

応力・熱負荷連成による熱延ワークロール表層部の 応力・変位の数値解析

山本 普康*・内田 秀*・井上 剛*・荒谷 省一*・中島 浩衛*²

Numerical Analysis of Stress and Displacement in Subsurface Layer of Work Roll for Hot Rolling by Interconnecting Stress and Thermal Loads

Hiroyasu YAMAMOTO, Shigeru UCHIDA, Tsuyoshi INOUE, Shoichi ARAYA and Koue NAKAJIMA

Synopsis : In order to calculate the stress and strain states in the subsurface layer of work roll for hot rolling, the numerical analysis model for stresses and strains was derived under the thermal elastic-plastic and isotropic hardening conditions. A new numerical analysis model for temperature was also proposed to estimate the steady state of heating and cooling. Then, the stress, residual stress and residual displacement in the subsurface layer of work roll, where the pressure and thermal loads were applied, were calculated by coupled analysis of these two models. It has been found that the compressive stresses σ_{xx} (absolute values of σ_{xx}) at the IMR side are larger than those at the WR side, and that the residual stresses $(\sigma_{xx})_r$ and the residual displacements $(U_x)_r$ at the WR surface increase with increase of the friction coefficients μ_B between WR and IMR.

Key words : hot rolling ; subsurface layer ; stress ; strain ; residual stress ; residual displacement ; temperature ; numerical analysis.

1. 緒言

熱間圧延では、WR(ワークロール)と圧延材との間およびWRとIMR(中間ロール)あるいはBUR(バックアップロール)との間で、WRは応力負荷と熱負荷を繰り返し受け、WR表層部に熱亀裂や疲労亀裂等の欠陥が発生する。このような繰り返しの応力負荷が作用する表層部の応力や歪の解析は、弾完全塑性条件の数式解¹⁾や有限要素法解析^{2,3)}、および等方硬化性弾塑性条件の有限要素法解析³⁾が既に報告されている。また、WRの温度の解析も、数式解⁴⁾や差分法解析⁵⁾、有限要素法解析⁶⁾の報告がなされている。しかし、熱延のように応力負荷と熱負荷が繰り返し作用する表層部の応力や歪の解析に関しては、報告例が見当たらない。

本報告では、熱間圧延の応力負荷と熱負荷によって、WRの表層部に発生する応力や歪および残留応力等を計算するために、Merwinら¹⁾と類似の数値解析法による等方硬化性熱弾塑性条件の表層部応力・歪数値解析モデルと、WRの表層部温度数値解析モデルとを作成する。そして、これらを連成させて、応力負荷と熱負荷の作用した状態でのWR表層部の応力および残留応力と残留変位を計算し、それらの特徴について考察する。

2. ころがり接触の表層部応力・歪数値解析モデル

転がり接触荷重を受ける表層部応力・歪数値解析モデルの概要をFig. 1に示す。WRと圧延材との間およびWRとIMRとの接触荷重分布として、Fig. 1の中に示している楕円状および三角形の荷重分布を用いる。計算の方法は、Merwinら¹⁾と同様に、先ずWRを弾性体と仮定し、この荷重分布によって発生するWR内の応力増分 $d\sigma_{ij}^F$ ($i, j=x, y, z$)を

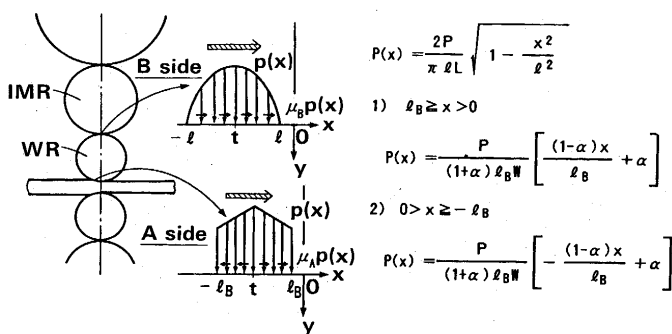


Fig. 1. Numerical analysis model of subsurface layer of WR which receives rolling load.

平成7年12月18日受付 平成8年4月12日受理 (Received on Dec. 18, 1995; Accepted on Apr. 12, 1996)

* 新日本製鐵(株)技術開発本部 (Technical Development Bureau, Nippon Steel Corp., 20-1 Shintomi Futtsu 293)

* 2 新日本製鐵(株)技術開発本部 (現: 大同工業大学工学部) (Technical Development Bureau, Nippon Steel Corp., now Dept. of Mechanical Eng., Daido Institute of Technology)

求める⁷⁾。求めた応力増分は弾性解であるが⁸⁾、WR表層部に弾塑性変形が生じる場合には、WR内で接触荷重によって弾塑性変形が発生するのは局部的であるため、Merwinら¹⁾と同様に、弾塑性変形域の弾塑性歪増分 $d\epsilon_{ij}$ は、弾性体仮定で求められた歪増分で近似されると仮定する¹⁾。また、その時の弾塑性変形域の応力増分は、歪増分 $d\epsilon_{ij}$ に相当する弾塑性応力・歪曲線上の応力増分 $d\sigma_{ij}$ で与えられると仮定する¹⁾。さらに、熱弾塑性変形においても、WR内の急激な熱変化は局部的であるため、Merwinら¹⁾の仮定を拡大して、WR内の熱変化は応力のみで現れると仮定する。そして、除荷重および除熱後の残留応力と残留歪の計算は、Merwinら¹⁾と同様な方法で行う。尚、変形は平面歪であると仮定する。

