双ロール形薄板連続鋳造過程のシミュレーション*

(第2報, 鋼に対する凝固と温度および非弾性応力の解析)

佐 成 弘 毅^{*1}, 井 上 達 雄^{*2}

Simulation of Strip Casting Process by Twin Roll Method

(2nd Report, Analyses of Solidification and Temperature for Steel, and Inelastic Stresses)

Hiroki SANARI and Tatsuo INOUE

The simulation technique of solidification and temperature distribution developed and verified by experiment in the first report was applied to the process of strip casting of a steel. The effect of operating condition, such as casting speed, diameter of roll, depth of molten metal and roll gap, on the shape of solidified shell and the temperature were examined by numerical calculation. Mode of stresses in the shell under steady material flow was also evaluated by use of elastic-viscoplastic constitutive relation, and the comparison between the results and the stresses was carried out by simple elastic-plastic model.

Key Words: Finite Element Method, Stress Analysis, Twin Roll Strip Casting, Viscoplastic Constitutive Equation, Steady State

1. 緒 言

定常な双ロール形薄板連続鋳造過程^{(1)~(8)}における凝固と温度場を明らかにするため, 第1報⁽⁹⁾では, 凝固に伴う潜熱の発生を考慮した熱伝導方程式を解いて得られた結果と, 試作したモデルプラントを用いた低融点合金に対する実験結果を比較し, シミュレーション手法の妥当性を検証した。

本報では, この手法を鋼の連続鋳造過程に適用し, 鋳造速度, ロール半径, 溶湯深さ, 二つのロール間距離 (ロールギャップ) などの変化が凝固と温度分布に与える影響について検討を行い, 最適な鋳造条件を求めることを目的とする。また, このようにして得られた条件における凝固シェルにおける応力を求めるため, 弾粘塑性構成式および弾塑性構成式を用いた解析を行い, それらの比較を行った。

2. 凝固と温度の解析条件と 代表的な解析結果

第1報⁽⁹⁾と同じく, 一定の鋳造速度が保たれる定常

* 平成元年11月10日 材料力学講演会において講演, 原稿受付 平成元年5月1日。

^{*1} 学生員, 京都大学大学院 (〒606 京都市左京区吉田本町)。

^{*2} 正員, 京都大学工学部。

状態を考える。凝固潜熱の発生を考慮した熱伝導方程式とその境界条件などについては, すでに詳述したのでここでは省略する。鋳造する材料としては, 低炭素鋼を対象として解析を行う。以下に, 熱伝導解析に用いた材料定数を挙げる。

密度 ρ : 7.7×10^{-6} kg/mm³

比熱 c_L : 161.3, c_S : $146.0 + 0.01T$ cal/kg $\cdot^\circ\text{C}$

熱伝導率 k_L : 8.04×10^{-3} ,

k_S : $(3.7 + 0.028T) \times 10^{-3}$ cal/mm $\cdot\text{s}\cdot^\circ\text{C}$

凝固潜熱 L_S : 6.4×10^4 cal/kg

液相温度 T_L : 1532°C ^{**1}

固相温度 T_S : 1495°C

液相線の傾き m_L : $-72.0^\circ\text{C}/\%$

固相線の傾き m_S : $-182.0^\circ\text{C}/\%$

また, 境界条件としては

溶鋼鋳込み温度 T_0 : 1550°C

周囲温度 T_w : 30°C

とし, 熱伝達係数は連続鋳造などで用いられる値を参考にして,

鋼とモールドロール間 h : 0.385×10^{-3}

cal/s $\cdot\text{mm}\cdot^\circ\text{C}$

鋼と大気間 h : 0.28×10^{-4} cal/s $\cdot\text{mm}^2\cdot^\circ\text{C}$

^{**1} 付録参照。

として計算を行った。

鋳造条件をロール半径 150 mm, ロールギャップ 5 mm, 溶湯深さ 75 mm, 鋳造速度を 100 m/s として計算した場合の温度分布とその鳥瞰図をそれぞれ図 1 と 2 に示す。固相線すなわち凝固線より低温の部分は凝固が完了しているので, これを凝固シェルとみなし, その凝固シェルの側表面に垂直方向の厚さとロール接触開始点からのロールに沿っての距離の関係を表した図を図 3 に示す。これからわかるように, 溶湯はモールドロール接触開始直後に凝固しはじめ, 凝固シェルを形成する。凝固シェルは, 凝固の初期の段階では比較的急激に成長し, しばらくしてほぼ一定の厚さになった後, 中心部まで完全に凝固する。中心部および表面の温度変化を図 4 に示す。

