

# ストリップキャスター用モールドロールの温度と変形

梶原 伸治\*・大西 邦彦\*

Temperature and Deformation of Strip Caster's Mold Roll

Shinji KAJIWARA and Kunihiko ONISHI

**Synopsis** : The purpose of this paper is to discuss the temperature and deformation of strip caster's mold roll. At first roll temperature was calculated by one-dimensional analysis using heat transfer coefficient derived from cooling water temperature increase and roll back temperature of strip caster's roll of pilot plant. Two-dimensional analysis was carried out more over. It was found that the temperature unevenness of mold roll surface is small due to the cooling water jacket set up cyclical. Next, the influence of the mold roll temperature was examined on sleeve thickness and welding thickness and on sleeve material and welding material. It was found that the higher temperature and lower temperature was raised as increase of sleeve thickness and welding thickness but temperature difference was decreased. Using the results of two-dimensional thermal analysis, the deformation of roll by thermal expansion was calculated by non-linear analysis. The predicted strip profile derived from roll surface profile was compared with the profile of a strip cast by pilot plant. And so flat strip could be cast.

**Key words** : strip caster; simulation; physical property; numerical analysis; mold roll; deformed shape; thermal analysis; non-linear analysis.

## 1. 緒言

製鋼工程の省略，製品の高度化を目的としたNear Net Shape 鑄造の研究・開発が進められている。そのひとつである双ロール型ストリップキャスターは，一対の内部水冷されたモールドロール間に溶鋼を流込み，ロール表面で形成された凝固シェルをロール間隔の最も狭いキス点において圧着することにより，直接2mmないし5mmの厚みの薄板を鑄造する方法である。このストリップキャスターの重要な部分であるモールドロールは，鑄造開始・休止の繰返しによる温度変化による熱負荷を受け，さらに，鑄造中にロール回転ごとの温度振幅による変動熱負荷を受ける。このような熱負荷は，モールドロールの寿命を支配するのみならず，鑄片形状の均一化に対しても重要な因子であるため，特性を正確に把握してロールを最適化するには重要な課題である。そこで，ストリップキャスター用モールドロールに対して熱的解析を行い，最適な設計を行う必要がある。

モールドロールの温度については，いくつかの報告例があり，宮寄ら<sup>1)</sup>，Tsukigahoraら<sup>2)</sup>，小北ら<sup>3)</sup>，奈良ら<sup>4)</sup>および溝口ら<sup>5)</sup>は二次デンドライトアーム間隔から鑄片の凝固速度を求め，鑄片温度，ロール温度，冷却水温度差などからロールとシェル間の熱伝達係数を推定している。巨ら<sup>6)</sup>は低融点Sn-Bi合金の鑄造実験と数値解析との比較によって鑄片およびロールの温度分布を推定している。平野ら<sup>7)</sup>はロール表面より1mmの位置に熱電対を埋込むことにより，回転に伴って変化するロール温度を求めている。

モールドロールの母材については，鋼製および銅製が考えられており，F. Macciら<sup>8)</sup>は両者の特性を比較しており，本論文が対象としている鋼製ロールは銅製ロールよりも鑄片表面品質が優れているという特長を持つことを示している。芝田ら<sup>9)</sup>も鑄片欠陥を防止するためには炭素鋼製ロールが有効であると指摘している。また，ロール表面形状については，スラブ連鑄で中井<sup>10)</sup>らがモールド表面の凹凸加工による緩冷却化によって凝固シェルの均一化する方法を提案している。しかしながら，ストリップキャスターは，一般にパウダーを用いず，モールドロールと鑄片は同期しているのでモールドロール表面の凹凸加工によって鑄片クラックを防止することは難しいと考えられる。

モールドロールの長寿命化に関しては，行本ら<sup>11)</sup>が銅製モールドロールのクラック防止技術について報告している。しかしながら，鋼製モールドロールについての報告は見当たらない。

また，モールドロールの鑄造中の熱変形については，山根ら<sup>12)</sup>は超音波法を用い鑄造中のロール変形測定を行っている。ロールの数値解析についてはいくつかの報告がある<sup>13-17)</sup>がロールの変形と鑄片形状との比較を行ったものはない。

筆者ら<sup>18)</sup>はストリップキャスターロールの長寿命化と適正化の検討を行ってきたが，本稿では，鑄片に対して緩冷却であるというメリットをもっている鋼製モールドロールについて，まず，実機規模パイロットプラントでの温度計測データより求められた熱的境界条件を用いて二次元有限要素法および一次元差分法により非定常伝熱解析を行っ

