

ホットストリップ冷却後の平坦度不良の解析

論 文

吉田 博*・佐々木 徹*²・田中 智夫*³・広瀬 勇次*⁴

Analysis of Non-flatness of Hot Strip after Cooling

Hiroshi YOSHIDA, Tooru SASAKI, Tomoo TANAKA, and Yuji HIROSE

Synopsis:

To analyze non-flatness caused by the edge wave of hot strip after cooling, a numerical method for the prediction of temperature and thermal stress has been developed by taking phase transformation into consideration. It is confirmed that temperatures during cooling and residual stresses calculated by the present method agree well with the measured ones. On the bases of the present method, the occurrence of the edge wave in thin and wide hot strip (3.24×2 173mm) has been studied.

The results obtained are as follows;

(1) The edge wave occurs when compressive residual stress at edge part becomes greater than the critical buckling stress.

(2) The residual stress becomes low when the distributions of finishing temperature and of cooling rate after rolling in transverse direction of hot strip are small. Water cooling of hot strip at later stage of run-out table and high coiling temperature are beneficial to decrease the residual stress.

(3) The most effective measures of preventing the edge wave formation is to cool strip uniformly in transverse direction by controlling the distribution of water supply after rolling.

1. 緒 言

ホットストリップの薄物の広幅材では、仕上げ圧延機出側から巻き取りまでの形状（平坦度）および巻き形状が良好でも冷却後に平坦度不良（通常は耳波）を発生することがあり、このためスキンプス能率の低下あるいは形状矯正不完全による格落ち材の発生などで問題になっている。また、これを防止しないと仕上げ圧延機での形状制御^{1)~3)}は十分な効果が期待できないことになる。

この耳波の発生機構については従来全く解明されておらず、次のことが経験的に知られているのみであった。

(1) 仕上げ圧延機出側およびコイラー前の形状が平坦あるいはセンターバックルであつても、冷却後は耳波となる。

(2) 高温（570°C以上）で巻き取ると、耳波はほとんど発生しない。

(3) 製品の板厚プロフィールと耳波とは、極端な異常プロフィールでない限り関係がない。

(4) ホットランテーブル上での冷却パターンを前半水冷よりも後半水冷にするほうが耳波は小さい。

(5) 耳波は、幅方向の両端部（両耳部）で一般に異なり、製品硬度の高い側で大きい。

(6) 冷却後のコイルの巻き形状は耳部が幅中央部よりも径が大きい糸巻型になつており、耳波が大きいほどこの径差も大きくなる。

著者らは、この耳波が仕上げ圧延終了時の幅方向温度分布（仕上げ温度分布）およびそれ以後の幅方向冷却不均一に起因する熱応力と関係があると考え、相変態を考慮した鋼板の温度、熱応力計算法を開発し、これにより冷却後の平坦度不良の解析を行った。

2. 計 算 方 法

ストリップ冷却中の熱応力とひずみを計算するには各時間での断面内の温度分布を知る必要がある。しかしながら、断面各部の冷却曲線を詳細に実測することは困難であるため、計算によりこれらを求めることにした。また、相変態による膨張、発熱が温度、熱応力に大きな影響を与えるので、これも同時に計算した。

2-1 温度の計算法

長手方向（圧延方向）の熱流を無視すると、材料内部

昭和 55 年 10 月本会講演大会にて発表 昭和 56 年 8 月 24 日受付 (Received Aug. 24, 1981)

* 川崎製鉄(株)技術研究所水島研究部 (Mizushima Research Dept., Research Laboratories, Kawasaki Steel Corp., 1 Mizushimakawasakidori Kurashiki 712)

*² 川崎製鉄(株)技術研究所 (Research Laboratories, Kawasaki Steel Corp.)

*³ 川崎製鉄(株)技術研究所水島研究部 工博 (Mizushima Research Dept., Research Laboratories, Kawasaki Steel Corp.)

*⁴ 川崎製鉄(株)水島製鉄所 (Mizushima Works, Kawasaki Steel Corp.)

について次の Fourier の 2 次元熱伝導方程式が導かれる。

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \cdot \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda \cdot \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \dot{Q} = \rho \cdot C_p \cdot \frac{\partial T}{\partial t} \quad \dots\dots\dots (1)$$

また、境界条件として次式が成立する。

$$-K_s \cdot \frac{\partial T_s}{\partial r} = H(T_s - T_{atm}) \quad \dots\dots\dots (2)$$

ここで、 x, y : 幅方向、板厚方向の直交座標 [mm],
 T : 材料内部の温度 [°C], t : 時間 [min],
 λ : 熱伝導度 [cal/mm·min·°C], \dot{Q} : 相変態に伴う発熱速度 [cal/g·min], ρ : 密度 [g/mm³], C_p : 比熱 [cal/g·°C], r : 表面に垂直な座標 [mm], H : 熱伝導率 [cal/mm²·min·°C], T_s : 材料表面の温度 [°C], T_{atm} : 雰囲気温度 [°C]

(1), (2) 式を IAD 法 (Implicit Alternating Direction Method) と呼ばれる特殊な差分法⁴⁾⁵⁾ を用いて断面内の温度分布を計算した。IAD 法の特徴は、分割する格子間隔や時間分割にあまり影響されず安定な解が得られることにある。

2.2 熱応力とひずみの計算法

材料が長く板厚が薄いストリップでは、長手方向 (L 方向) のみの応力とひずみを考えれば十分であり、しかも横断面 (圧延方向に垂直な断面) は平面を保持するという仮定が成り立つ。

仕上げ圧延終了時 ($t=0$) から時間 t_n までの (x_i, y_j) 位置の熱膨張ひずみ $\epsilon_{i,j,n}^T$ [-] (無次元量) は次式で与えられる。

$$\epsilon_{i,j,n}^T = \alpha_{i,j,n} \cdot T_{i,j,n} - \alpha_{i,j,0} \cdot T_{i,j,0} \quad \dots\dots\dots (3)$$