WRと圧延材との間の接触荷重によってWR内の $x = 0$ (Fig. 1 参照, x は表面と平行な方向の座標)の位置に発生する弾性体仮定の応力 σ_{ij}^F は、WRの深さ方向の座標を y とすると、以下の式で与えられる⁷⁾。

$$\begin{aligned} \sigma_{xx}^F(t) &= Q \int_{t-l_B/2}^t [-A(\epsilon) + \alpha][F(\epsilon) + \mu_A G(\epsilon)](t + \epsilon)^2 d\epsilon \\ &\quad - Q \int_t^{t+l_B/2} [A(\epsilon) + \alpha][F(\epsilon) - \mu_A G(\epsilon)](t + \epsilon)^2 d\epsilon + (\sigma_{xx})_r \\ \sigma_{yy}^F(t) &= Q \int_{t-l_B/2}^t [-A(\epsilon) + \alpha][F(\epsilon) + \mu_A G(\epsilon)]y^2 d\epsilon \\ &\quad - Q \int_t^{t+l_B/2} [A(\epsilon) + \alpha][F(\epsilon) - \mu_A G(\epsilon)]y^2 d\epsilon + (\sigma_{yy})_r \\ \sigma_{xy}^F(t) &= Q \int_{t-l_B/2}^t [-A(\epsilon) + \alpha][-F(\epsilon) - \mu_A G(\epsilon)]y(t + \epsilon) d\epsilon \\ &\quad - Q \int_t^{t+l_B/2} [A(\epsilon) + \alpha][-F(\epsilon) + \mu_A G(\epsilon)]y(t + \epsilon) d\epsilon + (\sigma_{xy})_r \end{aligned} \quad \dots\dots\dots (1)$$

但し、 $Q = 4P / [(1 + \alpha)\pi l_B W]$, $A(\epsilon) = 2(1 - \alpha)(\epsilon - t) / l_B$
 $F(\epsilon) = y / [(t + \epsilon)^2 + y^2]^2$, $G(\epsilon) = (t + \epsilon) / [(t + \epsilon)^2 + y^2]^2$

ここで、 P は圧延荷重、 l_B はロールバイトの接触弧長、 W は板幅、 μ_A はWRと材料との間の摩擦係数、 α は三角形の荷重分布の高さを決める定数で、今回は1.5を用いた。 t は、Fig. 1に示しているように、荷重分布の中心の x 座標であり、 $(\sigma_{ij})_r$ は残留応力である。また、WRとIMR(あるいはBUR)との間の接触荷重によるWR内の $x = 0$ での弾性体仮定の応力分布 σ_{ij}^F は、以下の式で与えられる。

$$\begin{aligned} \sigma_{xx}^F(t) &= -R \int_{t-1/2}^{t+1/2} B(\epsilon)[F(\epsilon) - \mu_B G(\epsilon)](t + \epsilon)^2 d\epsilon + (\sigma_{xx})_r \\ \sigma_{yy}^F(t) &= -R \int_{t-1/2}^{t+1/2} B(\epsilon)[F(\epsilon) - \mu_B G(\epsilon)]y^2 d\epsilon + (\sigma_{yy})_r \\ \sigma_{xy}^F(t) &= -R \int_{t-1/2}^{t+1/2} B(\epsilon)[-F(\epsilon) + \mu_B G(\epsilon)]y(t + \epsilon) d\epsilon + (\sigma_{xy})_r \end{aligned} \quad \dots\dots\dots (2)$$

但し、 $R = 16P / [L\pi^2]^2$, $B(\epsilon) = \sqrt{1/4 - (\epsilon - t)^2}$

ここで、 L はロール胴長、 l はロールの接触弧長、 μ_B はWRとIMRとの間の摩擦係数である。式(1)および式(2)から、接触荷重によるWR内の $x = 0$ での弾性体仮定の応力増分 $d\sigma_{ij}^F$ は、次式で与えられる。

$$d\sigma_{ij}^F = \sigma_{ij}^F(t + dt) - \sigma_{ij}^F(t), \quad (i, j = x, y, z) \quad \dots\dots\dots (3)$$

次に、WR内の $x = 0$ での歪増分 $d\epsilon_{ij}$ は、仮定によって熱弾塑性変形においても弾性体仮定で求められる歪増分で近似されるため、次式で与えられる。

$$\begin{aligned} d\epsilon_{ij} &= M_{ijkl}^0 d\sigma_{kl}^F \\ M_{ijkl}^0 &= (1 + \nu)[(\delta_{ik}\delta_{jl} + \delta_{il}\delta_{jk})/2 - \nu\delta_{ij}\delta_{kl}/(1 + \nu)]/E \end{aligned} \quad \dots\dots\dots (4)$$