た。また、二次元有限要素法において、冷却ジャケットによるロール表面温度むらについて検討を行った。溶鋼・鋳片部を考慮した一次元差分法を用いた伝熱解析によって、モールドロールの温度に影響を及ぼす因子である母材厚みと肉盛厚みおよび母材材料と肉盛材料についての検討を行った。

さらに、前記の二次元解析の温度分布結果を用い、非線形有限要素解析を行うことにより鋳造中のモールドロール内の応力分布と変形および鋳造終了後の残留変形について解析・検討を行い、実際の鋳片との形状を比較・検討した。

## 2. モールドロールの温度解析

### 2.1 温度解析法

ストリップキャスターの実機規模のパイロットプラント<sup>19)</sup>をFig. 1に示す。溶鋼は浸漬ノズルより一対のモールドロール間の溶鋼プールに注がれ、モールドロールによって冷却され鋳片となる。このストリップキャスターの主仕様をTable 1に示す。また、モールドロールの構造をFig. 2に示す。モールドロールは、外径1200 mm、幅(胴長)1100

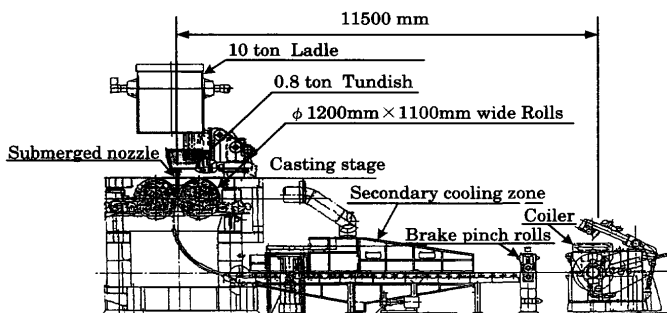


Fig. 1. Schematic view of strip caster<sup>19)</sup>.

Table 1. Specification of strip caster.

Steel Grade:	SUS304
Heat size:	10000 kg
Casting Speed:	20 - 50 m/min
Roll Diameter:	1200mm
Roll Width:	1100mm
Roll Material:	Forged Steel
Roll Surface Material:	Nickel base alloy
Strip Thickness	2 - 5 mm

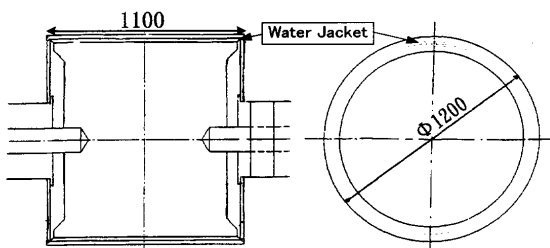


Fig. 2. Schematic view of strip caster's mold roll.

mm、母材材質は鍛鋼であり、その表面には寿命向上などのために耐熱ステンレス鋼あるいはニッケル基合金などの肉盛加工が施されている。モールドロールは流速約6 m/secの水で内部冷却されている。このモールドロール表面付近は鋳片により加熱され、内部冷却水による冷却を繰返している。さらに鋳造開始・停止による1チャージごとの比較的大きな温度振幅も受ける。そこで、ストリップキャスター用モールドロールにおけるロール温度を把握するため、数値シミュレーションによる二次元および一次元非定常伝熱解析を行った。この数値解析における数学モデルをFig. 3に示す。モールドロールは凝固シェル・溶鋼と同期回転しながら、接触することにより温度上昇する。凝固シェル・溶鋼と接触していない間は空冷され、内部水冷によっても冷却されている。

解析では、まず、汎用有限要素法コードABAQUSを用いて、断面における二次元非定常伝熱解析を行った。メッシュ分割図をFig. 4に示す。ただし、対称性を利用してFig. 4に示す扇形部断面を対象とした。なお、要素数は768で節点数は863である。ロール材料の物性値をTable 2に示す。今回は、湯面プール高さを400 mmとし、鋳造速度は50 m/min (0.833 m/sec)とした。解析時間はロール表面温度振幅が十分定常状態になる250 secまで行い、計算の時間間隔は0.0021 secとした。ただし、この二次元解析では鋳片は一定温度の温度境界条件として取扱った。

次に、溶鋼および凝固シェルがモールドロール温度に及

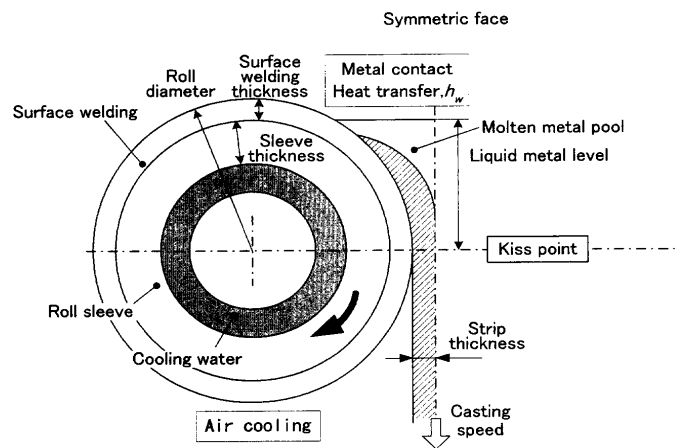


Fig. 3. Mathematical model of strip caster.

