多パス三方ロール圧延の変形および温度解析*

小 森 和 武^{*1}Simulation of Deformation and Temperature
in Multipass Three-Roll Rolling

Kazutake KOMORI

Numerical model for hot three-roll rolling is proposed, in which deformation of a material is analyzed by three-dimensional rigid plastic FEM, while temperature distribution in the material is calculated using a new combined method of three-dimensional FEM and one-dimensional FDM. First, the model is applied to simulation of the deformation and the temperature of the material in actual three-roll rolling processes, and calculated shape and surface temperature of the material are found to agree well with measured ones. Next, three-roll and two-roll caliber rolling processes in which round bars are produced from themselves after two passes are designed. Finally, calculated equivalent strain and temperature distributions of the material in the three roll rolling process are compared with those in the two-roll caliber rolling process, and difference between the three roll rolling and the two-roll caliber rolling is clarified.

Key Words: Plastic Working, Numerical Analysis, Finite Element Method, Finite Difference Method, Rolling, Deformation, Temperature

1. 緒 言

三方ロール圧延は、互いに 120 度の角度をなす三方向からロールで材料を圧下する圧延である⁽¹⁾。炭素鋼の圧延ではコックス式圧延機⁽²⁾、非鉄金属の圧延ではプロペルチ式圧延機⁽³⁾がよく知られており、これらにより棒材や線材が製造されている。上ロールと下ロールの二ロールによる孔型圧延よりも三方ロール圧延のほうが、ロールによる材料の拘束が大きく、したがって寸法精度の高い製品が得られるといわれている。三方ロール圧延に関する研究は、堀端ら⁽⁴⁾や柳本ら⁽⁵⁾により行われているが、これらにより必ずしも十分な見が得られたとはいえない。

著者は前報⁽⁶⁾で二ロールによる多パス孔型圧延の変形および温度解析が行える汎用シミュレータを開発した。そして、実生産ラインの数値シミュレーションを行い、この汎用シミュレータの有効性を示した。その特徴はその温度解析法にある。すなわち、熱間圧延では高温である材料と室温であるロールの間の熱伝導が起り、材料とロールの接触面近傍では温度分布が

急激に変化する。この温度分布を変形解析に用いた比較的粗い要素分割を用いて FEM により求めることは困難である。そこで、接触面近傍の領域を一次元 FDM により、その他の領域を三次元 FEM により解析するという解析法を提案している。

本研究ではまず、この汎用シミュレータを多パス三方ロール圧延の変形および温度解析が行えるように改良する。そして、熱間圧延および冷間圧延の実生産ラインの数値シミュレーションを行い、改良した汎用シミュレータの有効性を示す。

さて、多パス三方ロール圧延と二ロールによる多パス孔型圧延の実生産ラインのパススケジュール(素材から製品までの孔型形状)によれば、2 パスごとに材料の横断面形状は円になる。そこで、丸棒素材が 2 パス圧延後に丸棒製品になるように、三方ロールおよび二ロールの孔型形状を設計する。そして、さまざまな素材直径と製品直径の比のもとで、三方ロール圧延と二ロールによる孔型圧延の数値シミュレーションを行い、これらの圧延の相違を明らかにする。

2. 解 析 法

2・1 変形解析 図 1 に三方ロール圧延および二ロールによる孔型圧延の要素分割と座標系を示す。孔

* 1994 年 5 月 28 日 平成 6 年度塑性加工春季講演会において講演、原稿受付 1995 年 4 月 24 日。

^{*1} 正員、大同工業大学 (〒457 名古屋市南区大同町 2-21)。

型圧延では対称性より全領域の1/4を解析したが、三方ロール圧延では対称性より全領域の1/6を解析する。また、孔型圧延では六面体要素だけを使用した。簡便性より三方ロール圧延でも六面体要素だけを使用する。通常の三次元剛塑性FEMにより材料の変形を解析する。なお、ペナルティ法により体積一定の条件を満足させる。

2・2 温度解析 全領域を温度解析するが、幅中央縦断面を例にとり説明する。図2に幅中央縦断面($y=0$)と出口幅中央(z 軸)の温度分布を示す。ここで、 h :接触面の z 座標である。また、図3に3章の第1スタンドの解析より得られた出口幅中央の接触面近傍の温度分布を示す。