ここで、 i, j, k, l は総和規約⁹⁾に従い、 δ_{ij} はKroneckerのデルタ⁹⁾である。 E はヤング率、 ν はポアソン比である。また、熱弾塑性変形におけるWR内の $x = 0$ での応力増分 $d\sigma_{ij}$ は、先の仮定によって次式で与えられる⁹⁾。

$$\begin{aligned} d\sigma_{ij} &= L_{ijkl} d\epsilon_{kl} - N_{ij} dT \\ L_{ijkl} &= E[(\delta_{ik}\delta_{jl} + \delta_{il}\delta_{jk})/2 + \nu\delta_{ij}\delta_{kl}/(1 - 2\nu)]/(1 + \nu) \\ &\quad - \eta 4.5E^2(\sigma_{ij}'/\bar{\sigma})(\sigma_{kl}'/\bar{\sigma})/\{(1 + \nu)[2(1 + \nu)h + 3E]\} \\ N_{ij} &= \delta_{ij}E\alpha_T/(1 - 2\nu) - \sigma_{ij}\gamma_T/E \\ &\quad + \eta 3(\sigma_{ij}'/\bar{\sigma})(\bar{\sigma}\gamma_T - E\delta_T)/[2(1 + \nu)h + 3E] \end{aligned} \quad \dots\dots\dots (5)$$

但し、 $\bar{\sigma} < \sigma_Y$ または除荷の時: $\eta = 0$
 $\bar{\sigma} \geq \sigma_Y$ の時: $\eta = 1$

ここで、 dT はWR内の $x = 0$ での温度増分、 α_T は線膨張係数、 γ_T はヤング率の温度変化、 δ_T は降伏応力の温度変化、 $h = d\bar{\sigma}/d\bar{\epsilon}^P$ は歪曲線の勾配、 σ_Y は初期降伏応力である。また、 $\bar{\sigma}$ は相当応力⁸⁾、 σ_{ij}' は σ_{ij} の偏差応力⁸⁾である。さらに、除荷重および除熱後は、WR表面の残留応力は以下の式を満足させる必要がある。

$$(\sigma_{yy})_{r|s} = 0, \quad (\sigma_{xy})_{r|s} = 0 \quad \dots\dots\dots (6)$$

ここで、 l_s は $y = 0$ のWR表面を示す。Merwinら¹⁾と同様な方法で式(6)を満足させるように応力と歪を補正すると、残留応力 $(\sigma_{ij})_r$ と残留歪 $(\epsilon_{ij})_r$ は以下の式で与えられる。

$$\begin{aligned} (\sigma_{xx})_r &= \sigma_{xx} - \nu\sigma_{yy}l_s \cdot f(y)/(1 - \nu) \\ (\sigma_{yy})_r &= \sigma_{yy} - \sigma_{yy}l_s \cdot f(y) \\ (\sigma_{zz})_r &= \sigma_{zz} - \nu\sigma_{yy}l_s \cdot f(y)/(1 - \nu) \\ (\sigma_{xy})_r &= \sigma_{xy} - \sigma_{xy}l_s \cdot f(y) \end{aligned} \quad \dots\dots\dots (7)$$

$$\begin{aligned} (\epsilon_{xx})_r &= 0 \\ (\epsilon_{yy})_r &= \epsilon_{yy} - (1 + \nu)(1 - 2\nu)\sigma_{yy}l_s \cdot f(y)/[(1 - \nu)E] \\ (\epsilon_{zz})_r &= 0 \\ (\epsilon_{xy})_r &= \epsilon_{xy} - (1 + \nu)\sigma_{xy}l_s \cdot f(y)/E \end{aligned} \quad \dots\dots\dots (8)$$

ここで、 $f(y)$ はWR表面で1であり、WR内部で減少して0となる関数であり、今回は $f(y)$ には接触弧長の5倍の位置で0となる直線式を用いた。また、残留変位 $(U)_r$ は仮想仕事の原理⁹⁾を用いることによって、以下の式で与えられる弾性有限要素法¹⁰⁾から求められる。

$$(U)_r = \underline{K}^{-1} dF_{eg}$$

$$\underline{K} = \iint \underline{B}^T \underline{L}^e \underline{B} dx dy$$

$$dF_{eg} = \iint \underline{B}^T \underline{L}^e (\underline{\epsilon})_r dx dy \dots\dots\dots (9)$$

ここで、 $(\underline{\epsilon})_r$ は式(8)で与えられる残留歪行列、 \underline{B} は変換行列¹⁰⁾、 \underline{L}^e は弾性構成式の行列で、式(5)の L_{ijkl} の弾性成分である。

Table 1. Calculation conditions for residual stress and displacement.