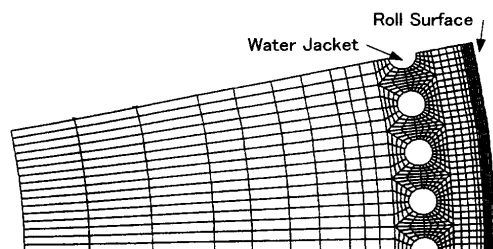


Fig. 4. Mesh arrangement of 2-dimensional heat transfer analysis.

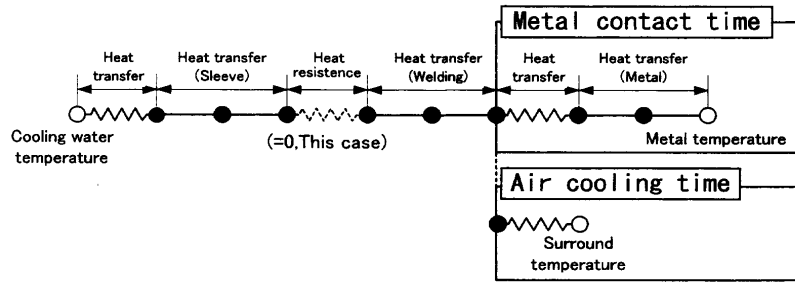


Fig. 5. Calculation model of 1-dimensional analysis.

Table 2. Physical property of roll material.

Forged steel roll	
Thermal conductivity	
Welding (Nickel base alloy)	20.6 W/m·K
Roll (Forged Steel)	39.4 W/m·K
Density	
Welding (Nickel base alloy)	8440 kg/m <sup>3</sup>
Roll (Forged Steel)	7830 kg/m <sup>3</sup>
Specific Heat	
Welding (Nickel base alloy)	0.590 kJ/kg·K
Roll (Forged Steel)	0.597 kJ/kg·K
Copper roll	
Thermal conductivity	
Welding (Nickel)	91.9 W/m·K
Roll (Copper)	337.0 W/m·K
Density	
Welding (Nickel)	8900 kg/m <sup>3</sup>
Roll (Copper)	8960 kg/m <sup>3</sup>
Specific Heat	
Welding (Nickel)	0.691 kJ/kg·K
Roll (Copper)	0.494 kJ/kg·K

Table 3. Physical property of strip (molten metal).

Thermal conductivity	
Alloy (SUS304)	29.7 W/m·K
Density	
Alloy (SUS304)	7000 kg/m <sup>3</sup>
Specific Heat	
Alloy (SUS304)	0.865 kJ/kg·K
Initial Temperature	1753 K
Liquidus Temperature	1733 K
Solidus Temperature	1693 K
Latent Heat	272 kJ/kg

ぼすの影響について検討を行うため一次元差分法による伝熱解析を行った。一次元差分法の計算模式図を Fig. 5 に示す。ただし、一次元解析では、鋳片を 4mm、初期温度を溶鋼温度として、温度回復法<sup>20)</sup>を用いて伝熱・凝固解析を行った。一次元解析に用いた鋳片部の材料定数を Table 3 に示す。その他の解析条件は二次元解析と同じとした。

2・2 熱的境界条件の設定

計算に用いた境界条件を Table 4 に示す。

冷却水とモールドロールとの熱伝達係数  $h_w$  は、次式に示される Dittus-Boelter の式<sup>21)</sup>から計算された値 16492 W/m<sup>2</sup>·K の 0.8 倍を用いており、これは模型実験でも確認されたものである。

Table 4. Heat transfer coefficient.