ここで、 α : 平均線膨張係数 [1/°C]

t_{n-1} と t_n の間に塑性ひずみ変化がないとすると、 t_n における板厚中心の全ひずみ ϵ_n [-], (x_i, y_j) 位置の弾性ひずみ $\epsilon_{i,j,n}^e$ [-], 応力 $\sigma_{i,j,n}$ [kgf/mm²], 塑性ひずみ $\epsilon_{i,j,n}^p$ [-] はそれぞれ次式で計算される。

$$\epsilon_n = \frac{\sum \left\{ \epsilon_{i,j,n}^p + \epsilon_{i,j,n}^T - \frac{1}{R} \left(y_j - \frac{h}{2} \right) \right\} E_{i,j,n} \cdot A_{i,j} + F_n}{\sum (E_{i,j,n} \cdot A_{i,j})} \quad \dots\dots\dots (4)$$

$$\epsilon_{i,j,n}^e = \epsilon_n + \frac{1}{R} \left(y_j - \frac{h}{2} \right) - (\epsilon_{i,j,n}^p + \epsilon_{i,j,n}^T) \quad \dots\dots\dots (5)$$

$$\sigma_{i,j,n} = \begin{cases} E_{i,j,n} \cdot \epsilon_{i,j,n}^e & \text{if } |E_{i,j,n} \cdot \epsilon_{i,j,n}^e| \leq Y_{i,j,n} \\ S_{\text{ign}}(\epsilon_{i,j,n}^e) \cdot Y_{i,j,n} & \text{if } |E_{i,j,n} \cdot \epsilon_{i,j,n}^e| > Y_{i,j,n} \end{cases} \quad \dots\dots\dots (6)$$

$$\epsilon_{i,j,n}^p = \epsilon_n + \frac{1}{R} \left(y_j - \frac{h}{2} \right) - \left(\epsilon_{i,j,n}^T + \frac{\sigma_{i,j,n}}{E_{i,j,n}} \right) \quad \dots\dots\dots (7)$$

ここで、 R : 巻き取り時の半径 (ホットランテーブル上では ∞) [mm], y : 表面からの距離 [mm], h : 板厚 [mm], E : ヤング率 [kgf/mm²], A : 面積 [mm²], F : 外力 (仕上げ圧延機とコイラー間の張力) [kgf], Y : 降伏応力 [kgf/mm²]

(6) 式で求めた $\sigma_{i,j,n}$ の総和 $\{ \sum (A_{i,j} \cdot \sigma_{i,j,n}) \}$ が外力 F_n と等しくなければ ϵ_n を修正し、(4)~(7) 式の計算を繰り返す。

2.3 平坦度の良、不良の判定法

平坦度の良、不良の判定は室温における圧縮熱応力 (圧縮残留応力) と板の臨界座屈応力との比較により行つた。板の臨界座屈応力 σ_{cr} [kgf/mm²] は、均一な圧縮応力で座屈する場合には次式で与えられることが知られている⁶⁾。

$$\sigma_{cr} = K \frac{E \cdot \pi^2}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{h}{\bar{b}} \right)^2 \quad \dots\dots\dots (8)$$

ここで、 ν : ポアソン比 (0.27) [-], \bar{b} : 均一圧縮力が作用する幅 [mm], K : 定数 {0.425 (耳波) 4.0 (センターバックル)} [-]

(6) 式で計算した熱応力の圧縮部分の幅を \bar{b} と考え、その平均値 $\bar{\sigma}$ と (8) 式で計算した σ_{cr} とを比較し、 $\bar{\sigma}$ のほうが大きければ平坦度不良を起こすと考える。

2.4 相変態の計算法

変態計算には、伊藤らが開発した等温変態曲線 (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⁷⁾ を用いた。ホットストリップの仕上げ圧延後のように冷却速度が大幅に変化する場合には、連続冷却曲線 (CCT 曲線) を利用した変態計算法⁸⁾ は使用できない。

フェライト (α), パーライト (P) およびベイナイト (B) の変態開始および終了の TTT 曲線を次式で表現する。

$$\frac{S - S_0}{S_N - S_0} = \frac{1}{\exp(-1/2)} \cdot \left(\frac{U - U_0}{U_N - U_0} \right) \cdot \exp \left\{ -\frac{1}{2} \left(\frac{U - U_0}{U_N - U_0} \right) \right\} \quad \dots\dots\dots (9)$$

$$\left. \begin{aligned} U &= \frac{1000}{T + 273}, U_0 = \frac{1000}{T_0 + 273}, U_N = \frac{1000}{T_N + 273} \\ S &= \ln t, S_0 = \ln t_0, S_N = \ln t_N \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots\dots (10)$$

ただし、式中の係数 T_0 [°C], T_N [°C], t_0 [s], t_N [s] は化学成分とオーステナイト (γ) 粒度の関数とし

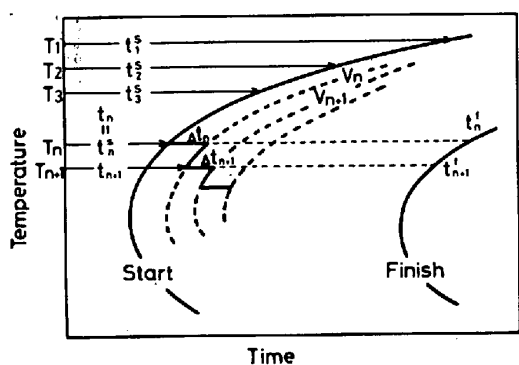


Fig. 1. Schematic diagram for the calculation of phase transformation during cooling by using isothermal transformation curve.