1. Load distribution	
$q(x) = q_0 \sqrt{1 - \frac{x^2}{l^2}}$	
$q_0 = 849\text{MPa (86.6kgf/mm}^2)$	
2. Young's modulus of roll	
$E = 208\text{GPa (21000kgf/mm}^2)$	
3. Compression yield stress and hardening modulus of roll	
$\sigma_y = 294\text{MPa (30kgf/mm}^2)$	
$H = E/10$	
4. Friction coefficient $\mu_B = 0$	
5. Initial residual stresses $(\sigma_{ij})_r = 0$	

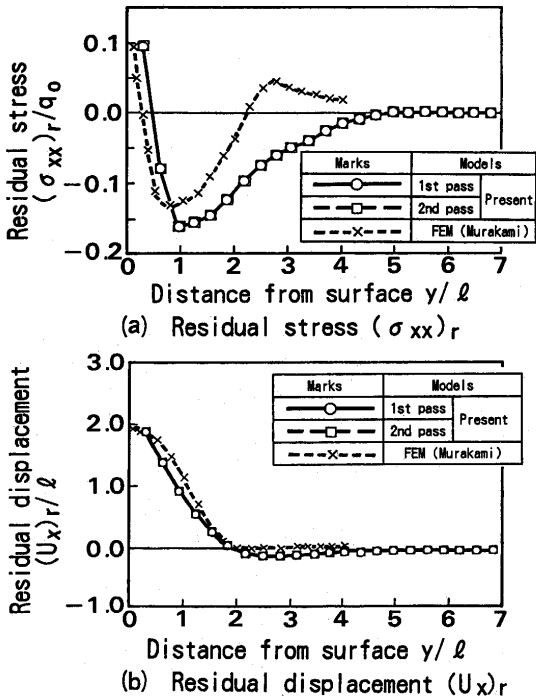


Fig. 2. Comparison of present model with Murakami's FEM model⁹⁾ in regard to residual stress $(\sigma_{xx})_r$ and residual displacement $(U_x)_r$ ($q_0 = 849\text{MPa}$, $l = 1.61\text{mm}$).

3. 表層部応力・歪数値解析と有限要素法解析³⁾との比較

前章に示した転がり接触の表層部応力・歪数値解析モデルの検証には、応力負荷と熱負荷が同時に作用する場合の数値解析の報告例が無い³⁾ため、村上ら³⁾が行った応力負荷のみ作用する場合の有限要素法の解析結果と比較する。Table 1は、村上ら³⁾有限要素法の解析に用いた転がり接触の計算条件である。この計算条件で、表層部応力・歪数値解析モデルを用いて転がり接触における残留応力 $(\sigma_{xx})_r$ と残留変位 $(U_x)_r$ を計算し、村上ら³⁾の計算結果と比較した。その結果をFig. 2に示す。表層部応力・歪数値解析モデルによる計算結果は、有限要素法で求めた結果³⁾に比べると、表面から少し内部に入った所での残留応力の分布が若干異なっているが、それ以外では残留応力および残留変位とも比較的良く一致している。この事は、表層部の弾塑性歪が弾性体仮定で求められる歪で近似できるような小さな変形範囲内であれば、この表層部応力・歪数値解析モデルが十分適用できることを示す。

4. WRの表層部温度数値解析モデル

WRの表層部温度数値解析モデルとしては、計算時間を短縮するために、Fig. 3に示すような初期条件を持つ1次元の熱伝導方程式をLaplace変換¹¹⁾によって解く。ロール加熱の場合には接触伝熱の問題であり、ロール冷却の場合には対流伝熱の問題である。しかし、ここでは計算を簡略にするため、ロール冷却の場合も接触伝熱の問題として取り扱う。従って、熱伝導方程式としては、いずれの場合も次式で与えられる。

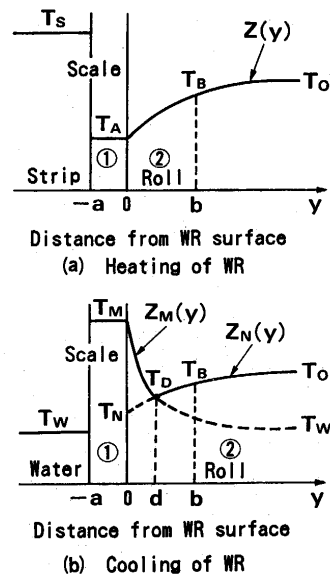


Fig. 3. Initial conditions of temperature analysis model of WR subsurface layer.

$$\partial^2 T_i(y, t) / \partial y^2 = (1/K_i) \partial T_i(y, t) / \partial y \quad \dots\dots\dots (10)$$

ここで、 $i = 1$ は $0 > y \geq -a$ の黒皮スケール部、 $i = 2$ は $y \geq 0$ のWR部である。 $T_i(y, t)$ は温度、 y はロール表面からの距離、 t は時間である。 $K_i = \eta_i \kappa_i / (C_i \rho_i)$ は熱伝係数であり、 κ_i は熱伝導率、 C_i は比熱、 ρ_i は密度である。 η_i はロール冷却時の対流伝熱に対する熱伝導率の補正係数であり、ロール加熱および冷却とも $\eta_2 = 1$ である。 η_1 に関しては、ロール加熱時には $\eta_1 = 1$ であるが、ロール冷却時には、ロール加熱直前のロール温度が Fig. 3 (a) に示してあるロール加熱の初期条件の温度と等しくなるように、 η_1 が決定される。

ロール加熱時の初期条件は、Fig. 3 (a) から以下の式で与えられる。

$$\begin{aligned} 0 > y \geq -a & : T_1(y, 0) = T_A \\ y \geq 0 & : T_2(y, 0) = Z(y) = B_A e^{-D_A y} + T_0 \quad \dots\dots\dots (11) \end{aligned}$$