Cooling water and Sleeve	13950 W/m <sup>2</sup> ·K
Sleeve and Welding	Direct touch (No heat resistance)
Roll surface (Welding and alloy)	
2-dimensional analysis (Temperature boundary)	10092 W/m <sup>2</sup> ·K
1-dimensional analysis (Steel boundary)	15120 W/m <sup>2</sup> ·K

$$Nu=0.023Re^{0.8}Pr^{0.4} \dots \dots \dots (1)$$

$$Re=\rho \cdot u_m \cdot d/\eta \dots \dots \dots (2)$$

$$h_w=(\lambda/d) \cdot Nu \dots \dots \dots (3)$$

ここに、

- Re : レイノルズ数
- Pr : プラントル数 (5.850)
- $\rho$  : 密度 (998 kg/m<sup>3</sup>)
- $u_m$  : 管内平均流速 (6 m/sec)
- d : 管直径 (0.015 m)
- $\eta$  : 粘性係数 (0.001 Pa·sec)
- $\lambda$  : 熱伝導率 (0.594 W/m<sup>2</sup>·K)

であり、物性値はすべて 293K の水のものを用いた。

本温度解析では、ロール回転の影響を調べるため解析時間 0 sec から 0.527 sec までは鋳片による温度境界条件を設定し、0.527 sec から 4.511 sec までは空冷による温度境界条件を設定し、この 4.511 sec 周期で繰返し熱的境界条件が設定されるという計算を行った。ただし、幅方向 (胴長方向) の熱流量は小さいとして、幅方向には断熱の条件で解析を行った。

ロールとシェル間の熱伝達係数については、定常状態におけるパイロットプラントの冷却水温度上昇およびロール背面での接触式熱電対式温度計により計測されたロール表面温度が、後述する最高温度で規準化された無次元温度 0.621 に合致するように次のように設定した。

一次元解析では、ロール表面と鋳片との熱伝達係数を 15080 W/m<sup>2</sup>·K、鋳片部を 4mm として伝熱・凝固解析を行った。

一方、二次元解析では、ロール表面温度履歴が一次元解析の場合と同様になるように、鋳片による温度境界条件と

して、ロール表面部に表面熱伝達係数  $10092 \text{ W/m}^2\cdot\text{K}$ 、相手温度  $1753\text{K}$  と設定した。

また、空冷による温度境界条件としては、表面熱伝達係数を  $11.6 \text{ W/m}^2\cdot\text{K}^{21}$ 、相手温度を  $293\text{K}$  とした。

ただし、いずれの場合もロールは水冷ジャケットから鋼の母材が  $26\text{mm}$  であり、その上にニッケル基合金が  $4\text{mm}$  肉盛されているものとした。モールドロール母材と肉盛材の接合部には熱抵抗がないとして解析を行った。

2・3 解析結果およびパイロットプラント計測による検証

二次元FEM解析の結果を Fig. 6 に示す。ただし、温度は、後に述べる一次元解析の最高温度で規準化したものである。Fig. 6 (a) は溶鋼と接する直前の最低温度での等温線図、Fig. 6 (b) はキス点つまり最高温度での等温線図である。この結果より、水冷ジャケットの真上部と中間部のモールドロール表面温度の差は最高温度点では  $0.009$ 、最低温度点では  $0.001$  と小さいことがわかる。また、モールドロール表面付近では1サイクルでの最高温度と最低温度で約  $0.506$  の温度差がみられる。しかしながら、冷却水路付近では1サイクル中での温度差がほとんどみられないことがわかる。この冷却水路による温度むらについては、ロール背面における赤外線熱画像による観察でも見られなかった。

次に、一次元解析と二次元解析の結果の比較を行う。一次元解析のモールドロール表面温度の経時変化を Fig. 7 に示す。この一次元解析の結果における定常状態の最高温度を規準温度とした。Fig. 7 より、約  $80$  秒後にはロール表面温度は定常状態になっていることがわかる。この Fig. 7 の部分拡大図を Fig. 8 に示す。Fig. 8 よりモールドロール表面温度はキス点において最高温度となり、溶鋼プールに接触する直前に最低温度  $0.552$  となるような定常的な温度振幅

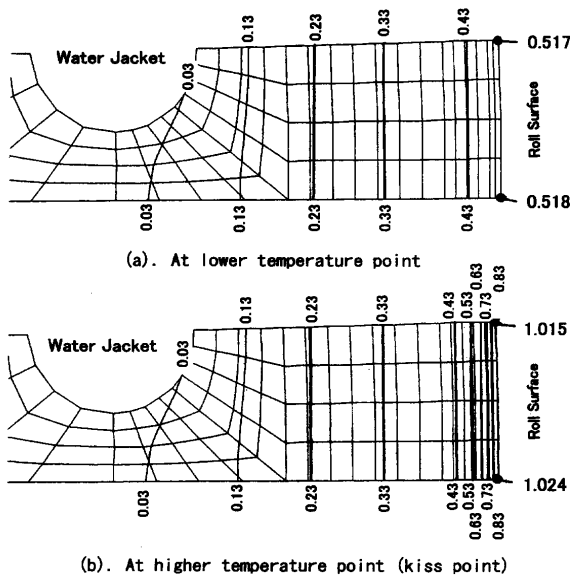


Fig. 6. Normalized temperature distribution of mold roll around surface. (Normalized by higher temperature of 1-D analysis)

