

厚鋼板加速冷却時の温度, 熱応力, 形状不良の解析

吉田 博*・玉利 孝徳*・伊藤 高幸*²

An Analysis of Temperature, Thermal Stress and Shape Defect during Accelerated Cooling in Steel Plates

Hiroshi YOSHIDA, Takanori TAMARI and Takayuki ITO

Synopsis : A mathematical simulator during accelerated cooling after rolling in steel plates has been developed. The simulator can predict simultaneously the temperature, the thermal stress and the shape defect during cooling with taking the phase transformation into account.

The transverse temperature distributions at the entry of cooling device and at the exit of hot leveller were measured in an actual plate plant, and also the thermal stresses after cooling (the residual stresses) and the cambers after longitudinal cutting were measured. It was confirmed that their values can be predicted by the simulator.

The residual stresses predicted by the above mentioned simulator was compared with those by a simplified elastic method which requires only the transverse temperature distribution at the exit of hot leveller in calculation. When the transformation is finished in all cross section at the exit of hot leveller, both values are completely coincident. But there is a big difference between the two when the transformation is not occurred in all cross section or is occurred partly at the exit of hot leveller.

Key words : cooling ; plate ; simulation ; temperature ; thermal stress ; residual stress ; camber ; hot leveller.

1. 緒言

圧延後の加速冷却技術による厚鋼板の材質制御は近年ますますその重要性が高まっている。しかしながら、加速冷却時の不均一冷却に起因した残留応力による耳のび、腹のび、条切りキャンバー等の形状不良の問題が発生しており、均一冷却技術の課題がまだ残されている。

特に、条切りキャンバーは冷却後の平坦な厚鋼板を条切り2次加工した時に現れる曲がりの形状不良であり、オンライン矯正が困難である。吉原ら¹⁾は長手方向残留応力の幅方向分布から条切りキャンバー予測が可能であると述べている。したがって、条切り後のキャンバー防止のためには冷却後の残留応力分布を定量的に把握すればよい。しかし、現状では、オンライン、非破壊で残留応力を精度よく測定する技術は実用化されておらず、現在のところ何らかの推定手法で残留応力分布を予測するしかない。

大江ら²⁾は熱間レベラー矯正時の幅方向温度分布から条切りキャンバーが予測できるとしている。また、鈴木ら³⁾、富田ら⁴⁾は解析および硬質鉛のモデル実験により熱間レベラー矯正時の応力開放効果が大きいことを明らかにし、残留応力が熱間レベラー矯正時の幅方向温度分布と大きく関係するとしている。

しかしながら、均一冷却技術の検討を行うためには、これらの断片的な情報では不十分であり、厚鋼板の圧延後加速冷却時の温度、熱応力、形状不良を同時に予測する解析シミュレータが必要である。

本報では、著者らが開発した解析シミュレータの全体構成および計算結果と実測結果の比較について述べる。

2. 解析シミュレータの概要

解析は、著者らがホットストリップの平坦不良の解析⁵⁾、H形鋼の残留応力解析⁶⁾で使用した手法を厚鋼板に適用したものである。

Fig. 1に厚鋼板の圧延後加速冷却時の解析シミュレータの全体の流れを示す。まず、断面寸法(厚み、幅)、初期表面温度分布、断面分割条件、代表位置通過時間(水冷開始時間、水冷終了時間、熱間レベラー通過時間等)、水冷時の水量密度分布、化学成分、条切り条件等を入力し、初期条件(断面要素分割、温度と相変態率の断面内分布等)を計算する。次に、各時間での断面各部の温度、相変態率、物性値、熱応力、平坦度不良(耳のび、腹のび)を計算する。ただし、熱間レベラー通過直後は熱応力は完全に開放されるとする。最後に断面内すべてで変態が終了した時点で室温の熱応力(残

平成8年7月12日受付 平成8年11月12日受理(Received on July 12, 1996; Accepted on Nov. 12, 1996)

* 川崎製鉄(株)技術研究所(Technical Research Laboratories, Kawasaki Steel Corp., 1 Kawasakidori Mizushima Kurashiki 712)

* 2 川崎製鉄(株)エンジニアリング事業本部(Engineering & Construction Division Group, Kawasaki Steel Corp.)