2・2・1 接触面近傍(1D FDM) 材料とロールの接触面近傍では、接触面の接線方向の温度こう配が法線方向のそれに比べて無視できると仮定する。そして、この領域(①)の温度分布を一次元FDMにより解析する。熱伝導方程式および境界条件を次に示す。

$$\partial t_R / \partial \tau = (\lambda_R / c_R \rho_R) \cdot (\partial^2 t_R / \partial z'^2) \quad (z' > 0) \cdots \cdots (1)$$

$$\partial t_M / \partial \tau = (\lambda_M / c_M \rho_M) \cdot (\partial^2 t_M / \partial z'^2) + q_d / c_M \rho_M \quad (z' < 0) \cdots \cdots (2)$$

$$-\lambda_R \cdot (\partial t_R / \partial z') = -\lambda_M \cdot (\partial t_M / \partial z') + q_f$$

$$t_R = t_M \quad (z' = 0) \cdots \cdots (3)$$

ここで、

z' : 接触面の法線方向座標

t : 温度

τ : 時間

λ : 熱伝導率

c : 比熱

ρ : 密度

q_d : 単位時間、単位体積当たりの塑性変形熱

q_f : 単位時間、単位面積当たりの摩擦熱

添字

R : ロール

M : 材料

である。ただし、仕事から熱への変換率は100%であると仮定する。なお、 $z' > 0$ の領域はロール、 $z' = 0$ は接触面、そして $z' < 0$ の領域は材料を表す。

$\tau = 0$ のとき $z' = 0$ の点は材料とロールの接触開始点であり、時間の経過とともにその点は速度場の流線に沿って移動する。そして、その点が出口面($x=0$)に達したとき解析を終了する。 $z' = 0$ の点が幅中央縦断面内を接触開始点から出口面まで移動した後の温度分布が図3に示されている。次に、出口面の $z' < 0$ の領域の温度こう配に注目する。それがほぼ零になる位置を求め、その位置から接触面までの距離を δ とする。接触面から δ の距離にある面を仮想し、この面を断熱面と考える。なお、図3では δ は約0.5mmである。

2・2・2 接触面近傍以外(3D FEM) 接触面近傍以外の領域(②)の温度分布を三次元FEMにより解析する。すなわち、次に示すエネルギー方程式を解き、温度分布を求める。ただし、 v_x, v_y, v_z : x, y, z 方向の速度成分である。

$$\begin{aligned} c_M \rho_M \cdot \{v_x \cdot (\partial t_M / \partial x) + v_y \cdot (\partial t_M / \partial y) + v_z \cdot (\partial t_M / \partial z)\} \\ = \lambda_M \cdot \{(\partial^2 t_M / \partial x^2) + (\partial^2 t_M / \partial y^2) \\ + (\partial^2 t_M / \partial z^2)\} + q_d \cdots \cdots (4) \end{aligned}$$

Fig. 1 Coordinate system and finite element divisions

Fig. 2 Explanation of method of analyzing temperature

Fig. 3 Temperature distribution near contact surface

まず、変形解析に用いた要素分割と同じそれを用いる。ただし、ロール接触面上にある節点を z' 軸の負の方向に δ だけ移動する。そして、その節点の境界条件を断熱にする。また、自由表面上にある節点の境界条件を熱伝達および熱放射にする。

2・2・3 スタンド間(2D FEM) スタンド間では圧延方向の温度こう配が横断面内のそれに比べて無視できると仮定する。そこで、この領域の温度分布を二次元 FEM により解析する。すなわち、次に示す熱伝導方程式を解き、温度分布を求める。

$$\lambda_M \cdot \{(\partial^2 t_M / \partial y^2) + (\partial^2 t_M / \partial z^2)\} = 0 \quad \cdots \cdots (5)$$

まず、変形解析に用いた出口面の要素分割と同じそれを用いる。そして、出口面の温度分布をスタンド間入口面のそれと一致させる。ただし、図3に示したような差分間隔の細かい一次元 FDM による温度分布を、要素分割の粗い二次元 FEM のそれに一致させることはできない。そこで、スタンド間入口面の材料表面の節点温度を図2のように出口面の熱容量とスタンド間入口面のそれが一致するように定める。なお、自由表面上にある節点の境界条件を熱伝達および熱放射にする。

2・3 変形抵抗および流れ図 志田の炭素鋼の変形抵抗式⁽⁷⁾を用いる。簡略化したこの式を次に示す。

$$\sigma_{eq} = \sigma_t(t) \cdot \sigma_e(\epsilon_{eq}) \cdot (\dot{\epsilon}_{eq} / 10)^{m(t)} \quad \cdots \cdots (6)$$