て与えられ⁹⁾, (t_0, T_0) および (t_N, T_N) は TTT 曲線の平衡変態点およびノーズ点に対応している. この計算 TTT 曲線を用いて次のように変態計算を行う. (Fig. 1 参照)

冷却曲線を階段状の温度-時間曲線で近似し, 変態の開始条件は次式で示す潜伏期の消費 I が 1 になった時とする. (SCHEIL の手法¹⁰⁾)

$$I = \sum_{i=0}^n \frac{\Delta t_i}{t_i^s} \dots\dots\dots (11)$$

ここで, Δt_i : 温度 T_i における滞在時間 [s], t_i^s : 温度 T_i における等温変態開始時間 [s]

変態開始後はその温度 T_n で Δt_n の間に進行する等温変態として計算する. 温度 T_n における等温変態開始時間 t_n^s [s] と終了時間 t_n^f [s] を (9), (10) 式より求め, Δt_n 進行後の変態率 V_n [-] を次式で計算する.

$$V_n = V_n^{eq} \left\{ \frac{\ln(t_n + \Delta t_n) - \ln t_n^s}{\ln t_n^f - \ln t_n^s} \right\}^2 \dots\dots\dots (12)$$

ここで, V_n^{eq} : 温度 T_n における平衡変態率 [-]

次のステップの T_{n+1} においては, 変態率が等価になる時間 t_{n+1} を逆に (12) 式より求め, この状態から Δt_{n+1} 進行後の V_{n+1} を計算する.

$$t_{n+1} = \exp \left\{ \sqrt{\frac{V_n}{V_{n+1}^{eq}}} (\ln t_{n+1}^f - \ln t_{n+1}^s) + \ln t_{n+1}^s \right\} \dots\dots\dots (13)$$

$$V_{n+1} = V_{n+1}^{eq} \left\{ \frac{\ln(t_{n+1} + \Delta t_{n+1}) - \ln t_{n+1}}{\ln t_{n+1}^f - \ln t_{n+1}^s} \right\} \dots\dots (14)$$

以後, 同様な計算を変態終了まで繰り返す.

2.5 計算の全体の流れ

計算の全体の流れを Fig. 2 に示す. いま, 時間 t_{n-1} までのすべての状態が計算できているとし, t_n の状態を計算することを考える. まず, t_n における断面各部の温度を予測し, この予測温度 $T'_{i,j,n}$ を使つて変態量と物性値 (温度および熱応力計算に必要な) を求める. 次に,

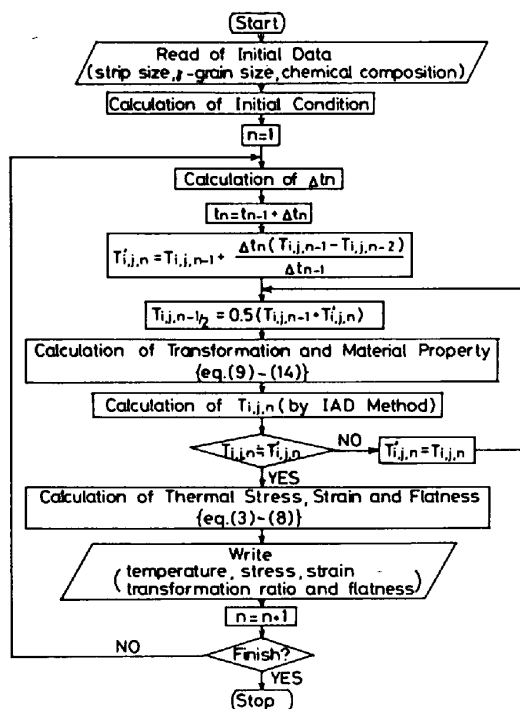


Fig. 2. Whole flow chart for the calculation of temperature, thermal stress and flatness.

IAD 法を用いて温度を計算し, この計算温度 $T_{i,j,n}$ と $T'_{i,j,n}$ とを比較してほぼ等しければ熱応力, ひずみ, 平坦度の計算を行い, 次のステップ ($n=n+1$) へ進む. もし, $T_{i,j,n}$ と $T'_{i,j,n}$ とが異なる場合は $T'_{i,j,n}$ を $T_{i,j,n}$ と置き換えて変態および物性値の計算からやり直す. すなわち, この計算法によると, 温度と変態量が実質上同時に決定できることになる. ただし, 温度計算の終了条件は, 巻き取り後でしかも変態が全断面で終了している時点とする.

3. 計算条件

3.1 分割条件

断面分割は端面から幅中央までの断面 (C断面 1/2) を幅方向 20 分割, 板厚方向 5 分割の 100 格子点に分割し, 幅方向の分割は温度変化の激しい耳部では細かく, 緩やかな幅中央では粗くなるようにくふうした. また, 時間分割も温度変化の激しい時間域 (冷却初期, 水冷時) では短く, 緩やかな時間域では長くなるようにした.

3.2 物性値

Fig. 3 に温度計算に必要な物性値 (比熱¹¹⁾, 変態潜熱¹¹⁾¹²⁾, 熱伝導度¹³⁾) の温度依存性を示す. ただし, 変態潜熱は γ が α に相変態する時の発生熱である.

熱伝導率 H [cal/mm²·min·°C] は, 次式で示すように, Stefan-Boltzmann の法則から導かれるふく射によ

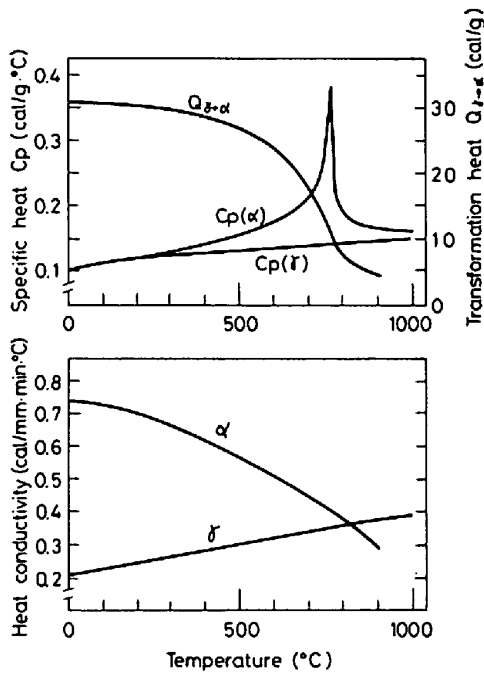


Fig. 3. Temperature dependence of specific heat, transformation heat and heat conductivity, which are used for the calculation of temperature.