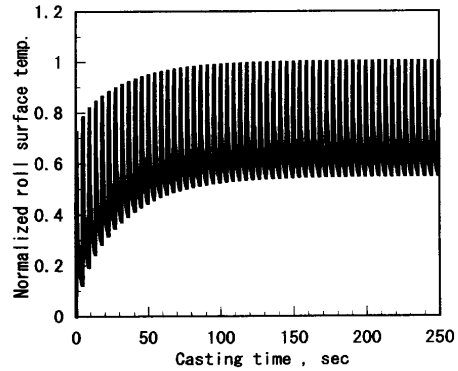


Fig. 7. Time evolutions of roll surface temperature.

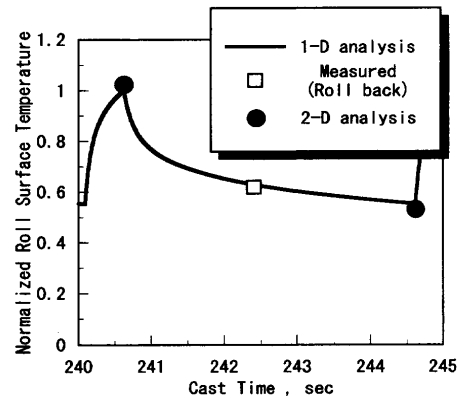


Fig. 8. Normalized roll surface temperature of one revolution. (Steel roll overlaid Nickel base alloy)

をしていることがわかる。この結果を Fig. 6 の二次元解析と比較するとモールドロール表面最高温度・最低温度の結果はよく一致している。一次元解析は肉盛厚さや母材厚さを容易に変更できるという特徴を持っている。そこで、以後は一次元解析の結果を用いて議論を進める。

2・4 モールドロール温度に及ぼす因子

モールドロールのスリーブ厚さおよび肉盛厚さがモールドロール温度に及ぼす影響を調べるため、ロールスリーブ厚さを  $17\text{mm}$  から  $26\text{mm}$ 、肉盛厚さを  $2\text{mm}$ 、 $3\text{mm}$ 、 $4\text{mm}$  と変化させ一次元温度解析を行った。定常状態での規準化したモールドロール表面の最高温度および最低温度を Fig. 9 に示す。最高温度・最低温度ともに、スリーブ厚が厚くなるに従い上昇することがわかる。また、肉盛厚が厚くなるに従い上昇する。次に、スリーブ厚と肉盛厚が最高温度と最低温度の差である温度振幅に及ぼす影響を調べる。規準化した温度振幅とスリーブ厚の関係性を Fig.10 に示す。この図より、温度振幅はスリーブ厚が厚くなると小さくなる。また、肉盛厚が厚くなると温度振幅は小さくなる。

次に、モールドロール材料が銅の場合と比較するため、ロールスリーブ材を銅、肉盛材をニッケルとして解析を行った。この解析結果を Fig.11 に示す。ただし、Fig.11 の解析では、ロールスリーブ厚を  $26\text{mm}$ 、ロール肉盛厚を  $4$

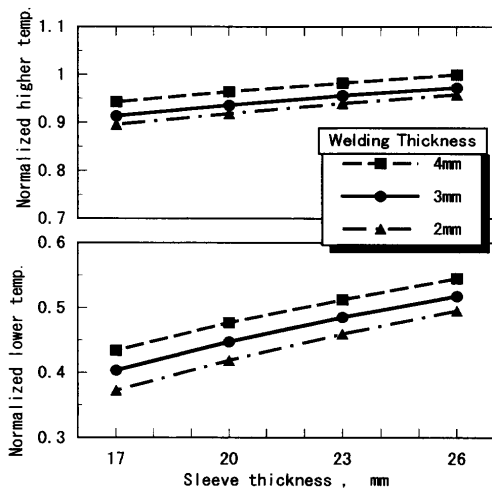


Fig. 9. Relationship between sleeve thickness and temperature.