但し、 $B_A = T_A - T_0$, $D_A = \{\ln(T_A - T_0) / (T_B - T_0)\} / b$

ここで、 T_A は黒皮スケールの初期温度、 T_B はロール表面からの b の位置での温度、 T_0 はロール中心の温度であり、ここでは式 (11) の第 2 式において $y = \infty$ の温度に等しいと仮定する。ロール冷却時の初期条件は、Fig. 3 (b) から以下の式で与えられる。

$$\begin{aligned} 0 > y \geq -a & : T_1(y, 0) = T_M \\ d > y \geq 0 & : T_2(y, 0) = Z_M(y) = B_M e^{-D_M y} + T_W \\ y \geq d & : T_2(y, 0) = Z_N(y) = B_N e^{-D_N y} + T_0 \quad \dots\dots\dots (12) \end{aligned}$$

但し、 $B_M = T_M - T_W$, $D_M = \{\ln[(T_M - T_W) / (T_D - T_W)]\} / d$
 $B_N = (T_D - T_0) e^{D_N d}$, $D_N = \{\ln[(T_D - T_0) / (T_B - T_0)]\} / (b - d)$

ここで、 T_M は黒皮スケールおよび $Z_M(y)$ の $y = 0$ における温度、 T_W は冷却水の温度、 T_D はロール冷却開始時点でのロールの最小温度であり、 d はこの最小温度を与える位置のロール表面からの距離である。また、境界条件は以下の式で与えられる。

$$\begin{aligned} T_1(-a, t) = T_c & = \begin{cases} T_s & : \text{ロール加熱の時} \\ T_w & : \text{ロール冷却の時} \end{cases} \\ T_1(0, t) = T_2(0, t), & \quad T_2(R, t) = T_2(\infty, t) = T_0 \\ \kappa_1 \partial T_1(y, t) / \partial y|_{y=0} & = \kappa_2 \partial T_2(y, t) / \partial y|_{y=0} \quad \dots\dots\dots (13) \end{aligned}$$

ここで、 T_s は圧延材料の温度である。
 式 (11) と式 (12) の初期条件および式 (13) の境界条件のもとで、式 (10) の熱伝導方程式を Laplace 変換¹¹⁾ によって解くと、黒皮スケール部と WR 部の温度は以下の式で与えられる。

(i) $0 > y \geq -a$: 黒皮スケール部

$$T_1(y, t) = T_A - \frac{T_A - T_0}{1 + \lambda} \sum_{n=0}^{\infty} \left(\frac{1 - \lambda}{1 + \lambda} \right)^n \left\{ \operatorname{erfc} \left(\frac{2na - y}{2\sqrt{K_1 t}} \right) \right.$$

$$\left. - \operatorname{erfc} \left[\frac{2(n+1)a + y}{2\sqrt{K_1 t}} \right] \right\} - (T_c - T_A) \left\{ \sum_{n=0}^{\infty} \left(\frac{1 - \lambda}{1 + \lambda} \right)^{n+1} \left[\operatorname{erfc} \left(\frac{2(n+1)a - y}{2\sqrt{K_1 t}} \right) \right. \right.$$

$$\left. - \operatorname{erfc} \left[\frac{2(n+3)a + y}{2\sqrt{K_1 t}} \right] \right] - \operatorname{erfc} \left(\frac{a + y}{2\sqrt{K_1 t}} \right) \right\} + \frac{T_A - T_0}{1 + \lambda} e^{D_A^2 K_2 t} \sum_{n=0}^{\infty} \left(\frac{1 - \lambda}{1 + \lambda} \right)^n \left\{ e^{D_A \gamma (2na - y)} \operatorname{erfc} \left(D_A \sqrt{K_2 t} + \frac{2na - y}{2\sqrt{K_1 t}} \right) \right.$$

$$\left. - e^{D_A \gamma [2(n+1)a + y]} \operatorname{erfc} \left[D_A \sqrt{K_2 t} + \frac{2(n+1)a + y}{2\sqrt{K_1 t}} \right] \right\} \quad \dots\dots\dots (14)$$

(ii) $y \geq 0$: WR 部

$$T_2(y, t) = T_0 - \frac{B_A}{2} e^{D_A^2 K_2 t} \left[e^{D_A y} \operatorname{erfc} \left(D_A \sqrt{K_2 t} + \frac{y}{2\sqrt{K_2 t}} \right) \right. \left. - e^{-D_A y} \operatorname{erfc} \left(D_A \sqrt{K_2 t} - \frac{y}{2\sqrt{K_2 t}} \right) \right] + \frac{B_A}{1 + \lambda} e^{D_A^2 K_2 t} \sum_{n=0}^{\infty} \left(\frac{1 - \lambda}{1 + \lambda} \right)^n \left\{ e^{D_A \sqrt{K_2} \delta_n} \operatorname{erfc} \left(D_A \sqrt{K_2 t} + \frac{na}{\sqrt{K_1 t}} + \frac{y}{2\sqrt{K_2 t}} \right) \right.$$