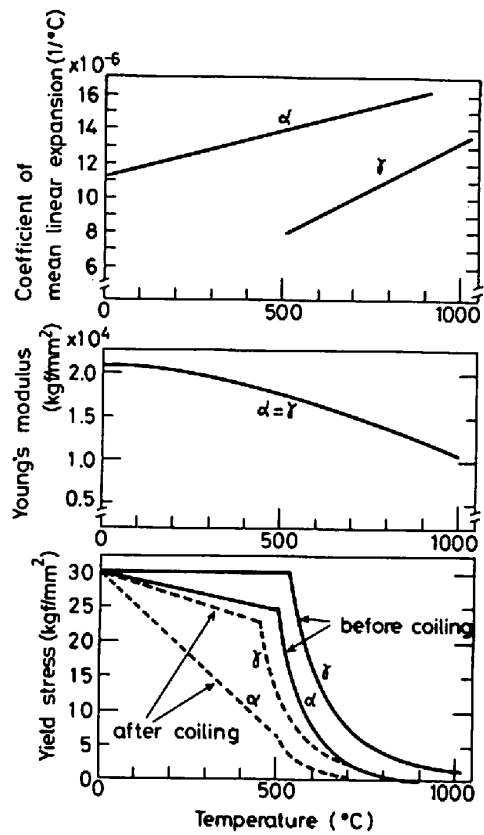


Fig. 4. Temperature dependence of coefficient of mean linear expansion, Young's modulus and yield stress, which are used for the calculation of thermal stress and strain.

るもの H_{rad} と温度依存しないと仮定した空冷時の対流によるもの H_{conv} (7.5 kcal/m²·h·°C) あるいは水冷時の冷却水への熱伝導によるもの H_w の和で与えた。

$$H = \begin{cases} H_{rad} + H_{conv}(\text{air cooling}) \\ H_{rad} + H_w(\text{water cooling}) \end{cases} \dots\dots\dots (15)$$

$$H_{rad} = \epsilon_m \cdot C_s \{ (T_s + 273)^2 + (T_{atm} + 273)^2 \} / (T_s + T_{atm} + 546) \dots\dots\dots (16)$$

ここで、 ϵ_m : ふく射率 (0.7~0.8)¹⁴⁾¹⁵⁾ [-], C_s : Stefan-Boltzmann 定数 (4.88 × 10⁻⁸) [kcal/m²·h·K⁴]

(15), (16) 式の H_{conv} , H_w , ϵ_m の値は文献^{14)~17)} および鋼板冷却時の実測表面温度を参考にして決定した。ただし、巻き取り後から全断面の変態終了までの H は 0 とした。これは、巻き取ると鋼板の冷却速度が極端に遅くなるからである。(実測冷却速度では 50°C/h 以下)

Fig. 4 に熱応力、ひずみの計算に必要な物性値 (平均線膨張係数¹⁸⁾¹⁹⁾, ヤング率²⁰⁾, 降伏応力) の温度依存性を示す。降伏応力の温度依存性は酒井らによる式²¹⁾²²⁾ および残留応力の実測値を参考にして決定した。巻き取ると冷却速度が非常に遅くなり材料がクリープ的挙動を示すため、巻き取り後の降伏応力は空冷あるいは水冷時のそれと比べると非常に小さくなる。

Fig. 3, 4 には单相 (γ , α) の物性値しか示していないが、混合組織のそれは各相の比率を考慮して決定する。ただし、P および B 相の物性値は α のそれに等しいと考える。熱伝導度 λ についての計算例を以下に示す。

$$\lambda = \lambda_\gamma \cdot V_\gamma + \lambda_\alpha (V_\alpha + V_P + V_B) \dots\dots\dots (17)$$

ここで、 $V_\gamma, V_\alpha, V_P, V_B$: γ, α, P, B の各相の比率 ($V_\gamma + V_\alpha + V_P + V_B = 1$) [-], $\lambda_\gamma, \lambda_\alpha$: γ, α 单相での熱伝導度 [cal/mm·min·°C]

4. 計算値と実測値との比較

4.1 矩形平板の冷却曲線

厚み 3.2 mm, 幅 100 mm, 長さ 300 mm の矩形平板の中央表面に CA 熱電対を取り付け、1000°C 均一加熱後に放冷した時の冷却曲線を測定した。同一条件における計算値と比較した結果を Fig. 5 に示す。ただし、計算値としては本法と従来法²³⁾²⁴⁾ の両方について示す。従来法では、相変態に対する考慮としては平衡状態の各相比率に対応した見掛けの比熱 (変態潜熱を含む) および熱伝導度を使用している。図より明らかなように、本法による計算値は相変態による停滞も含めて実測値と非常によく一致しているが、従来法では計算値と実測値の完全な一致は得られず、特に変態時の冷却停滞時期のずれが大きい。

4.2 ホットストリップの温度と残留応力

ホットストリップ冷却時の温度および熱応力を計算す

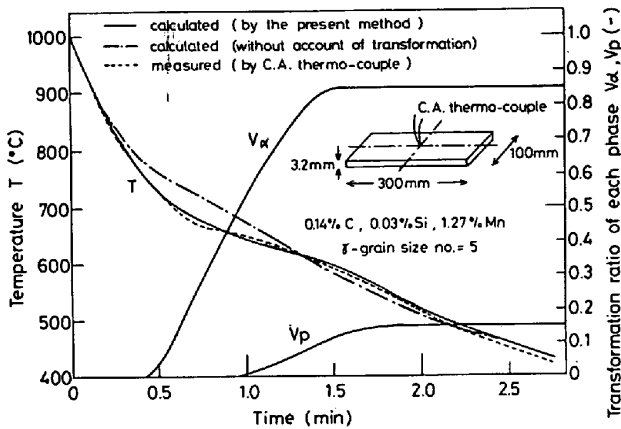


Fig. 5. Comparison between measured and calculated surface temperatures in a 3.2 × 100 × 300 mm rectangular sheet.