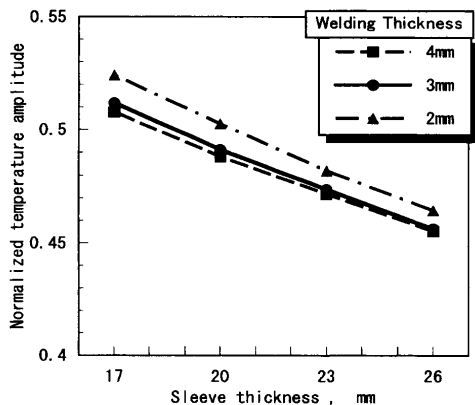


Fig. 10. Relationship between sleeve thickness and normalized temperature amplitude.

mmと鋼製ロールと同じとした。Fig.11の計算結果より最高温度については鋼製は0.563, 最低温度については鋼製0.552に対し0.150である。鋼製モールドロールと銅製モールドロールでは最高温度・最低温度ともに約0.4の温度差があることがわかった。

### 3. モールドロールの変形解析

#### 3.1 変形解析法

ストリップキャスターでの casting は鑄片厚みが2-5mmと薄く、圧延比が小さいためロールの変形が鑄片厚みに大きな影響を与える。したがって、モールドロールの幅方向(胴長方向)の変形を精度よく把握する必要がある。そこで、第2章の二次元ロール温度解析の結果を用いロールの幅方向変形解析を行った。

鑄片は最高温度となるキス点で形状が決定される。そのため、鑄片形状に直接影響するモールドロールの最高温度での変形挙動を把握するため二次元解析の最高温度分布を用いて軸対称三次元変形解析を行った。この温度解析結果を用いたモールドロール変形解析の模式図をFig.12に示

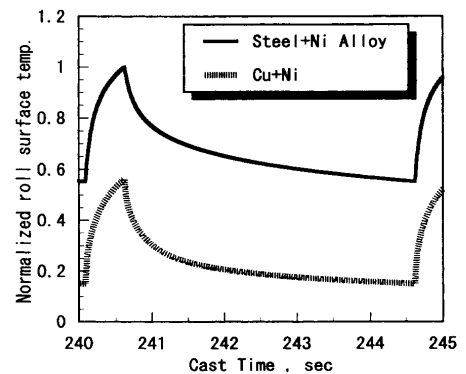


Fig. 11. Roll surface temperature of copper roll. (Nickel overlaid)

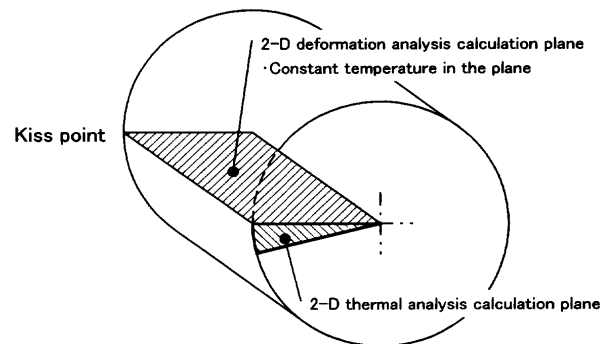


Fig. 12. Simulation of mold roll deformation using 2-dimensional thermal results.

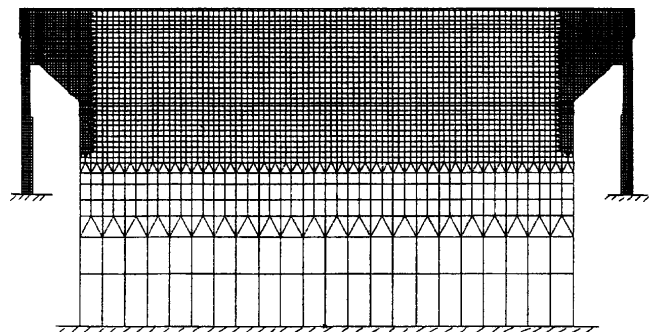


Fig. 13. Mesh arrangement of structure analysis.

す。変形解析では最高温度点での二次元伝熱解析の半径方向温度分布結果を用いた。ロール端部には溶鋼を保持するための耐火物製の短辺堰があるが、十分予熱されているため、軸(ロール幅)方向の温度分布は考慮せず、最高温度であるとした。このような温度条件で基準温度を293Kとし、母材および肉盛材ともに弾塑性材料として非線形解析を行った。要素分割図をFig.13に示す。節点数は6141で要素数は5702である。解析に用いた値をTable 5に示す。ただし、解析には二次元伝熱解析と同様に汎用解析コードABAQUSを用いた。

#### 3.2 解析結果

ロール最高温度での変形をFig.14に示す。点線は鑄造前の状態を示し、実線は鑄造中のキス点での変形を表している。Fig.14より、モールドロールはキス点では中央平坦部

Table 5. Mechanical property used in structural analysis.