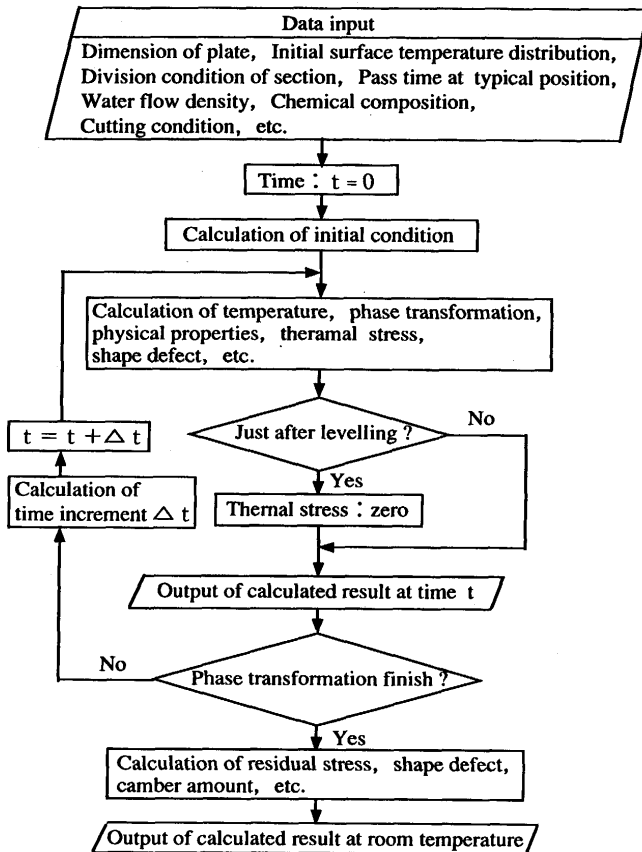


Fig. 1. Whole flow chart of analytical simulator.

留応力), 平坦度不良, 条切りキャンバーを計算する。

計算方法の詳細は, 熱伝達係数, 条切りキャンバー以外は著者らの既報^{5,6)}を参考にされたい。

2・1 温度の計算

長手方向の熱流を無視し, 相変態による発熱を考慮した二次元の非定常熱伝導方程式を導き, これを交互陰解差分法⁷⁾により解き, 断面内の温度分布を求める。

2・2 相変態挙動の計算

相変態は発熱, 膨脹を伴うため, 温度, 熱応力に大きな影響を及ぼす。変態計算には, 等温変態曲線(TTT曲線)を利用して任意の冷却曲線に対する変態挙動を計算する手法⁸⁾を用いる。これは, 冷却曲線を階段状の温度-時間曲線で近似し, 変態状態がTTT曲線上のどの位置にあるかを計算により追跡する方法である。ただし, その時に必要な変態開始, 変態終了のTTT曲線は化学成分とオーステナイト粒度の関数⁹⁾として与える。また, 変態開始の判定はScheilの手法¹⁰⁾を用いる。

2・3 物性値の計算

温度計算に必要な物性値(比熱, 変態潜熱, 熱伝導度)および熱応力計算に必要な物性値(平均線膨脹係数, ヤング率, 降伏応力)の温度依存性は既報⁵⁾を参照されたい。

表面での熱の流出入を決定する空冷時, 水冷時の熱伝達係数は, 次式で計算する。

$$H = \begin{cases} H_{rad} + H_{conv} & \text{(空冷時)} \\ H_{rad} + H_w & \text{(水冷時)} \end{cases} \dots\dots (1)$$

$$H_{rad} = \epsilon_m \cdot C_s \cdot \{T_s + 273\}^2 + (T_{atm} + 273)^2 \cdot (T_s + T_{atm} + 546) \dots\dots (2)$$

$$H_w = 11.6 \cdot H_w' \cdot \{1 - 0.015 \cdot (T_w - 25)\} \dots\dots (3)$$

$$\log(H_w') = \begin{cases} 2.03 + 0.793 \cdot \log(Wd) - 0.00154 \cdot T_s & (T_s > 500^\circ\text{C}) \\ 2.69 + 0.595 \cdot \log(Wd) - 0.00179 \cdot T_s & (T_s \leq 500^\circ\text{C}) \end{cases} \dots\dots (4)$$

[三塚の式]¹¹⁾

ここで, H: 熱伝達係数 [W/(m²・K)], H_{rad}: 放射による熱伝達係数 [W/(m²・K)], H_{conv}: 対流による熱伝達係数 (87) [W/(m²・K)], H_w: 水への熱伝導による熱伝達係数 [W/(m²・K)], ε_m: 放射率 (0.8) [-], T_s: 材料表面温度 [°C], C_s: Stefan-Boltzmannの定数 [56.6×10⁻⁸W/(m²・K⁴)], T_{atm}: 空冷時の雰囲気温度 [°C], T_w: 水冷時の水温 [°C], Wd: 水量密度 [ℓ/m²・min]