るためには、仕上げ圧延終了時の断面各部の温度（仕上げ温度分布）と相変態比率，およびホットランテーブル上での冷却水への熱伝導による熱伝導率 H_w （幅方向分布も考慮）を決定する必要がある。これらは、いずれも残留応力に大きな影響を及ぼすため実機条件に合った値とする必要がある。本法では、実機としては水島製鉄所のホットストリップを選んだ。

仕上げ温度分布は圧延中の2次元温度計算結果から導き出した次式により計算する。ただし、厚み方向の仕上げ温度分布は小さいと考えて無視する。

$$T_x^{\circ} = \begin{cases} T_x^{\circ} = 43h^{0.476} \cdot \left(\frac{200-x}{200}\right)^m \cdot \exp(-0.00623h) & \text{if } x < 200 \text{ mm} \\ T_x^{\circ} & \text{if } x \geq 200 \text{ mm} \end{cases} \dots\dots\dots (18)$$

$$m = 3.37 h^{0.155} \dots\dots\dots (19)$$

ここで、 x : 端面から幅中央方向への距離 [mm]，
 T_x° : x 位置における仕上げ温度 [°C]， T_x° :
 幅中央の仕上げ温度 [°C]， h : 厚み [mm]

仕上げ圧延終了時の組織は、 T_x° が平衡変態開始温度以上であれば γ 単相とし、それ以下であれば $(\gamma + \alpha)$ の2相組織と考え、その時の α 量は平衡状態図から計算される量 75% (実測残留応力分布からの推定値) とする。

実機の水冷設備を想定した時の H_w は次式で計算する。

$$H_w = \begin{cases} H_w^{\circ} \left(1 + 0.1 \frac{B - 10x}{B}\right) & \text{if } x < 0.1 B \\ H_w^{\circ} & \text{if } x \geq 0.1 B \end{cases} \dots\dots\dots (20)$$

$$H_w = 0.4 H_w^{\circ} \dots\dots\dots (21)$$

(下面)

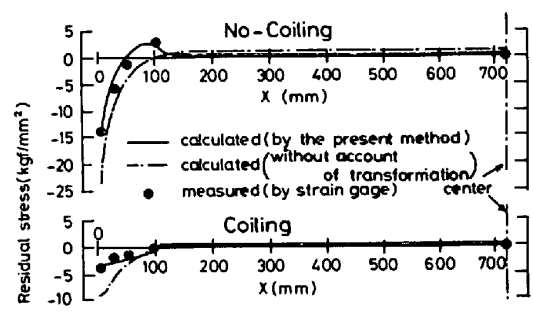
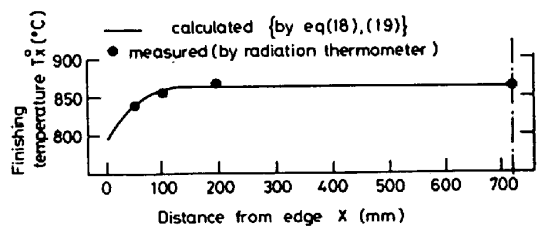
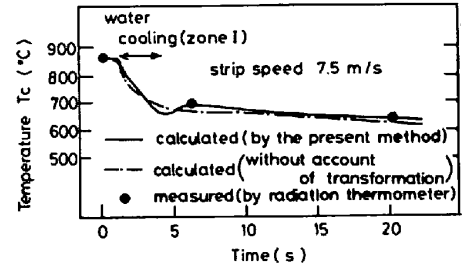
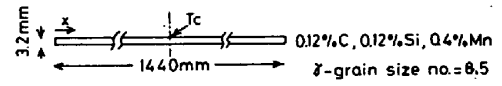


Fig. 6. Comparison between measured and calculated temperatures and residual stresses in hot strip.

$$H_w^{\circ} = \begin{cases} 1100 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot \text{°C} \text{ (Zone I)} \\ 1200 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{h} \cdot \text{°C} \text{ (Zone II)} \end{cases} \dots\dots\dots (22)$$

ここで、 H_w° : 幅中央表面の H_w [kcal/m²·h·°C]， B : 幅 [mm]，Zone I，II : ホットランテーブル上での前半，後半の水冷設備

厚み 3.2 mm，幅 1440 mm のホットストリップについて、放射温度計による温度測定とひずみゲージによる残留応力測定を行った。残留応力は巻き取り部分と巻き取らずにそのままホットランテーブル上で放冷した部分（ストリップの尾端）の両方について測定した。これと同一条件での計算値と比較した結果を Fig. 6 に示す。ただし、計算値は本法と従来法²⁴⁾の両方について示す。図より明らかなように、本法による冷却曲線および残留応力の計算値は実測値とよく一致している。一方、従来法による計算値は、実測値よりも冷却曲線は速く、残留応力は大きくなる。

以上の結果より、相変態を厳密に考慮した本計算法によりホットストリップ冷却後の平坦度不良の解析が可能であると結論できる。

Table 1. Processing variables and occurrence of edge wave.

