_0 + H'_k + \left[\frac{\partial f}{\partial \sigma} \right] [D^*] \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}$$

ここで、 σ : 応力
 ε : 全ひずみ
 $[D^*], [D^T]$: 弾性および弾塑性マトリックス
 κ : 材料強度の温度依存項
 T : 温度
 $\{\alpha\}$: 線膨張係数
 f : 塑性ポテンシャル
 $H'_0 + H'_k$: 材料のひずみ硬化係数

に要素内ひずみ $\{\varepsilon\}$ および応力 $\{\sigma\}$ と節点変位 $\{u\}$ との関係を用いて、釣合方程式、

$$\{dF\} = [K^T] \{du\} - \{dF_T\} - \{dF_K\} \dots (6)$$

$$\text{ここで、} \{dF\} = \int_V [B]^T \{d\sigma\} dV$$

$$[K^T] = \int_V [B]^T [D^T] [B] dV$$

$$\{dF_T\} = \int_V [B]^T [D^T] \{C_0\} dT dV$$

$$\{dF_K\} = \int_V [B]^T \left(- \frac{[D^*] \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\} \frac{\partial \kappa}{\partial T}}{S} \times dT \right) dV$$

$[B]$: 変位とひずみの間の変換マトリックスとして表し、各要素について得られる釣合方程式(6)を節点での釣合条件を満足するように構造全体に対し組立てると次式を得る。

$$\begin{Bmatrix} dF_1 \\ dF_2 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} K_{11}^T & K_{12}^T \\ K_{21}^T & K_{22}^T \end{Bmatrix} \begin{Bmatrix} du_1 \\ du_2 \end{Bmatrix} - \begin{Bmatrix} dF_{T_1} \\ dF_{T_2} \end{Bmatrix} - \begin{Bmatrix} dF_{K_1} \\ dF_{K_2} \end{Bmatrix} \dots (7)$$

ここで、シェル表面に位置し、かつパウダー固相を介して鋳型内面に接触している点を拘束点、それ以外のシェル内の全節点を自由点とするなら、下添字1は自由点、下添字2は拘束点である。

応力解析は(7)式を解き、自由点からパウダー固相厚よりも鋳型寄りに入り込んでいるときは拘束点扱いし、拘束点の反力 F_2 が負であれば自由点扱いし、拘束点と自由点の間で矛盾が無いような平衡状態

*) 記号 $\{\}$ および $[\]$ はそれぞれ列ベクトルおよび行ベクトルを表す。

を見出すまで計算を繰返した。

まず、メニスカスにおける初期条件と境界条件を定めて、(4)式により伝熱解析を開始し、シェルが形成されるとシェルについて得られた温度分布を基に鋳型の拘束と溶鋼の静圧による力学的境界条件を入れ、(7)式を解き応力解析を行った。次いで、所定時間すめた次のステップに移るに際し、応力解析の結果生じたエアギャップを伝熱解析の境界条件として用いた。こうして、解析を鋳型下端まで継続した。

3・2 計算結果と考察

Fig. 5 に鋳型下端でのコーナーおよび長、短辺中央部シェルの温度と主応力分布を示す。コーナーから2~4cmの短辺面とコーナーから2~3cmの長辺面上でスラブ表面温度が高く、いわゆるホットスポットが生じる。

スラブの長、短辺中央部は、スラブ表面に平行な一軸性の応力分布であるが、コーナー近傍は、長辺側でのx軸方向から短辺側でのy軸方向へと漸時変化する応力分布となる。特にコーナーから1~2cmの長、短辺上で表層部に大きな引張応力

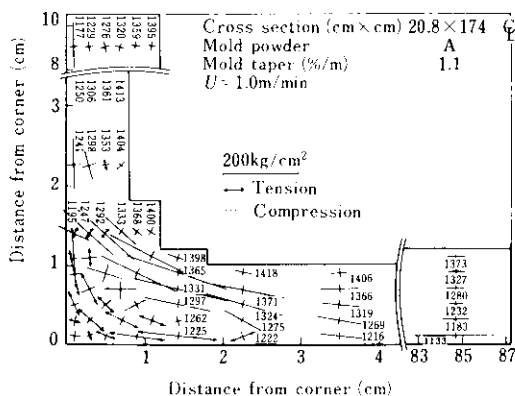


Fig. 5 Temperature and principal stress distribution in the solidifying shell at the lower end of mold⁹⁾