鋳片内の温度こう配は比較的大きく, 表面温度は急激に低下するが, 中心部の温度は, それに比べて緩やかに低下する。また, 表面温度は鋳片がロールから離れた後, 内部からの熱伝導によって再び上昇するが, ロール出口のやや上流側で最低温度となる。このような現象は, 上下方向の熱伝導を無視した一次元モデルなどでは表現できない。

図 1 温度と凝固線の分布

図 2 温度分布の鳥瞰図

3. 鋳造条件の変化が凝固と温度分布に与える影響

ここでは, 双ロール形薄板連続鋳造過程における種々の鋳造条件が, 温度分布や, 凝固シェルの形成の状態にどのような影響を与えるかについて, 解析結果を基にして検討する。すなわち, 鋳造条件として, 鋳造速度 $v=100$ mm/s, ロール半径 $R=150$ mm, 溶湯深さ $l=75$ mm, ロールギャップ $d=5$ mm を基準にとり, 鋳造速度, ロール半径, 溶湯深さ, ロールギャップをそれぞれ変化させて, その影響を調べることにする。

3.1 鋳造速度の影響 図 5 は, 鋳造速度 v を 90, 100, 110 mm/s としたときの温度分布図である。また図 6 は, 各々の鋳造速度での表面温度および中心部の温度変化の図である。鋳造速度が大きくなるにつれて冷却が遅れ, 凝固シェルの成長が遅くなり, 中心まで完全に凝固する点, すなわちクレータエンドが下流側に移動する。クレータエンドの位置は, 安定に連続鋳造を行うために非常に重要であり, クレータエンドがロール出力より上流側に偏りすぎるとロールに加わる圧下力が過大となり, ロールと鋳片がスリップして, 鋳片が送り出せなくなる場合があり, 逆に, 凝固が遅れてロール出口において未凝固部が中心部に多く残っていると, 曲げ伸ばし変形によって鋳片が破断しブレークアウトが起こる可能性があることが, 実験によ

図 3 シェル厚さの変化

図 4 スラブの中心と表面の温度の変化

図5 異なる鋳造速度に対する温度分布

図9 異なる溶湯深さに対する温度分布

図6 温度変化に及ぼす鋳造速度の影響

図10 温度変化に及ぼす溶湯深さの影響

図7 異なるロール半径に対する温度分布

図11 異なるロールギャップに対する温度分布

図8 温度変化に及ぼすロール半径の影響

図12 温度変化に及ぼすロールギャップの影響

て確かめられている⁽⁶⁾。したがって、クレータエンドがロール出口部付近に存在することが必要で、 $v=100$ mm/s の場合は、安定な連続鋳造が可能であると考えられる。

3・2 ロール半径の影響 ロール半径 R を 140, 150, 170 mm と変化させた場合の温度分布図を図 7 に示している。また、図 8 はロール半径が中心部と表面の温度の変化に及ぼす影響を示す図である。溶湯深さが一定ならば、ロール半径が小さいほどロールとの接触長さが大きくなるため、ロール出口までに凝固シェルは十分成長し、クレータエンドは上流側に形成されるようになると思われる。

3・3 溶湯深さの影響 図 9 に、溶湯深さ l を 85, 75, 65 mm とした場合の温度分布図を示す。また、図 10 は、溶湯深さを考えた変えたときの中心部および表面温度の変化を表す。溶湯深さを大きくすると、ロールとの接触長さが長くなり、ロール出口までに鋳片の冷却が進み、クレータエンドは溶湯深さが浅い場合に比べて上流側に移動する。溶湯深さが深い場合、上流側のほぼ流れ方向に垂直な断面の面積が大きくなるため、未凝固部の速度が遅くなり冷却が進む。

3・4 ロールギャップの影響 ロールギャップ d を 4, 5, 7 mm と変化させた場合の温度分布図を図 11 に示す。また、図 12 は、中心部および表面の温度分布に与えるロールギャップの効果を表している。

ロールギャップが減少すると、クレータエンドの位置は、急激に上流側に移動する。これは、ロールギャップの減少によって、より薄い凝固シェルでも中心部に達するだけでなく、ロールギャップが減少すると、ロール間から送り出される鋳片の流量は減少するが、それに比べて溶湯だまりの体積はさほど減少しないので、未凝固の液相部の流速が小さくなり、冷却が加速され凝固シェルの成長が速くなるためである。