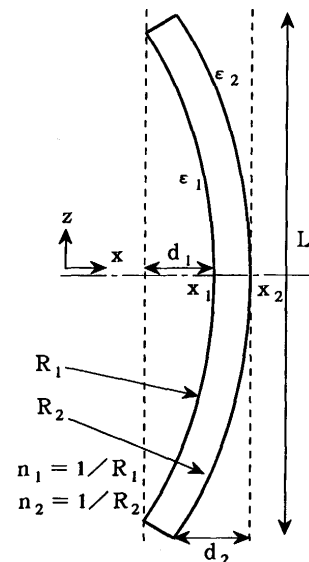
2・4 熱応力, 平坦度不良の計算

材料は完全弾塑性体と考え, 長手方向に垂直な横断面は平面を保持する(一般化平面ひずみ)と仮定し, 弾塑性応力解析により長手方向のみの熱応力を求める。ただし, 圧延直後および熱間レベラー矯正直後の熱応力は0とする。

圧縮熱応力が大きくなると, 平坦度を維持できなくなり, 波打ち現象(耳のび, 腹のび)が現れる。波発生の判定は平均圧縮熱応力と板の臨界座屈応力とを比較することで行う。

2・5 条切りキャンバーの計算

条切りキャンバーは以下の仮定のもとに計算する。(Fig. 2 参照)。



- x₁, x₂: Longitudinal cutting position [mm]
- L: Cut length [mm]
- d₁, d₂: Camber amount at x₁, x₂ position [mm]
- R₁, R₂: Curvature radius at x₁, x₂ position [mm]
- n₁, n₂: Curvature at x₁, x₂ position [mm⁻¹]
- ε₁, ε₂: Z-direction strain at x₁, x₂ position [-]

Fig. 2. Schematic diagram after longitudinal cutting.

- (1) 条切り前後で塑性ひずみを生じない。
 - (2) 一般化平面ひずみを仮定し、応力、ひずみは長手方向のみを考える。
 - (3) キャンバーは円弧を描く。
- 上記の仮定から、x位置における全ひずみ ϵ 、弾性ひずみ ϵ^e 、応力 σ は次式で与えられる。

$$\epsilon = \epsilon_1 + (x - x_1) / R_1 = \epsilon_1 + n_1 \cdot (x - x_1) \dots\dots\dots (5)$$

$$\epsilon^e = \epsilon - (\epsilon^T + \epsilon^P) \dots\dots\dots (6)$$

$$\sigma = E \cdot \epsilon^e \dots\dots\dots (7)$$

ここで、 ϵ_1 ：条切り位置 x_1 の全ひずみ[-]、 R_1 ：条切り位置 x_1 のキャンバーの曲率半径 [mm]、 n_1 ：条切り位置 x_1 のキャンバーの曲率 [mm⁻¹]、 ϵ^T ：圧縮直後から室温までの熱膨張ひずみ[-]、 ϵ^P ：圧延直後から室温までの塑性ひずみ[-]、 σ ：条切り後の残留応力 [Mpa]、 E ：ヤング率 [Mpa]

外力が作用していないので、横断面での σ の積分値は0である。したがって、板厚をh、条切り位置を x_1 、 x_2 とすると、

$$\int_0^h \int_{x_1}^{x_2} \sigma \cdot dx = 0 \dots\dots\dots (8)$$

が得られ、(5)～(7)式より σ を ϵ_1 、 ϵ^T 、 ϵ^P の関数で表し、(8)式に代入すると以下の式が得られる。

$$\epsilon_1 = A + 0.5 \cdot n_1 \cdot (x_1 - x_2) \dots\dots\dots (9)$$

$$A = \frac{\int_0^h \int_{x_1}^{x_2} (\epsilon^T + \epsilon^P) \cdot dx \cdot dy}{\int_0^h \int_{x_1}^{x_2} dx \cdot dy} \dots\dots\dots (10)$$

また、 σ によるモーメントの釣合は、

$$\int_0^h \int_{x_1}^{x_2} \sigma \cdot x \cdot dx = 0 \dots\dots\dots (11)$$

で与えられ、(5)～(7)、(9)式より σ を ϵ^T 、 ϵ^P の関数で表し、(11)式に代入し、 n_1 について解くと次式が得られる。

$$n_1 = \frac{-0.5 \cdot A \cdot (x_2^2 - x_1^2) \cdot h \int_0^h \int_{x_1}^{x_2} (\epsilon^T + \epsilon^P) \cdot dx \cdot dy}{h \cdot \{1/3(x_2^3 - x_1^3) - 1/4(x_1 + x_2) \cdot (x_2^2 - x_1^2)\}} \dots\dots\dots (12)$$