Young's modulus	
Sleeve (Steel)	206 GPa
Welding (Nickel base alloy)	114 GPa
Yield stress	
Sleeve (Steel)	314 MPa
Welding (Nickel base alloy)	275 MPa
Tangent modulus	
Sleeve (Steel)	98 MPa
Welding (Nickel base alloy)	415 MPa
Poisson's ratio	
Sleeve (Steel)	0.3
Welding (Nickel base alloy)	0.3
Coefficient of linear expansion	
Sleeve (Steel)	$1.02 \times 10^{-5}$
Welding (Nickel base alloy)	$1.54 \times 10^{-5}$

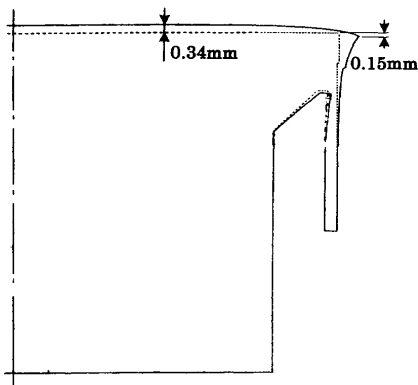


Fig. 14. Deformation of mold roll at higher temperature. (At kiss point)

では0.34 mm半径方向に膨張し、端部は0.15 mm中心方向に変位することがわかる。

### 3・3 モールドロール変形が鑄片形状に及ぼす影響

鑄片はモールドロール間でキス点において形状が決定されるため、キス点での変形を高精度に求めることが重要である。モールドロールは、Fig.14に示されるように熱変形によって鑄造中にクラウン変形と呼ばれる樽形に変形している。そこで、解析で求められたモールドロール変形形状を用い、最高温度時に平坦になるように、常温時にモールドロール表面にアンクラウン加工を施工している。そのアンクラウン加工による鑄片の平坦化の一例をFig.15に示す。Fig.15の点線は常温時のアンクラウン加工されたモールドロール形状であり、パイロットプラントのロールを接触式変位計によって形状計測したものである。また、実線は計測されたロール形状に変形解析で求められた半径方向変位を加えたもので、最高温度での推定ロール形状である。この一對の推定された左右ロール形状を加えることにより、得られる鑄片形状を推定することができる。Fig.15より、常温時に計測されたモールドロール形状から、熱膨張による変形を考慮し、得られる鑄片形状を推定できることがわかる。

モールドロール形状計測より推定された鑄片断面形状と

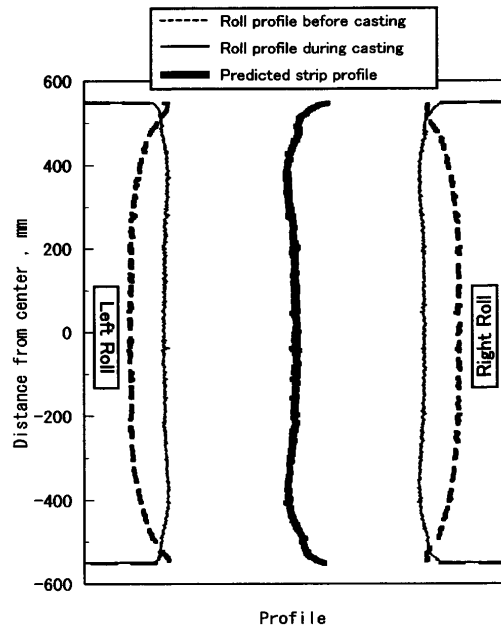


Fig. 15. Schematic profiles of roll, thermal deformation and predicted strip.

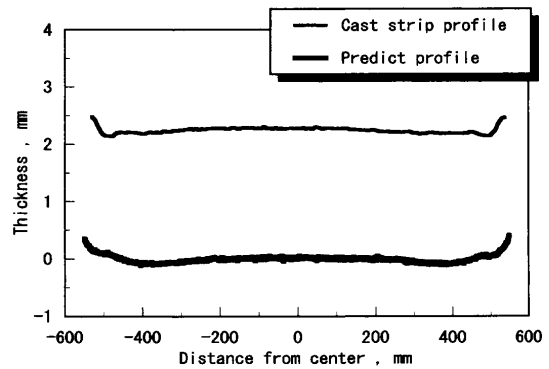


Fig. 16. Thickness profiles of cast strip and predict.

実機による鑄片断面形状をFig.16に示す。Fig.16の推定された鑄片形状はFig.15と同じものであり、鑄片形状例はパイロットプラントにより鑄造された鑄片の断面形状を計測したものである。Fig.16より、推定された鑄片形状とパイロットプラントにおいて鑄造された鑄片形状とはよく合うことがわかる。ただし、推定された鑄片断面形状については、鑄片平均厚みがロール反力、溶鋼温度などによって変化するため、鑄片平均厚みが零になるように示してある。

## 4. 結言

ストリップキャスター用モールドロールを対象として、二次元FEMおよび一次元差分法によりロールの温度と変形を推定し、パイロットプラントの鑄造データと比較した。その結果、以下の結論を得た。