$$\left. - e^{D_A \sqrt{K_2} \delta_{n+1}} \operatorname{erfc} \left[D_A \sqrt{K_2 t} + \frac{(n+1)a}{\sqrt{K_1 t}} + \frac{y}{2\sqrt{K_2 t}} \right] \right\} - \frac{B_A}{1 + \lambda} \sum_{n=0}^{\infty} \left(\frac{1 - \lambda}{1 + \lambda} \right)^n \left\{ \operatorname{erfc} \left(\frac{na}{\sqrt{K_1 t}} + \frac{y}{2\sqrt{K_2 t}} \right) \right.$$

$$\left. - \operatorname{erfc} \left[\frac{(n+1)a}{\sqrt{K_1 t}} + \frac{y}{2\sqrt{K_2 t}} \right] \right\} + (T_c - T_A) \sum_{n=0}^{\infty} \left(\frac{1 - \lambda}{1 + \lambda} \right)^{n+1} \left\{ \operatorname{erfc} \left(\frac{2(n+1)a}{2\sqrt{K_1 t}} + \frac{y}{2\sqrt{K_2 t}} \right) \right.$$

$$\left. - \operatorname{erfc} \left[\frac{2(n+3)a}{2\sqrt{K_1 t}} + \frac{y}{2\sqrt{K_2 t}} \right] \right\} + B_A \operatorname{erfc} \left(\frac{y}{2\sqrt{K_2 t}} \right) + (T_c - T_A) \operatorname{erfc} \left(\frac{a}{2\sqrt{K_1 t}} + \frac{y}{2\sqrt{K_2 t}} \right) \quad \dots\dots\dots (15)$$

但し、 $\gamma = \sqrt{K_2 / K_1}$, $\lambda = \gamma \kappa_1 / \kappa_2$, $\delta_n = 2na / \sqrt{K_1} + y / \sqrt{K_2}$
 ロール加熱時 : $B_A = B_A$, $D_A = D_A$, $T_A = T_A$, $T_c = T_s$
 ロール冷却時 $\begin{cases} d > y \geq 0 & : B_A = B_M, D_A = D_M, T_A = T_M, T_c = T_w \\ y \geq d & : B_A = B_N, D_A = D_N, T_A = T_N, T_c = T_w \end{cases}$
 $T_N = (T_D - T_0) e^{D_N d} + T_0$

なお、通常の熱間圧延の計算では、 n を 25 以上取っても温度には 10^{-2} 以下のオーダーにしか影響を及ぼさないため、今回は n を 0 から 25 までとして計算した。

また、板温度 T_s は、以下に示すように、圧延入側の板温度 T_{s1} と圧延出側の板温度¹²⁾ T_{s0} の平均温度で与えられる。

$$T_s = (T_{s1} + T_{s0}) / 2, \quad T_{s0} = T_{s1} + K_s t_s (\dot{q} + 2q_b / h_m) \quad \dots\dots\dots (16)$$

但し、 $\dot{q} = k_m [I_n (H / h_0)] / J k_s t_s$,
 $q_b = \eta_s \mu_A P_m \Delta V_m / J \kappa_s$, $h_m = (H + 2h_0) / 3$

ここで、 K_s と κ_s は圧延材料の伝熱係数と熱伝導率、 t_s はWRと材料の接触時間¹²⁾、 k_m は材料の2次元降伏応力、 H は圧延入側板厚、 h_o は圧延出側板厚、 P_m は平均圧延圧力、 ΔV_m はWRと板との相対速度の絶対値の平均¹²⁾、 J は熱の仕事当量、 η_s は圧延材への熱の分配割合である。今回は、WR表層部の温度解析が単純な接触伝熱であるため、 $\eta_s = 1$ と置いた。

5. 表層部温度数値解析と差分解析⁵⁾との比較

Table 2 に示す熱間圧延の計算条件で、前章に示したTable 2 表層部温度数値解析モデルを用いてWR表層部の温度を計算し、差分法⁵⁾の定常状態での温度計算結果と比較した。その結果をFig. 4 に示す。なお、表層部温度数値解析モデルにおいて、 b の位置を20mm、その所の温度 T_B を90°C、WR中心の温度 T_0 を120°C、加熱前の黒皮スケールの初期温度 T_A は冷却水温度 T_w の25°Cに等しいと置いた。また、ロール冷却時のロールの熱伝導率の補正係数 η_1 には6.0を用いた。表層部温度数値解析モデルは、差分法モデル⁵⁾に比べて、WR表層部の温度の立ち上がりが若干緩くなっているが、WR表

Table 2. Calculation conditions for temperature in WR subsurface layer.