条切り位置 x_2 の曲率 n_2 は n_1 の関数で、キャンバー量は曲率の関数で以下のように与えられる。

$$n_2 = \frac{1}{R_2} = \frac{1}{R_1 + (x_2 - x_1)} = \frac{1}{1/n_1 + (x_2 - x_1)} \dots\dots\dots (13)$$

$$d_1 = \frac{L^2 \cdot n_1}{8}, d_2 = \frac{L^2 \cdot n_2}{8} \dots\dots\dots (14)$$

ここで、 d_1 、 d_2 ： x_1 、 x_2 位置でのキャンバー量 [mm]、 L ：条切り材の長さ [mm]

3. 実測値と計算値との比較

厚鋼板の加速冷却 (ACC) 時の解析シミュレータの残留応力および条切りキャンバーの予測精度を評価するために実験を行った。Fig. 3 に水島厚板工場の水冷却設備の概要を示す。

3.1 実験方法

Table 1 に示すように、残留応力に対する ACC、熱間レベルラ (H/L) による矯正、板厚の影響が比較できるように実験条件を選んだ。

温度については、ACC 入側と H/L 出側で放射温度計により幅方向表面温度分布を測定した。

Fig. 4 に残留応力および条切りキャンバーの厚鋼板内の測定箇所を示す。

残留応力については、鋼板長手方向中央の幅方向表裏面に 50mm (端部は 25mm) ピッチでひずみゲージを貼付し、短冊上に鋸切断し、切断前後のひずみ変化量を測定することにより求めた。本法 (ひずみゲージ法) で求まる残留応力は、条切りキャンバーと対応する板厚平均値である。残留応力を測定する手段としては、本法以外に X 線法¹²⁾、磁気ひずみ法¹³⁾等の非破壊測定法がある。しかし、これらの方法は、表面の残留応力を測定し、かつ表面状態 (酸化スケール、粗度等)、結晶粒径、集合組織の影響を受けるため精度、安定性に欠ける。

条切りについては、残留応力測定結果を参考にしてキャンバーが発生すると予想される位置をガス切断²⁾し、切断後

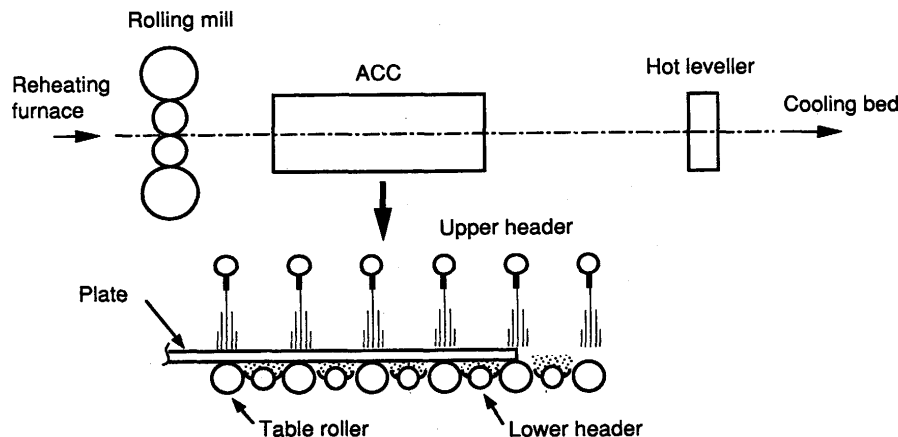


Fig. 3. Outline of water-cooling equipment Mizushima Plate Plant.