	Initial temp. distribution	Cooling distribution	Cooling time (s)		Coiling tension (kgf/mm ²)	Coiling temp. (°C)	Note
			Zone I	Zone II			
A	not uniform (by eq.(18), (19))	not uniform (by eq. (20))	2.56	2.52	0.0	550	standard
B	not uniform	not uniform	2.56	1.59	0.0	600	high coiling temp.
C	not uniform	not uniform	2.56	3.03	0.0	499	low coiling temp.
D	not uniform	not uniform	0	4.41	0.0	552	later cooling
E	not uniform	not uniform	2.56	2.52	1.0	550	coiling tension
F	not uniform	uniform	2.56	2.52	0.0	550	uniform cooling
G	uniform	not uniform	2.56	2.52	0.0	550	uniform initial temp.
H	uniform	uniform	2.56	2.52	0.0	550	uniform initial temp. and cooling

3.24×2173 mm, chemical composition; 0.14%C 0.05%Si 0.90%Mn, γ -grain size no.=8.5, Finishing temperature=880°C, Strip speed=9.06 m/s, Coiling radius=700 mm

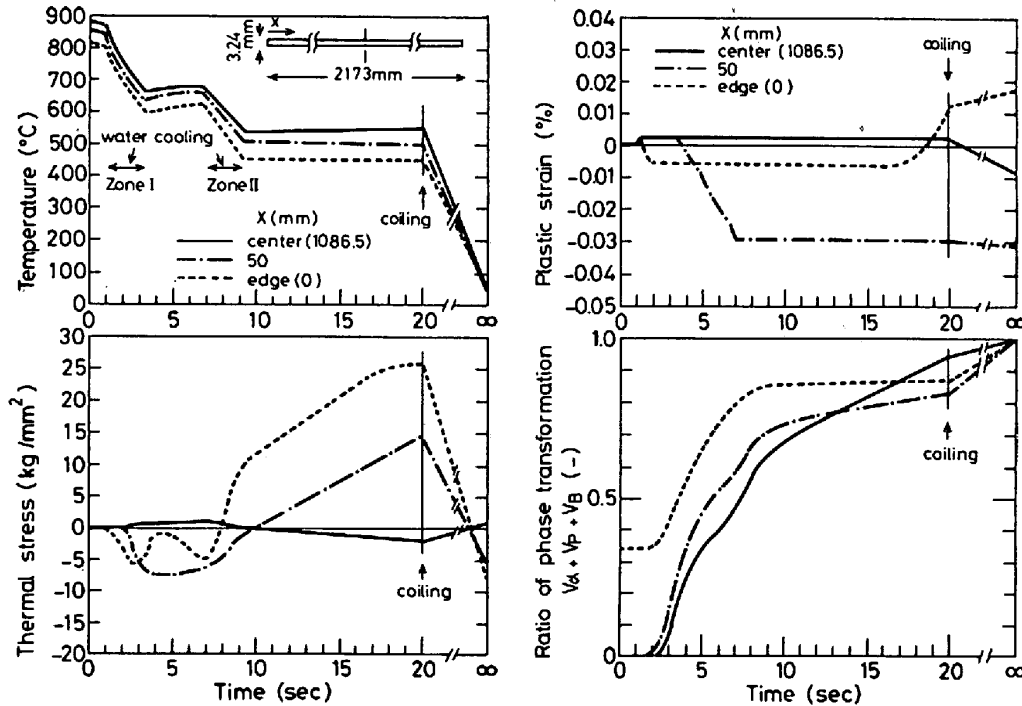


Fig. 7. Change in temperature, thermal stress, plastic strain and ratio of phase transformation (mean values in thickness) with time during cooling of hot strip under A (standard) condition.

5. 冷却後の耳波発生傾向と冷却条件の関係

5.1 設定条件

対象としたストリップの寸法は耳波不良を起こしやすい厚み 3.24 mm, 幅 2173 mm の薄物広幅材 (0.14% C, 0.05%Si, 0.90%Mn) である。Table 1 に計算を行った 8 通りの設定条件 (A~H) を示す。ただし、各条件とも T_c (幅中央仕上げ温度) 880°C, ストリップ速度 9.06 m/s, 巻き取り半径 700 mm は共通である。A 条件

(基準) は、通常工程を想定したもので、仕上げ温度と水冷の幅方向不均一 {式(18)~(20)参照} が存在し、CT (幅中央巻き取り温度) が 550°C で巻き取り張力 (最終仕上げスタンドとコイラー間の張力) が 0 の条件である。B 条件は水冷時間を短くし高温 (CT=600°C) で、逆に C 条件は水冷時間を長くし低温 (CT=500°C) で巻き取るものである。D 条件は後半の水冷設備 (Zone II) のみの水冷, E 条件は巻き取り張力 1 kgf/mm² の付与, F 条件は幅方向の水冷均一 (H_w の幅方向分布な

Table 2. Calculation results at coiling during cooling and at room temperature after cooling under various conditions.

condition	at coiling						at room temperature								Flatness
	Temperature (°C)		Transformation ratio (-)		Thermal stress(kgf/mm ²)		Ratio of each phase						Residual stress(kgf/mm ²)		
	edge	center	edge	center	edge	center	V _α (-)		V _p (-)		V _B (-)		edge	center	
A	448	550	0.874	0.949	25.8	-2.31	0.800	0.848	0.103	0.152	0.097	0	-8.81	0.99	edge wave
B	520	600	0.975	1.000	14.4	-0.68	0.848	0.848	0.152	0.152	0	0	-5.68	0.48	flat
C	416	499	0.859	0.781	15.8	-1.18	0.778	0.848	0.101	0.106	0.121	0.046	-10.2	0.73	edge wave
D	443	552	0.661	0.824	25.0	-2.40	0.668	0.848	0.053	0.152	0.279	0	-6.78	0.86	edge wave
E	448	550	0.874	0.949	25.8	-1.25	0.800	0.848	0.103	0.152	0.097	0	-8.81	0.99	edge wave
F	475	550	0.902	0.949	24.6	-0.61	0.848	0.848	0.097	0.152	0.055	0	-7.48	0.42	flat
G	472	550	0.789	0.949	26.0	-2.30	0.794	0.848	0.082	0.152	0.124	0	-6.52	0.87	edge wave
H	504	550	0.817	0.949	19.9	-0.33	0.848	0.848	0.135	0.152	0.017	0	-4.55	0.12	flat