4. 非弾性応力の解析方法

凝固が起きるような相対的に極めて高い温度における金属材料の非弾性挙動としては、粘性効果が大きくなり、時間依存性のない塑性変形とみなすことができなくなる^{(10)~(12)}。そこで本章では、前節の凝固解析によって求められた完全凝固部分（凝固シェル）について、弾・粘塑性解析を行うことにする。構成式としては、Perzyna の考え方⁽¹³⁾を修正した超過応力理論に基づく粘塑性モデル⁽¹⁴⁾を用いることにする。一方、比較のために弾塑性解析⁽¹⁵⁾も行い、両者の結果の差異について議論する。

4・1 弾粘塑性構成式 ひずみ速度が零であると

きの仮想的な静的降伏関数 F を考え、一般に

$$F = F(\sigma, \epsilon^v, T, \kappa) \dots\dots\dots (1)$$

のように、応力 σ 、粘塑性ひずみ ϵ^v 、温度 T および硬化パラメータ κ で表されるとする。法線則が成立つとすると、粘塑性ひずみ速度 $\dot{\epsilon}^v$ は

$$\dot{\epsilon}^v = \frac{1}{3\mu} \Psi(F) \frac{\partial F}{\partial \sigma} \dots\dots\dots (2)$$

と表すことができる。ここに、 μ は温度に依存する材料の粘性係数であり、 $\Psi(F)$ は降伏関数 F の関数である。Prager の移動硬化則を用いて背応力 α とひずみ硬化パラメータ κ の移行式を

$$\dot{\alpha} = A(T, \kappa) \dot{\epsilon}^v \dots\dots\dots (3)$$

$$\dot{\kappa} = \left[\frac{2}{3} \text{tr}(\dot{\epsilon}^v \cdot \dot{\epsilon}^v) \right]^{1/2} \dots\dots\dots (4)$$

とする。また、関数 $\Psi(F)$ の形は引張曲線などから決定できるが、簡単な場合として、

$$\Psi(F) = F \dots\dots\dots (5)$$

で近似する。陥伏関数 F として等方硬化則に従う Mises 形のもの

$$F = \left(\frac{3}{2} \text{tr} s^2 \right)^{1/2} - K(T, \kappa) \dots\dots\dots (6)$$

を用いると、式(2)は次のようになる。

$$\dot{\epsilon}^v = \frac{1}{2\mu} \left[1 - \frac{K}{\left(\frac{3}{2} \text{tr} s^2 \right)^{1/2}} \right] s \dots\dots\dots (7)$$

ここに、 s は偏差応力である。

この粘塑性ひずみ速度に弾性ひずみ

$$\epsilon^e = \frac{1+\nu}{E} \sigma - \frac{\nu}{E} (\text{tr} \sigma) I + \int_{T_0}^T (\alpha dT) I \dots\dots\dots (8)$$

の速度 $\dot{\epsilon}^e$ を加えると、構成式が完成する。ここに、 E 、 ν 、 α はそれぞれ縦弾性係数、ポアソン比、線膨張係数であり、 I は単位テンソルである。

4・2 応力解析の条件 上に示した構成式を用いて、熱伝導の場合⁽⁹⁾と同様に、定常な応力の解析を有限要素法によって行った。

応力解析に先立って、温度解析の結果から、凝固シェルの形状を決定し、要素の再分割を行う。すなわち、固相温度以下の節点を取り出し、それらの節点から再び3節点三角形要素を作ることによって、凝固シェルの要素分割とする。要素分割の様子を図 13 に示す。凝固シェルの大きさは、条件によって異なるが、一例として節点数 1 040、要素数 1 862 のようになっている。(図には、離散化の概要のみを示している)。鋳片はロール表面で拘束されるとし、また、平面ひずみ条件を採用して、二次元問題として計算を行った。計算に用いた材料定数は、次のとおりである⁽¹¹⁾。

縦弾性係数 E : 5 000 MPa $T \geq 1400^\circ\text{C}$
 40 000–25 T MPa $T < 1400^\circ\text{C}$
 ポアソン比 ν : 0.3
 降伏応力 σ_y : 60–0.04 T MPa
 加工硬化係数 H' : 8 000–5 T MPa
 粘性係数 μ : 5 000 MPa·s; $T \geq 1400^\circ\text{C}$
 22 500–1.25 T MPa·s; $T < 1400^\circ\text{C}$
 線膨張係数 α : $2.0 \times 10^{-5} 1/^\circ\text{C}$