が生じ、実操業上経験するコーナー縦割れの原因と考えられる。

Fig. 6 に鋳型内各高さにおける短辺近傍シェルの外面形状を示す。鋳型内シェルはメニスカス直下で表面層が全周にわたって形成されると、長辺

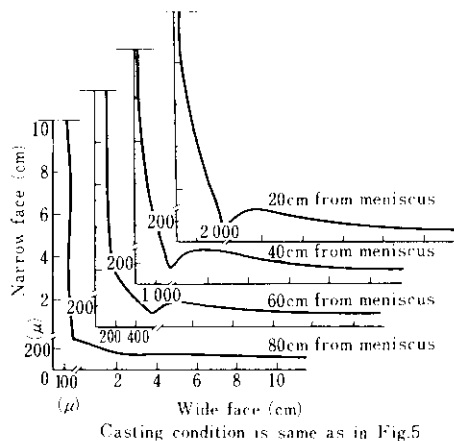
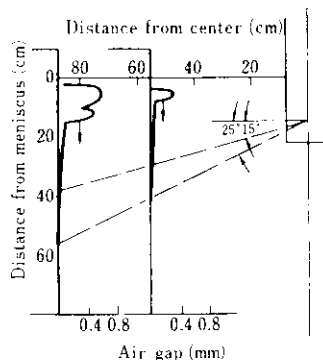


Fig. 6 Variation of peripheral shell profile in the vicinity of narrow face¹⁰⁾

の冷却収縮により短辺が幅の中心に向け引きつけられ短辺側にエアギャップが形成される。しかし、距離とともに溶鋼の静圧が増加すると短辺はバルジングする。このバルジングによりコーナー部に回転のモーメントが作用するが、コーナー部は比較的低温に保持され剛性が高いため回転のモーメントは長辺側に伝わり、コーナー近傍の長辺は凹面状に変形してここにもエアギャップが形成される。鋳型下方では、鋳型内熱抽出の低下⁹⁾により長辺の収縮が軽減し、短辺テーパーによる絞り込みが有効に作用して、長、短辺コーナー近傍のエアギャップは軽減する。

Fig. 7 に短辺エアギャップの鋳込方向に沿う変化を示す。従来、浸漬ノズルは介在物の捕捉を軽減するため逆Y15°を用いていた。この場合、ノズ



Casting condition is same as Fig. 5

Fig. 7 Schematic view showing the relation between the location of air gap and nozzle angle of submerged entry tube¹⁰⁾

ル吐出孔からの噴流が直進すると、注入流はシェル外面にエアギャップが存在するメニスカスで40cmの位置で短辺シェルに衝突するので、シェルの再溶解を促進し、殊にコーナー縦割れを助長することになり、コーナー縦割れ起因のブレイクアウトを誘発すると考えられる。この場合、逆Y25°ノズルを用いれば、上述の問題は解消すると推定される。すなわち、Fig. 7 に示したように注入流の衝突位置は深くなりエアギャップ形成域をはずれるので再溶解が軽減する。

以上の考察に基づき、逆Y25°ノズルを用いた2箇月間の操業結果を、逆Y15°ノズルと比較してTable 1 に示した。すなわち、逆Y25°ノズルの採

Table 1 Effect of deflection angle of bifurcated submerged entry tube on the occurrence of breakout resulting from longitudinal corner cracks¹⁰⁾

Type of tube	Occurrence of breakout (times/month)
15° downward tube	2
25° downward tube	0

用によりコーナー縦割れ起因のブレイクアウトを低減することが可能になった。

湾曲鋳型には通常長辺テーパを付けずに実操業を行っているが、これに長辺テーパを付けた場合の鋳型内凝固におよぼす影響をFig. 8 に示す。Fig. 8 は、長辺テーパが0の場合と0.9%/mの場合につき鋳型下端の温度分布（鋳込速度1.8m/min）を比較して示す。テーパが0の場合、コーナー近傍の等温度線はコーナー近傍の長辺面上に露出し、ホットスポット温度は1373°Cと著しく高く、コーナー縦割れが発生しやすいと考えられる。これに対し、0.9%/mの長辺テーパを付けると、コーナー近傍における等温度線はスラブ表面にはば平行となり、ホットスポット温度は1170°Cへと激減する。