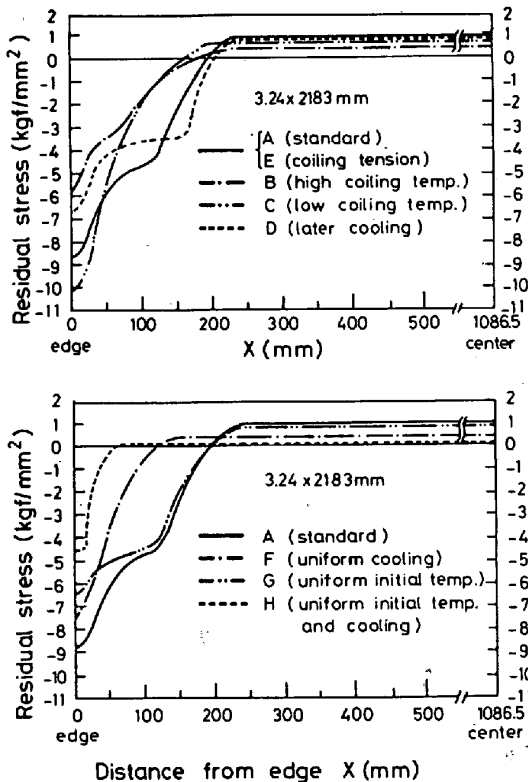


Fig. 8 Distributions of residual stress (mean value in thickness) in transverse direction under various conditions.

し), G条件は仕上げ温度分布なし, H条件は幅方向の仕上げ温度と水冷の均一の特徴をそれぞれ有している。

5.2 計算結果

各条件における温度, 熱応力, 塑性ひずみ, および変態比率の経時変化の計算結果の中から代表例としてA条件のそれらを Fig. 7 に示す。そして, 各条件における残留応力の幅方向分布を Fig. 8 に示す。また, 計算結

果をまとめたものを Table 2 に示す。

計算結果を要約すると以下のとおりである。

- (1) 水冷後の空冷時には, 変態による発熱が表面からの熱放出よりも大きいため, 冷却曲線に復熱現象が認められる。(変態を考慮しないと, この復熱現象は計算されない。)
- (2) 巻き取り時の幅中央と端面の温度差は A, E, D 条件 (102, 102, 109°C) で大きく H 条件 (46°C) で小さい。
- (3) 熱応力は, 各種条件とも圧延後から巻き取りまでの冷却過程で耳部では圧縮→引張の変化を, その他の部分で引張→圧縮の小さい変化を示す。これらの変化は, 変態速度が冷却前半では耳部で速く, 冷却後半ではそれ以外の部分で速いことと関係がある。すなわち, 変態は膨張と発熱を伴うため変態速度の速い部分は圧縮熱応力, 遅い部分は引張熱応力が発生する。
- (4) 巻き取り時において, 端面の引張熱応力は A, E, G 条件 (25.8, 25.8, 26.0 kgf/mm²) で大きく B 条件 (14.4 kgf/mm²) で小さく, 幅中央の圧縮熱応力は A, D, G 条件 (-2.31, -2.40, -2.30 kgf/mm²) で大きく H 条件 (-0.33 kgf/mm²) で小さい。
- (5) 塑性ひずみの変化は熱応力変化とほぼ対応しているが, 当然のことながら熱応力が降伏応力に達していないと変化はない。
- (6) 巻き取り時の変態率は, 水冷時間が短い B 条件で大きく (端面以外では変態終了), 水冷時間が長い C 条件 (幅中央で 0.781) と後半水冷の D 条件 (端面で 0.661) で小さい。
- (7) 変態終了後の組織は, 耳部を除けば各種条件ともフェライトとパーライトの 2 相 (V_α=0.848, V_P=

0.152) であるが、耳部 (B 条件を除く) ではペイナイト (端面の V_B : 0.017~0.279) が認められる。

(8) 残留応力分布は各条件とも耳部 (端面から 50~200 mm) で圧縮, その他の部分で小さな引張応力となる。残留応力は、幅方向冷却均一 (F), 高温巻き取り (B), 仕上げ温度分布なし (G), 後半水冷 (D) の条件にすると軽減するが、巻き取り張力 (E 条件) にはほとんど影響されない。

(9) 端面での圧縮残留応力は C 条件 (-10.2 kgf/mm^2) で大きく H 条件 (-4.55 kgf/mm^2) で小さく、幅中央での引張残留応力は A 条件 (0.99 kgf/mm^2) で大きく H 条件 (0.12 kgf/mm^2) で小さい。

(10) B, F, H 条件以外は冷却後すべて耳波が発生する。

5.3 考 察

計算結果より、耳波による平坦度不良は仕上げ温度とホットランテーブル上での冷却が幅方向に不均一で巻き取り温度がある温度以下になると発生すること、および冷却パターンを後半水冷より前半水冷にするほうが残留応力 (耳波) は大きくなることが示された。これらは、すべて緒言で述べた実現象とよく一致している。また、薄物の広幅材では幅方向に仕上げ温度および冷却の不均一が大きくなるため耳波が発生しやすいと考えればよい。したがって、冷却後の耳波は幅端部 (耳部) の圧縮残留応力が臨界座屈応力を越えるため発生すると結論できる。

残留応力は、幅方向の仕上げ温度不均一による圧延後から室温までの熱収縮量の幅方向差および圧延後の冷却過程で発生する熱応力による塑性ひずみの幅方向差のために生じる。例えば、端面では、仕上げ温度が最も低く熱収縮量が他の部分に比べて小さい上に、冷却速度が最も速く冷却時の大きな引張塑性ひずみを受けるため最大の圧縮残留応力となる。それゆえ、残留応力を小さくするには、幅方向の仕上げ温度不均一を小さくするか、冷却時の熱応力を利用して残留応力軽減に有効な塑性変形を起こしてやることが考えられる。F (幅方向冷却均一), B (高温巻き取り), D (後半水冷) の条件の残留応力が基準の A 条件のそれより低下するのは後者の理由による。F 条件はホットランテーブル上での塑性変形を、B と D 条件は巻き取り後の塑性変形をそれぞれ利用している。巻き取り後に塑性変形を起こすのは、等温で長時間保持され降伏点が低くなるためで、特に巻き取り温度が高温になるとその効果が著しい。D 条件は、巻き取り時の未変態量 V_f が端面で 0.339, 幅中央で 0.176 と多く巻き取り後のコイル状態で変態発熱により温度上