5. 非弾性応力の解析結果と考察

図 14 は、ロール半径 150 mm、ロールギャップ 5 mm、溶湯深さ 75 mm、鋳造速度 100 mm/s の場合の、鋳片内の弾粘塑性応力分布を示す図である。図(a)は厚さ方向の応力 σ_x 、(b)は流れ方向の応力 σ_y 、(c)は幅方向の応力 σ_z である。これらの応力を比較すると、それぞれ同様な分布を示している。鋳片の、ロールに接触している表面で引張応力が生じており、下流側に移動するほど、この表面の引張応力は大きくなり、鋳片がロールから離れると、表面の応力は減少し、代わって中心側で圧縮応力が生じる。これは、鋳片が冷却によって収縮するが、その表面がロールとともに移動すると仮定しているため変形によって変形が拘束されるため、ロールに接触している部分では引張応力を生じ、ロールから送り出されて拘束がなくなると表面は収縮し、その影響で内部に圧縮応力が生じているものと考えられる。表面側ほど引張応力が大きくなるのは、板厚方向に大きな温度こう配が存在するためである。このような表面での引張応力は、表面割れの原因となる可能性がある。

次に、比較のためにひずみ速度依存性のない弾塑性体の構成式⁽¹⁵⁾を用いて解析した結果を図 15 に示す。

図 13 凝固シェルの要素分割 (実際の解析では例えば、節点数 1 040, 要素数 1 862 としてある)

応力分布の傾向は、 σ_x , σ_y および σ_z ともに、弾粘塑性体の構成式を用いた場合と同様であるが、全体的に、応力は大きくなっている。これは、鋳片の温度が 1350°C 以上と非常に高温なため、粘塑性解析では粘性的効果によって応力の緩和が生じるのに対して、弾塑性の結果ではこの応力緩和を適切に表現できないためと考えられる。例えば、 σ_y の引張側の最大応力は、弾塑性計算の場合も、粘塑性計算の場合もロール出口直前の表面において現れるが、その値は粘塑性計算の場合には 21.4 MPa、弾塑性計算においては、34.7 MPa と約 1.5 倍となっている。したがって、溶融点近傍のような超高温においては、金属の粘性を考慮する必要性が極めて大きいと考えられる。

図 16 は、鋳造速度 v を 97 mm/s としたときの流れ方向の応力 σ_y であり、図(a), (b)はそれぞれ、粘塑性体および弾塑性体の構成式を用いて計算した場合である。これらの図と鋳造速度が 100 mm/s の場合の図 14(b), 図 15(b)を比較してみると、表面の引張応力は、ロール出口直前で、わずかであるが鋳造速度が遅いほうが高くなっている。したがって、鋳造速度を大

図 14 弾粘塑性解析による応力分布

図 15 弾塑性解析による応力分布

図 16 鋳造速度を 97 mm/s としたときの弾粘塑性 (a) および弾塑性 (b) 解析結果の比較

図 18 溶湯深さを 77 mm としたときの弾粘塑性 (a) および弾塑性 (b) 解析結果の比較

図 17 ロール半径を 140 mm としたときの弾粘塑性 (a) および弾塑性 (b) 解析結果の比較

きくすれば、表面の引張応力を緩和できる可能性があるが、凝固が遅れるため適当な大きさにまでしか設定できない。

ロール半径 R を 140 mm としたときの、 y 方向の応力の分布図を図 17 に示す。図 (a) は粘塑性体構成式によるもの、図 (b) は弾塑性体構成式によって計算した結果である。ロール半径が 150 mm の場合の図 14 (b)、図 15 (b) の比較から、ロール半径が小さいほうが、ロール出口直前での表面応力が大きいことがわかる。

溶湯深さ l を 77 mm としたときの、流れ方向の応力 σ_y の分布を図 18 に示す。ただし、(a) は粘塑性、(b) は弾塑性体の構成式を用いて計算したものである。図 14 (b)、図 15 (b) に示す溶湯深さが 75 mm の場合の結果と比較すると、温度低下が大きいので、溶湯深さが深いほど、表面での引張応力は増加している

ことがわかる。

6. 結 言

双ロール形薄板連続鋳造過程における凝固と温度に対して前報⁽⁹⁾において確認した解析方法を用いて、本報では、高い凝固温度を有する鋼についてのシミュレーションを行った。とくに、種々の操業条件、すなわち、鋳造速度、ロール半径、ロールギャップ、溶湯深さなどの鋳造条件の相違が解析結果に及ぼす影響について、数値解析によって検討した。さらに、これによって決定された凝固シェルにおける応力を求めるために、弾粘塑性構成式を用いた解析を行い、弾塑性解析の結果と比較、検討を加えた。