のキャンパー量を測定した。

上記のように、実機厚鋼板について、温度、残留応力、条切りキャンパーを直接対応させて実測したのは初めての試みである。

3.2 実験結果

H/L温度は残留応力と最も関係があると言われている²⁻⁴⁾。Fig. 5にACC入側表面温度、H/L出側表面温度と長手方向残留応力との関係を示す。なお、幅方向残留応力も測定したが、長手方向のそれに比べると非常に小さく無視できる程度であった。

Fig. 5より以下のことが認められる。

(1) ACC入側の幅方向温度分布は、いずれの材料も幅端部のみで温度低下を示す単純な形状である。幅端部では、上下面以外に幅端面からも熱の放散があるため、温度低下が大きいと考えられる。

(2) 板厚40mm材(A, B, C材)では、H/L出側の幅方向温度分布はACC入側のそれと同様で幅端部のみで温度低下を示す単純な形状である。一方、板厚60mm材(D材)では、幅端部の温度低下以外に幅方向の周期的温度変動が現れる。D材は水冷時間が板厚40mm材(A, C材)の約2倍であり、強水冷した場合にこの現象が現れるが、その原因は定かではない。

(3) 板厚40mm材の残留応力分布は幅端部のみで圧縮を示す単純な形状となるが、板厚60mm材(D材)では幅端部の圧縮以外に幅方向に周期的な応力変動が現れる。

(4) 上記(1), (2), (3)より明らかなように、残留応力分布とH/L出側の幅方向温度分布の傾向はよく一致して

おり、このことは加速冷却後の幅方向温度分布からの残留応力分布予測の可能性を示唆している。すなわち、熱間矯正時に熱応力が解放され、かつそれ以後の冷却過程で材料は塑性変形を起こさない弾性変形のみと仮定すると、残留応力分布はH/L出側から室温までの熱収縮量分布で決定される。したがって、H/L出側で温度の低い幅端部は、熱収縮量が小さいと考えられ、相対的に大きな圧縮残留応力を受ける。

(5) 空冷材(B材)では、H/L出側の幅端部温度低下が100℃以下とACC材(A,C,D材)のそれと比べて非常に小さい。ACC材ではH/L出側で相変態は終了しているが、B材では

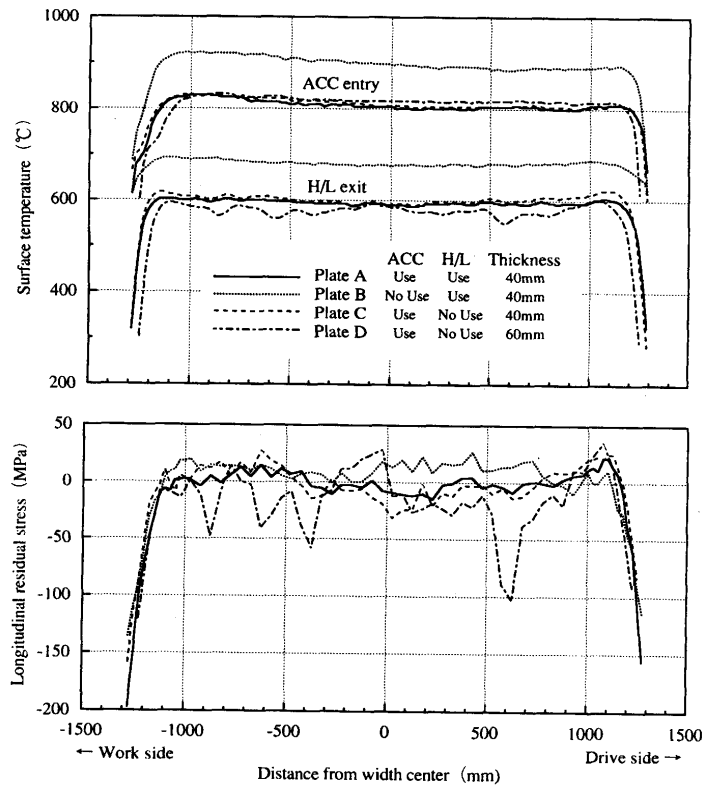


Fig. 5. Relation between ACC entry temperature, H/L exit temperature and residual stress.

Table 1. Experimental conditions.

Plate	Size (mm)	ACC	Hot leveller	Steel grade
A	40t X 2500w	Use	Use	Si-Mn steel (C:0.13,Si:0.39, Mn:1.46 mass%)
B	40t X 2500w	No use	Use	
C	40t X 2500w	Use	No use	
D	60t X 2500w	Use	No use	