1. Roll diameter, WR: $\phi 600$ mm, IMR: $\phi 800$ mm
2. Thickness of material, Entry: 3.7mm, Exit: 2.6mm
3. Reduction in thickness: 29.7%
4. Rolling load: 9.8kN/mm (1.0tf/mm)
5. Rolling speed: 500m/min
6. Temperature of entry material: 940°C
7. Temperature of cooling water: 25°C
8. Material properties of WR Thermal conductivity: 50.2W/(m·K) Specific heat: 0.48J/(kg·K) Density: 7.85×10^3 kg/m ³
9. Material properties of black scale Thermal conductivity: 12.6W/(m·K) Specific heat: 0.48J/(kg·K) Density: 5.20×10^3 kg/m ³
10. Thickness of black scale: 10 μ m
11. $T_A=25^\circ\text{C}$, $b=20$ mm, $T_B=90^\circ\text{C}$, $T_0=120^\circ\text{C}$

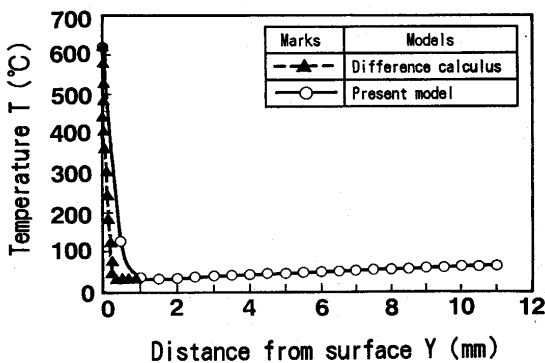


Fig. 4. Temperature distribution in WR subsurface layer at heating.

面の温度では差分法モデルとほぼ一致している。この事は、WR表層部の加熱・冷却が定常状態であれば、この表層部温度数値解析モデルの適用が可能であることを示す。

6. 応力、残留応力および残留変位の数値解析と考察

今回導いた表層部応力・歪数値解析モデルと表層部温度数値解析モデルを連成させて、Fig. 1 に示している6 Hi圧延機のWR表層部に発生する応力および残留応力と残留変位を計算する。計算条件は、Table 2 に示した条件に加え、それ以外の条件をTable 3 に示す。なお、今回はヤング率の温度変化 γ_T と降伏応力の温度変化 δ_T とを0と置いた。

Fig. 5 は、圧延材料側およびIMR側のWR表層部の応力 σ_{xx}

Table 3. Additional calculation conditions for stress and residual displacement in WR subsurface layer.

1. Friction coefficient
1) Between WR and strip $\mu_A: 0.2$
2) Between WR and IMR $\mu_B: 0, 0.05, 0.1, 0.2$
2. Young's modulus of WR $E = 206$ GPa (21000 kgf/mm ²)
3. Compression yield stress and hardening modulus of WR $\sigma_Y = 882[-6.4 \times 10^{-7}(T-25)^2 - 1.5 \times 10^{-4}(T-25) + 11]$ MPa $H = E/10$
4. Initial residual stresses (σ_{ij}) _r : 0
5. Coefficient of linear expansion for WR $\alpha_T = 1.1 \times 10^{-5}$ 1/°C

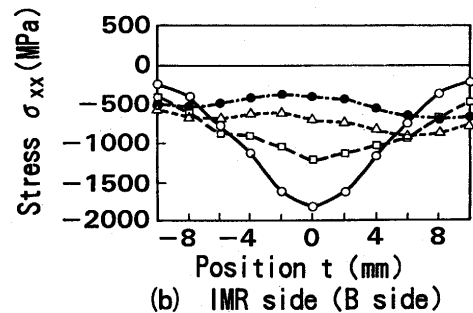
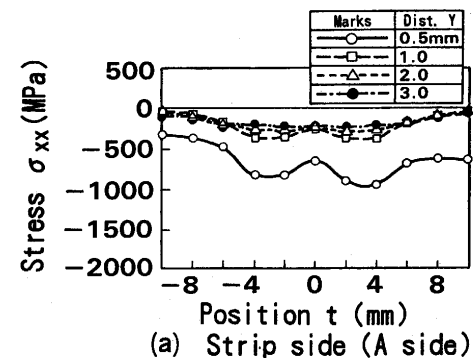


Fig. 5. Stress distribution σ_{xx} in WR subsurface layer ($\mu_A=0.2$, $\mu_B=0$).

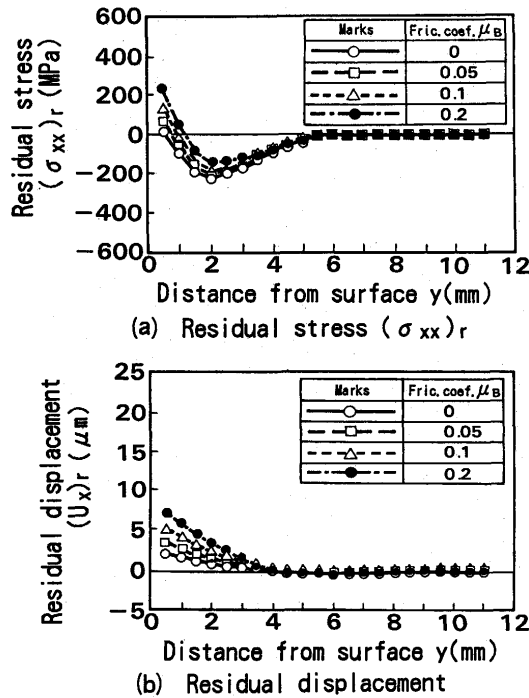


Fig. 6. Effect of friction coefficient μ_B and distance from surface y on residual stress $(\sigma_{xx})_r$ and residual displacement $(U_x)_r$ ($\mu_A=0.2$).