(1) 二次元FEM伝熱解析によりモールドロール表面温度を計算した結果、一定間隔で設けられた冷却水路による

モールドロール表面の温度むらは0.009以下と小さく、一次元解析で十分な精度が得られることがわかった。また、計算値はパイロットプラントで計測されたロール背面温度ともよく一致した。

(2) モールドロールのスリーブ厚および肉盛厚をパラメータにロール表面温度計算を行った。その結果、スリーブ厚・肉盛厚を増加させると最高温度・最低温度ともに上昇するが温度変動は減少することがわかった。

(3) ロール母材について鋼製ロールと銅製ロールの比較をした結果、鋼製ロールと銅製ロールの差は0.4であることがわかった。

(4) 二次元軸対称問題としてモールドロールの熱変形解析を行い、操業中のモールドロールの変形および铸造後の残留変形を把握し、パイロットプラントにより铸造された鑄片形状と比較検討し、これらをもとにアンクラウン加工を施して铸造した結果フラットな鑄片が得られた。

## 文 献

- 1) M.Miyazaki, I.Suichi, S.Tanaka and H.Takeuchi: *CAMP-ISIJ*, 4 (1991), 998.
- 2) M.Tsukigahara, K.Yamada, M.Mohri, H.Sakaguchi, K.Sasaki, K.Fukuda and N.Nishimae: Proc. of Int. Conf. on New Smelting Reduction and Near Net Shape Casting Technologies for Steel (SNRC-90), The Korean Inst. of Metals & The Inst. of Metals, Pohang, (1990), 550.
- 3) M.Kokita, K.Taniguchi, H.Yasunaka, S.Koyama and K.Nakayama: *CAMP-ISIJ*, 3 (1990), 210.
- 4) M.Nara, S.Miyake, M.Yukumoto and M.Ozawa: *Tetsu-to-Hagané*, 73 (1987), S1473.
- 5) T.Mizoguchi and K.Miyazawa: *Tetsu-to-Hagané*, 81 (1995), 58.
- 6) D.Ju and T.Inoue: *Trans. Jpn. Soc. Mech. Eng.*, 57A (1991), 1147.
- 7) S.Hirano, K.Yasuda, H.Kodama, T.Kimura, K.Fukui and S.Matsunaga: *Tetsu-to-Hagané*, 79 (1993), 41.
- 8) F.Macci and A.Mollo: *Rev. Métall., Cah. Inf. Tech.*, (1995), 789.
- 9) K.Shibata, K.Totsuka, T.Maruyama, K.Amano and T.Toge: *CAMP-ISIJ*, 3 (1990), 1162.
- 10) K.Nakai, T.Sakashita, M.Hashio, M.Kawasaki, K.Nakajima and Y.Sugitani: *Tetsu-to-Hagané*, 73 (1987), 498.
- 11) M.Yukumoto and H.Yamane: *Tetsu-to-Hagané*, 82 (1996), 291.
- 12) H.Yamane, S.Miyake, M.Yukumoto, F.Kokiku and M.Ozawa: *CAMP-ISIJ*, 1 (1988), 1346.
- 13) A.Burgo, T.J.Conarty and W.Hinta: *Iron Steel Eng.*, 6 (1990), 51.
- 14) D.Senk, H.Litterscheidt, R.W.Simon, R.Kopp and H.Rake: *Stahl Eisen*, 115 (1995), 107.
- 15) T.Yamauchi, T.Nakanori, M.Hasegawa, T.Yabuki and N.Ohnishi: *Nishin Steel Tech. Rep.*, 61 (1989), 1.
- 16) R.Kopp, U.Albrecht-Fruh, L.Hentschel, U.Rudolphi, J.W.Schmitz, D.Senk and F.Simon: Proc. Int. Conf. on Thermomechanical Processing of Steels and Other Materials (THERMEC'97), TMS, Warrendale, PA, (1997), 2201.
- 17) C.G.Kang, Y.D.Kim and Y.J.Chung: Proc. Int. Conf. on Thermomechanical Processing of Steels and Other Materials (THERMEC'97), TMS, Warrendale, PA, (1997), 2193.
- 18) S.Kajiwara, K.Onishi, M.Haitani, T.Kawasaki and K.Nomura: *CAMP-ISIJ*, 10 (1997), 250.
- 19) M.Mohri, K.Onishi and N.Nishimae: Proc. Int. Conf. on Thermomechanical Processing of Steels and Other Materials (THERMEC'97), TMS, Warrendale, PA, (1997), 2185.
- 20) 大中逸雄: コンピュータ伝熱凝固解析入門, 丸善, 東京, (1985), 202.
- 21) 伝熱工学資料第4版, 日本機械学会編, 丸善, 東京, (1986), 56.