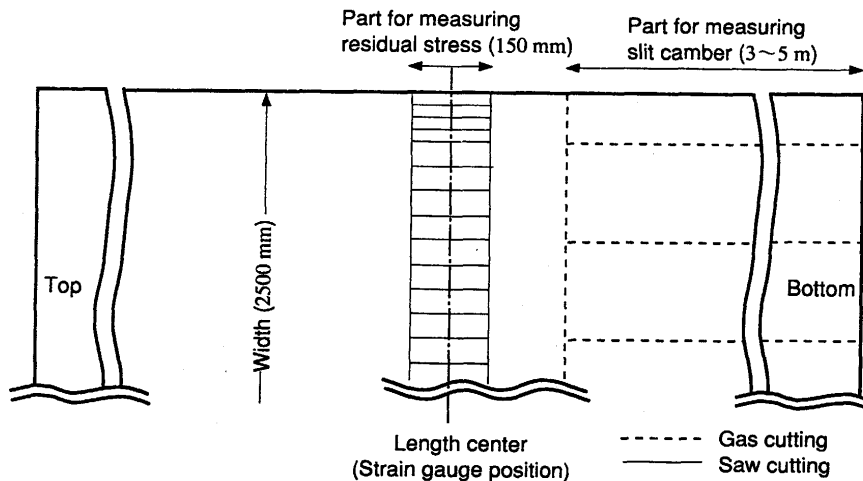


Fig. 4. Parts for measuring residual stress and slit camber in plate.

H/L出側で相変態進行中であり、特に幅端部で変態進行率が速いため、変態発熱のため幅端部の温度低下が小さくなったと考えられる。

(6)幅方向温度分布のある状態で熱間矯正(図でH/L Use)すると、逆に残留応力をわずかに増大させる。(A材とC材を比較参照。)H/L位置では幅端部が温度低下しており、この時点では引張りの熱応力を生じていると考えられ、熱間矯正するとこの引張熱応力が解放されるため室温での圧縮残留応力が増すと考えられる。

3.3 残留応力および条切りキャンバーの実測値と計算値との比較

板厚40mmで空冷のB材と実測残留応力分布が周期的変化をした板厚60mmのD材について、H/L出側の表面温度および室温での残留応力の実測値と計算値との比較を行った。その結果をFig.6に示す。ただし、温度計算では、初期温度分布としてACC入側の実測表面温度分布を参考にして与え、ACCの熱伝達係数としてH/L出側の幅方向表面温度分布を参考に幅方向補正を行った。

残留応力の計算値は、B材だけでなく幅方向変化が大き

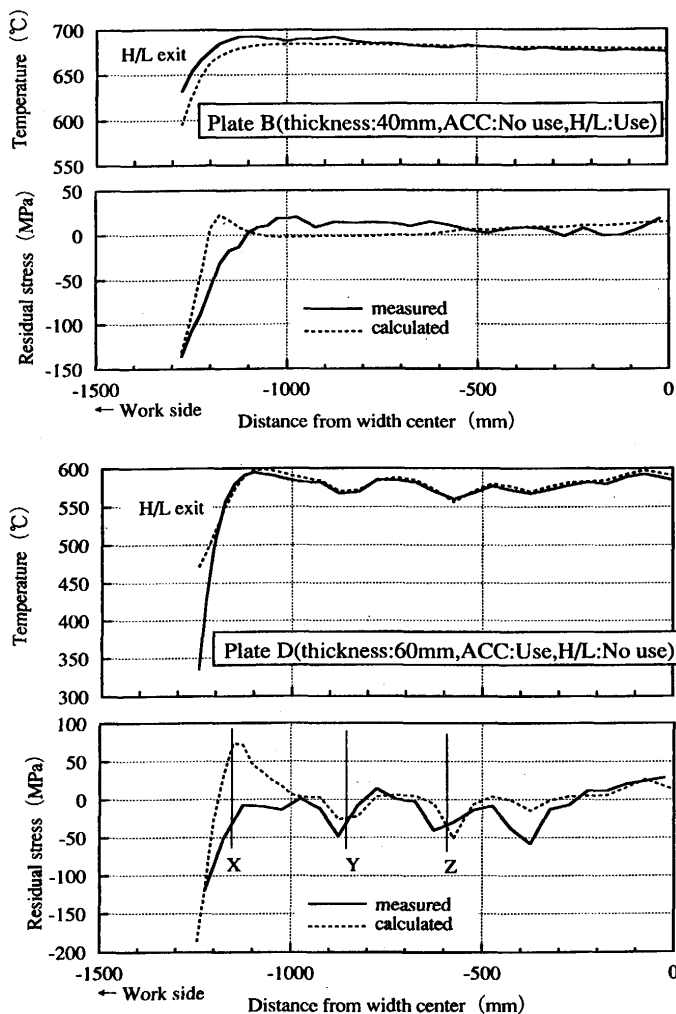


Fig. 6. Comparison between measured and calculated values in H/L exit surface temperature and residual stress.