である。縦軸の応力 σ_{xx} は、Fig. 1 に示しているモデルにおいて、荷重分布の中心が t の位置にある時の $x=0$ における応力を示す。WR表層部の応力 σ_{xx} は、圧延材料側よりもIMR側の方が圧縮側(負側)に大きくなる。これは、IMR側の接触弧長 ($2l=4.36\text{mm}$) が材料側の接触弧長 ($2l=19.9\text{mm}$) よりも短いことに起因する。Fig. 6 は、残留応力 $(\sigma_{xx})_r$ と残留変位 $(U_x)_r$ に及ぼすWRとIMRとの間の摩擦係数 μ_B およびWR表面からの距離 y の影響である。WRとIMRとの間の摩擦係数 μ_B が増加するほど、WR表面の残留応力 $(\sigma_{xx})_r$ は増加し、WR表面より少し内部に入った位置での残留圧縮応力 ($(\sigma_{xx})_r$ の絶対値) は減少し、WR表面の残留変位 $(U_x)_r$ は増大する。

Fig. 6 の結果は、WR材料の圧縮降伏応力が大きくないと (今回は $T=25^\circ\text{C}$ の時、 $\sigma_y=882\text{MPa}$)、WR表層部で塑性変形が起って、残留応力や残留変位が生じる事を示している。この塑性変形は、Fig. 5 から推察されるように、IMR側で発生する。そして、WRとIMRとの間の摩擦係数 μ_B が大きいほど、WR表面の残留引張り応力 $(\sigma_{xx})_r$ が増大し、引張り型の亀裂が生じやすくなると予想される。なお、今回のような数値解析結果と熱間圧延WRの表面に観察される亀裂との関係に関する検討は、次報で述べる予定である。

7. 結言

Merwinら¹⁾と同様な数値解析法による等方硬化性熱弾塑性条件の表層部応力・歪数値解析モデルと、WRの表層部温度数値解析モデルとを作成し、これらを連成させて、熱間圧延のWR表層部の応力や残留応力等を計算した。以下に主要な結果を要約する。

(1) 表層部応力・歪数値解析モデルと有限要素法モデル³⁾とを常温の転がり接触の計算結果で比較すると、両モデルは表面から少し内部に入った所での残留応力 $(\sigma_{xx})_r$ の分布が若干異なっているが、それ以外では残留応力 $(\sigma_{xx})_r$ および残留変位 $(U_x)_r$ とも比較的良く一致する。この事は、表層部の弾塑性歪が弾性体仮定で求められる歪で近似できるような小さな変形範囲内であれば、この表層部応力・歪数値解析モデルが十分適用できることを示す。

(2) 表層部温度数値解析モデルと差分法モデル⁵⁾とを熱間圧延の計算結果で比較すると、表層部温度数値解析モデルはWR表層部の温度の立ち上がり⁶⁾が若干緩いが、WR表面の温度は差分法モデルとほぼ一致する。この事は、WR表層部の加熱・冷却が定常状態であれば、この表層部温度数値解析モデルの適用が可能であることを示す。

(3) 今回の熱間圧延の計算条件では、WR表層部の応力 σ_{xx} は、圧延材料側よりもIMR側の方が圧縮側(負側)に大きくなる。また、WRとIMRとの間の摩擦係数 μ_B が増加するほど、WR表面の残留応力 $(\sigma_{xx})_r$ は増加し、WR表面より少し内部に入った位置での残留圧縮応力 ($(\sigma_{xx})_r$ の絶対値) は減少し、WR表面の残留変位 $(U_x)_r$ は増大する。

文 献

- 1) J.E.Merwin and K.L.Johnson: Proc. Inst. Mech. Eng., **177** (1963), 667.
- 2) V.Bhargava, G.T.Hahn and C.A.Rubin: Trans. ASME, J. of Applied Mechanics, **52** (1985), 75.
- 3) 村上敬宜, 柴 中, 市丸和徳, 森田健敬: 日本機械学会論文集C, **56-527** (1990), 282.
- 4) H.Yamamoto, T.Shiraishi, M.Ataka and Y.Iwasaki: Trans. ASME, J.of Tribology, **115-3** (1993), 532.
- 5) 松本紘美, 菊間敏夫, 中島浩衛: 第29回塑性加工連合講演会論文集, (1978), 139.
- 6) 駒城倫哉, 磯辺邦夫, 鎌田征雄, 佐々木美起子, 市原 勲: 平成5年度塑性加工春季講演会論文集, (1993), 393.
- 7) S.P.Timoshenko and J.N.Goodier: Theory of Elasticity, McGraw-Hill, (1970), 97.
- 8) L.E.Malvern: Introduction to the Mechanics of a Continuous Medium, Prentice-Hall, (1969), 7.
- 9) R.Hill: J.Mech. Phys. Solids, **7** (1959), 209.
- 10) O.C.Zienkiewicz: The Finite Element Method in Engineering Science, McGraw-Hill, (1971), 16.
- 11) R.V.Churchill: Operational Mechanics, McGraw-Hill, (1958), 244.
- 12) 中尾正和, 高塚公郎: 圧延における温度変化, 板圧延の理論と実際, 日本鉄鋼協会編, (1984), 141.