以上の結果から、双ロール形薄板連続鋳造過程における凝固と温度場は、各鋳造条件の影響を大きく受け、鋳造速度が遅く、ロール半径が小さく、溶湯深さが深いほど冷却が進み、クレータエンドの位置は相対的に上流側に移動し、表面における引張応力が大きくなることがわかった。また、応力解析においては、弾粘塑性解析によって得られた応力分布は、弾塑性解析結果に比べて、超高温に特有な時間依存の非弾性変形、すなわち粘性の影響による応力緩和を適切に表現できることがわかった。

本研究を遂行するにあたり、実験装置の試作に協力いただいた川崎重工業(株)の葛口紀夫、金子英夫、井上英二の各氏、温度計測システムの製作に参加された京都大学工学部の今谷勝次氏、実験の実施に協力された同小林広佳君に謝意を表す。また、研究費の一部は、文部省科学研究費補助金[試験研究(2)No. 62850022]によるものであることを記す。

付 録

固液混合領域の温度における固相の体積分率(凝固率) ξ_s は, “てこの法則” によると次のようになる⁽¹⁰⁾.

$$\xi_s = \frac{(T_L - T)/m_L}{(T - T_s)/m_s + (T_L - T)/m_L}$$

ただし, T_L , T_s は鉄-炭素の二元系状態図における液相および固相温度, m_L , m_s は液相線, 固相線の傾きである.

文 献

- (1) 草川, 鉄と鋼, **71** (1985), A 200.
- (2) 田中, 鉄と鋼, **71** (1985), A 197.
- (3) 伊藤, 機誌, **91** (1988), 1025.

- (4) 大橋, 金属学会会報, **25** (1986), 505.
- (5) 西岡・土田・北川・藤田・佐藤・大槻, 鉄と鋼, **71** (1985), A 241.
- (6) 北條・姜・加藤・玉田・矢口, 機論, **53** (1987), A 2452.
- (7) 姜・北條・斎藤・矢口, 機論, 機論, **53** (1987), A 2459.
- (8) 斎藤・有馬・佐藤・加藤, 第38回塑性加工連合講演会講演論文集, No. 132 (1987-10), 125.
- (9) 佐成, 井上, 機論, **56**-524 (1990), A 984.
- (10) 王・田中・井上, 機論, **53** (1987), A 1735.
- (11) 王・井上, 機論, **53** (1987), A 1939.
- (12) 王・井上・吉原, 機論, **55** (1989), A 1236.
- (13) Perzyna, P. and Wojno, W., *Arch. Mech. Stos.*, **20** (1968), 499.
- (14) 王・井上, 機論, **50** (1984), A 1990.
- (15) 辰巳・王・井上, 機論, **55** (1989), A 1389.

討 論

〔質問〕 清水 翼

〔(株)日立製作所機械研究所〕

(1) 応力発生の原因として温度分布のほかにロールの回転力による力, 溶湯とシェルの相対速度差などによる力が考えられるが, 計算にはどのように考慮されたか.

(2) 連鋳機の最適運転条件を決定するには, 本研究で対象とされている定常状態だけでなく, むしろ過渡時のトラブルをどのように clear するかが重要となることが多い. また, サイドウォールなどの影響も大きく三次元の問題として扱わねばならないと思うがいかがか.

〔回答〕 (1) ロールからの回転力は, ロールと接触しているシェルの境界の変位速度をロールの回転周速度に一致させた変位速度固定境界とし, 溶湯との境界は溶湯の静圧が加わる力学的境界として取扱うことによって, 一応の考慮はできていると考えている. しかし, 溶湯とシェルの相対速度差によるせん断力な

どは, 上の効果および熱応力に比して十分小さいとみなしている. この問題は, 第1報⁽⁹⁾と同じく, 溶湯とシェルの一体として取扱うことによってより現実的な解析を行うことによって解決されるものと考え, 本文中にも述べたとおり溶湯内の流れ場を考慮した解析方法の確立を急いでいる.

(2) ご指摘のとおり, 双ロール形薄板連続鋳造法の実用化に際しては, 鋳造開始の時期や定常状態をいかにして維持するか, またサイドプレートの影響をどのように考慮するかなど多くの問題がある. 本研究は, これらの問題を解決した際においても, 鋳片の性状や割れなどに大きく影響を及ぼす鋳造時の温度分布や凝固状態, 応力分布を取扱っているわけだが, 鋳造開始時の問題は, 本解析コードを若干変更した非定常問題として取扱い, サイドプレートの影響などは本手法を三次元問題に拡張することによって, 解決されるものと考えている.