昇 (幅中央で約 25°C) を起こすため、残留応力が減少する。

巻き取り張力 (通常では 1 kgf/mm^2 程度) は冷却中に発生する熱応力の大きさに比べると小さいので塑性ひずみの幅方向分布 (残留応力分布) にはほとんど影響を及ぼさない。

以上のことから、薄物広幅材の冷却後の耳波防止対策としては次のことが考えられる。

(1) 幅方向の仕上げ温度分布を小さくするため、シートパーあるいは仕上げスタンド間でのストリップの幅方向冷却制御 (耳部加熱あるいは中央部水冷) を行う。

(2) 水冷設備の幅方向水量分布を調整し幅方向冷却を均一に行う。

(3) 水冷時間を短くし高温で巻き取る。

(4) 冷却パターンを後半水冷にする。

上記対策の中で (1), (4) は耳波 (残留応力) 軽減効果が小さく、(3) は材質を調整する上で制約を受ける。これに対して、(2) の対策は比較的簡単に行えてしかも効果が大きいので実機で実施したところ、予想どおり薄物広幅材の冷却後の耳波発生は激減し、その効果が確認された。

6. 結 言

ホットストリップ冷却後の平坦度不良 (耳波) が圧延後の冷却時に発生する熱応力と関係があると考え、相変態を考慮した鋼板の温度、熱応力計算法を開発し、この手法による計算値が実測の温度および残留応力とよく一致することを確認した上で、厚み 3.24 mm, 幅 2173 mm の薄物広幅材 (0.14% C, 0.05% Si, 0.90% Mn) の耳波について解析した。その結果、次のことが明らかとなった。

(1) 水冷後の空冷時には、変態発熱により冷却曲線に復熱現象が認められる。

(2) 圧延後から巻き取りまでの冷却過程で熱応力は、耳部で圧縮→引張の変化を、その他の部分で逆に引張→圧縮の小さな変化を示す。これらの変化は、変態速度が冷却前半では耳部で、冷却後半ではそれ以外の部分で速いことと関係がある。

(3) 巻き取り温度が低いほど、後半水冷の冷却パターンにするほど巻き取り時の未変態量 (γ 量) が多くなる。

(4) 残留応力分布は耳部 (端面から 50~200 mm) で圧縮, その他の部分で小さな引張応力となる。この残留応力を軽減させるには、圧延終了時の幅方向温度分布を小さくすること、圧延後の冷却を幅方向均一に行うこ

と、冷却パターンを後半水冷にすること、および高温で巻き取ることが有効である。

(5) 冷却後の耳波は、耳部の圧縮残留応力が臨界座屈応力を越えるために発生する。これの防止対策としては、耳波(残留応力)軽減効果および材質上の点から水冷設備の幅方向水量分布を調整し幅方向の冷却を均一に行うことが最も有効である。

文 献

- 1) 浜田圭一, 北尾斉治, 齊川夏樹, 直井孝之, 三宅祐: 鉄と鋼, 64 (1978) 11, S701
- 2) 新谷定彦, 本城 恒, 小出誠二, 加藤寿彦, 小島精也: 石川島播磨技報, 15 (1975) 5, p. 565
- 3) 中島浩衛, 松本紘美, 菊間敏夫, 増田一郎: 製鉄研究, (1979) 299, p. 92
- 4) G. BIRKHOFF and R. S. VARGA: Transactions of American Mathematical Society, 92 (1959), p. 13
- 5) G. D. SMITH 著, 藤川洋一郎訳: 偏微分方程式の解法 (1970), p. 42 [サイエンス社]
- 6) 長柱研究委員会: 弾性安定便覧, (1969), p. 401 [コロナ社]
- 7) 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) 11, S806
- 8) 利岡靖継: 鉄と鋼, 62 (1976) 13, p. 1756
- 9) 伊藤 庸, 坂元祥郎, 佐伯真事, 船越督己, 荻野泰司, 齊藤吉弘, 東野健夫, 青柳伸男: 鉄と鋼, 65 (1979) 8, A185
- 10) E. SCHEIL: Arch. Eisenhüttenw., 8 (1935) 12, p. 565
- 11) 西沢泰二: 日本金属学会報, 12 (1973) 1, p. 35
- 12) 西沢泰二: 日本金属学会報, 17 (1978) 10, p. 790
- 13) 熱経済技術部会加熱炉小委員会: 連続鋼片加熱炉における伝熱実験と計算法, (1971), p. 84 [日本鉄鋼協会]
- 14) 田村洋一, 湯本修介, 小泉明宏: 第 19 回 SICE 学術講演会, (1980), p. 111
- 15) 針木久夫, 大野二郎: 鉄と鋼, 64 (1978) 8, p. 1236
- 16) 三塚正志, 福田敬爾: 鉄と鋼, 46 (1978) 1, p. 70
- 17) 三塚正志: 鋼材の冷却 (第 35 回西山記念技術講座) (日本鉄鋼協会編) (1975), p. 99
- 18) H. STUART and N. RIDLEY: JISI (1966), p. 711
- 19) 邦武立郎: 鋼材の冷却 (第 35 回西山記念技術講座) (日本鉄鋼協会編) (1975), p. 19
- 20) 日本鋼構造協会: JSSC, 4 (1968) 33, p. 48
- 21) 酒井 拓, 大橋正幸: 鉄と鋼, 67 (1981) 11, p. 2000
- 22) 作井誠太, 酒井 拓, 沢田裕治: 日本金属学会誌 40 (1976) 12, p. 1284
- 23) G. A. ALPSTEN: Thermal Residual Stress in Hot-Rolled Steel Members (Fritz Engineering Laboratory Report No. 337. 3) (1968), p. 66
- 24) 日下部俊, 三原 豊: 鉄と鋼, 65 (1979) 9, p. 1375