いD材でも実測値と傾向がほぼ一致している。ただし、計算値では端部付近の引張応力の極大値が大きく、その位置が幅端部側に近くなっている。これは、幅端部の温度、相変態の計算と実測値とがあまり一致していないこと、および幅端部の実測残留応力の測定ピッチが粗いことなどによると考えられる。

Fig. 7に長さ10m相当に換算した場合の条切りキャンバー量の計算値と実測値との比較を示す。条切り位置はFig. 6に示すD材のX, Y, Zおよびセンター位置である。条切りキャンバー量も実測値と計算値は傾向がほぼ一致している。ただし、X~Y部で計算値が実測値よりも大きくなっている。この原因としては、幅端部の残留応力の計算値と実測値との差、実材料の長手方向の残留応力変化、条切り溶断切断時のひずみなどが考えられる。

4. 残留応力の簡易予測法の検討

大江ら²⁾によるとH/L時の幅方向温度分布から条切りキャンバーすなわち残留応力分布が予測できると述べている。すなわち、H/Lで応力が完全に解放されるとし、H/Lから室温まで材料が熱応力により塑性変形を受けないとすれば、H/L出側温度分布からH/Lから室温までの幅方向各位置での熱収縮量を求めれば、弾性解析により残留応力が予測できることになる。この残留応力簡易予測法(Method B)と著者らの開発した本解析シミュレータ(厳密解析法, Method A)とで計算した残留応力を比較することにより、残留応力の簡易予測の可能性を検討した。

残留応力予測法検討のために選んだ条件(H/L出側温度、断面サイズ、鋼種)をTable 2に示す。検討を簡単にするために、H/L出側では板厚方向の温度分布は無し、相変態率は平衡状態での値とした。H/L出側での温度条件は、変態前(条件①)、変態中(条件②)、変態終了(条件③)となるように決定した。この場合の厳密解析法での計算開始はH/L出側としているが、それ以後室温までの計算は当然ながら温

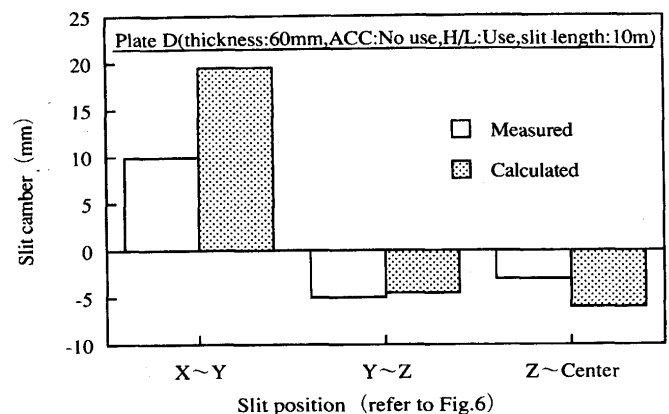


Fig. 7. Comparison between measured and calculated slit camber.

Table 2. Calculation conditions for prediction of residual stress.

Condition	H/L exit temperature (°C)		Size (mm)	Steel grade
	Center	Edge		
①	900	850	40t X 2500w	Si-Mn steel (C:0.13, Si:0.39, Mn:1.46 mass%)
②	800	750		
③	700	650		