以上の解析結果に基づき、長辺テーパを0.9%/m付けた鋳型を試作し、実操業に使用した。コーナー縦割れ発生率を工程鋳型（テーパ零）と比較して、Table 2 に示す。長辺テーパ0.9%/mの導入により、コーナー縦割れの発生率を従来の

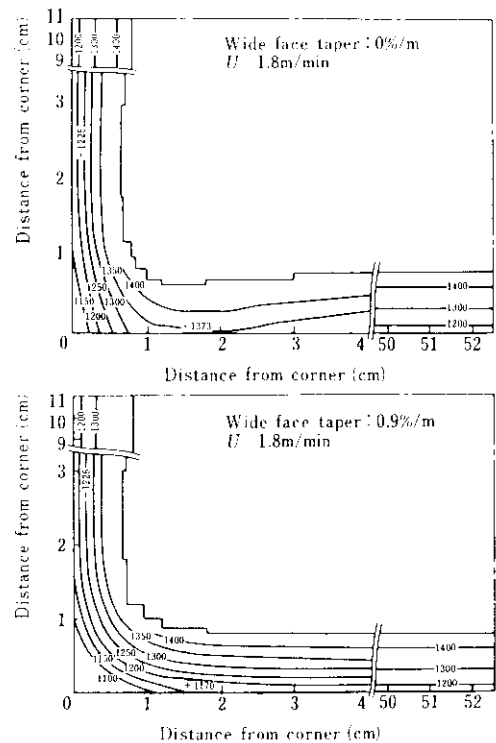


Fig. 8 Shell profile and temperature distribution in the shell at the lower end of mold

Table 2 Effect of wide face taper on the formation of longitudinal corner cracks¹⁰⁾

Wide face taper (%/m)	0	0.9
Total number of slabs	332	248
Number of slabs with cracks	44	13
Percentage of slabs with cracks	13.3	5.2

13.3%に対し、5.2%へと著しく軽減することができた。

4. 結 言

スラブ連铸における鋳片品質の向上と安定操業のため、円筒シェルモデルによる熱応力解析と有限要素法による熱弾塑性応力解析を行い鋳型内凝固時のシェル中の温度と応力分布を解析する数学モデルを開発した。そのモデルを利用し、モールドパウダーの選定、鋳型長、短辺テーパの設定、タンディッシュノズルの選定などの鋳造条件の適正化を実施しており、連铸操業技術の向上に成果をあげた。

参 考 文 献

- 1) 大森尚, 大西正之, 前田瑞夫, 大園秀志: 鉄と鋼, **64** (1978) 11, S 616
- 2) 福島克治, 上田典弘, 越川隆雄: 鉄と鋼, **64** (1978) 11, S 617, S 618
- 3) 児玉正範, 小島信司, 中井一吉, 反町健一, 今井卓雄, 垣生泰弘, 野崎努: 鉄と鋼, **64** (1978) 8, A 123
- 4) 反町健一, 上田典弘, 越川隆雄, 垣生泰弘, 糸山哲司: 鉄と鋼, **65** (1979) 4, S 118
- 5) O. Richmond and R. H. Tien: J. Mech. Phys. Solid, **19** (1971), 273
- 6) F. Oeters and K. Sardeman: Arch. Eisenhüttenw., **45** (1974) 11, 737
- 7) A. Grill, K. Sorimachi and J. K. Brimacombe: Met. Trans., **7B** (1976), 177
- 8) 松野淳一, 間野淳一, 大井浩: 鉄と鋼, **61** (1975) 12, S 515
- 9) 木下勝雄, 江見俊彦, 笠井学: 鉄と鋼, **65** (1979) 14, 2 022
- 10) 木下勝雄, 北岡英就, 江見俊彦: 鉄と鋼, 投稿中