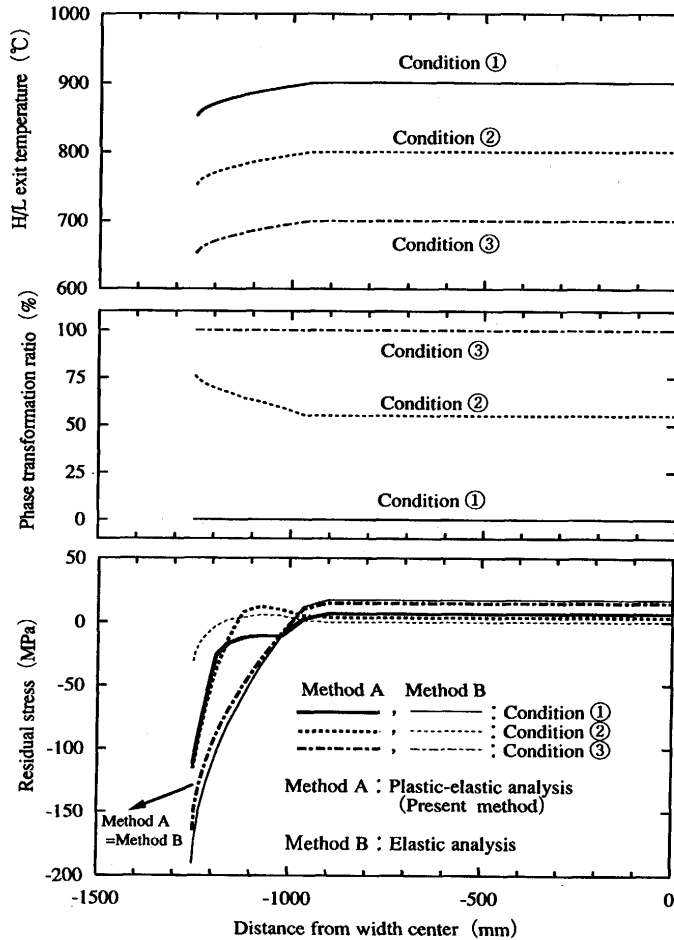


Fig. 8. Prediction of residual stress from H/L exit temperature.

度、変態率、熱応力を逐次計算している。

検討結果をFig. 8に示す。図より明らかなように、H/L出側で変態が終了している条件③では完全に両者で残留応力予測値は一致(図中でのMethod A=Method B)しているが、H/L出側で変態前(条件①)あるいは変態中(条件②)では両者の予測値は大きな差が認められる。すなわち、簡易法は厳密解析法に比べて、条件①では予測値が大きく、条件②

では予測値が逆に小さくなる。これは、発熱と膨脹を伴う変態が全断面で終了するまでは断面内で熱応力が降伏応力に達し、塑性ひずみを生じることを意味している。逆に、H/L出側で変態が終了している条件③では、H/L出側から室温までの冷却中に大きな熱応力発生がないため、塑性変形が起こらず、完全な弾性変形のみとなる。

5. 結言

厚鋼板の圧延後加速冷却時の温度、熱応力、形状不良を相変態を考慮して同時に予測する解析シミュレータを開発した。厚板工場にて実機実験を行い、加速冷却設備入側と熱間レベラー矯正機(H/L)出側の幅方向表面温度分布、および冷却後の熱応力(残留応力)と条切り後のキャンバーを実測し、本シミュレータによる計算値との比較を行った。その結果、温度、残留応力、条切りキャンバーとも計算により予測可能であることを確認した。

また、H/L出側温度分布のみからの残留応力簡易予測法(H/L~室温まで弾性変化と仮定)の可能性について本シミュレータを使って検討した。その結果、H/L出側で相変態が終了していれば、簡易予測法と本シミュレータとで残留応力予測値は完全に一致するが、H/L出側で変態前あるいは変態中では両者の予測値は大きな差が認められることが明らかとなった。

文 献

- 1) 吉原直武, 神尾 寛: 鉄と鋼, 75 (1989), 1316.
- 2) 大江憲一, 大番屋嘉一, 北村美津夫, 岸本吉功: Kobe Steel Engineering Reports, 41 (1991), 52.
- 3) 鈴木利哉, 井坂和美, 福田太郎, 伏見 淳: 材料とプロセス, 8 (1995), 1206.
- 4) 富田省吾, 藤掛政久, 藤田米章: 材料とプロセス, 8 (1995), 1214.
- 5) 吉田 博, 佐々木徹, 田中智夫, 広瀬勇次: 鉄と鋼, 68 (1982), 965.
- 6) 吉田 博, 佐々木徹, 近藤信行, 田中智夫, 橋本隆文: 鉄と鋼, 69 (1983), 412.
- 7) G.D.Smith著, 藤川陽一郎訳: 偏微分方程式の解法, コロナ社, (1970), 401.
- 8) 伊藤 庸, 坂元祥郎, 佐伯真事, 齊藤吉弘, 滝沢昇一, 東野健夫: 鉄と鋼, 64 (1978), S412.
- 9) 伊藤 庸, 坂元祥郎, 佐伯真事, 船越督巳, 荻野泰司, 齊藤吉弘, 東野健夫, 青柳伸男: 鉄と鋼, 65 (1979), A185.
- 10) E. Scheil: Arch. Eisenhüttenwes, 8 (1935), 565.
- 11) 鋼材の強制冷却(特別報告書No.29), 日本鉄鋼協会, (1978), 16, 73.
- 12) 三好良夫: 塑性と加工, 33 (1992), 1114.
- 13) 吉永昭男, 滝沢千嘉子, 吉井徳治: 非破壊検査, 28 (1979), 491.