ここで、この点の適用範囲を次に示す。相当ひずみ $\epsilon_{eq} : \sim 0.7$, 相当ひずみ速度 $\dot{\epsilon}_{eq} : 0.1 \sim 100/s$, 温度 $t : 700 \sim 1200^\circ C$, ϵ_{eq} や t がこの範囲外にある場合、

上式を次のように修正する。

$$\sigma_e(\epsilon_{eq}) = \sigma_e(0.7) \quad (\epsilon_{eq} > 0.7) \quad \cdots \cdots (7)$$

$$\sigma_t(t) = \sigma_t(700^\circ C), m(t) = m(700^\circ C) \quad (t < 700^\circ C) \quad \cdots \cdots (8)$$

図4に解析全体の流れ図を示す。

3. 解析結果

3・1 実生産ラインの解析 図5に実生産ラインのパススケジュールを示す。素材は $\phi 27$ mm, 製品は $\phi 23$ mm の棒鋼である。また全スタンド(圧延機)数は3である。表1(a)に計算条件を示す。材料とロールの間の摩擦状態を固着と仮定する。また、文献(8)に示された炭素鋼の熱伝導率および比熱を使用する。

素材は多パス孔型圧延により作られる。そのため、第1スタンド入口面の材料表面温度は既知であるが、温度分布は不明である。一方、前報⁽⁶⁾では115 mm 角のピレットから $\phi 24$ mm の棒鋼を得る工程の数値シミュレーションを行った。そこで、前報で得られた温度分布を参考にその温度分布を次のように仮定する。

- ①材料中央温度と材料表面温度の差は $100^\circ C$ である。
- ②材料温度は無次元化半径の二乗の関数である。

Table 1 Analytical conditions

Condition	(a)	(b)
Carbon content (mass %)	0.30	0.30
Velocity of material at entrance (m/s)	10.2	20.0
Initial temperature of material ($^\circ C$)	1020	1000
Temperature of roll ($^\circ C$)	50	50
Atmospheric temperature ($^\circ C$)	20	20
Heat transfer coefficient (W/m^2K)	20	20
Emissivity	0.6	0.6

Fig. 4 Flow chart of entire analysis

Fig. 5 Pass schedule

すなわち、その温度分布を次式で仮定する。ここで、 r ：素材の半径方向座標、 r_0 ：素材の半径である。

$$t_M = -100(r/r_0)^2 + 1120 \quad [^\circ\text{C}] \quad \cdots\cdots(9)$$

図6に圧延前後の横断面の要素分割を示す。図6に材料形状の実測値を点線で補足する。図6より解析結果は実測値とよく一致する。図7に各スタンドのスタンド間出口面の材料中央(同図の点C)温度、材料角部(同図の点S)温度、平均温度、そして第3スタンドのスタンド間出口面の温度分布を示す。スタンド番号の増加とともに材料中央温度は上昇し、材料平均温度は下降する。図7に材料角部温度の実測値を補足する。第1スタンド入口面の温度分布は式(9)で与えられたように仮定であるが、解析結果と実測値はよく一致する。

以上、解析結果およびそれと実測値の比較より本解析法の妥当性が確認された。

3.2 三方ロール圧延と孔型圧延の比較 プロペルチ式圧延機による三方ロール圧延のパススケジュールおよび前報⁶⁾の孔型圧延のそれによれば、2パスごとに材料の横断面形状は円になる。そこで、丸棒素材が2パス圧延後に丸棒製品になるように三方ロール圧延および二ロールによる孔型圧延のパススケジュールを設定する。

素材は $\phi 20$ mm、製品は $\phi 19$ mm、 $\phi 18$ mm、 $\phi 17$ mm、 $\phi 16$ mmの棒鋼である。第1スタンドの孔型形

状を表2に示す。第2スタンドのそれは製品形状と一致するためそれを表示しない。第1スタンドの孔型形状を以下の手順で決定する。まず、製品直径に依存する孔型曲率半径を決定する。次に、孔型深さを適当に与えて第1および第2スタンドの数値シミュレーションを行う。製品直径の解析結果が要求されたそれよりも、大きい場合第1スタンドの孔型深さを減少させて、小さい場合それを増加させて、再度数値シミュレーションを行う。製品直径の解析結果が要求されたそれと一致するまで、第1スタンドの孔型深さを修正する。なお、 $\phi 15$ mm以下の棒鋼を得ることは材料が孔型に過充滿するため不可能である。すなわち、計算を行った製品直径の範囲は圧延可能なそれに一致する。

ロール軸間距離は400 mm、スタンド間距離は1.5 mであり、材料とロールの間の摩擦状態を固着と仮定する。その他の計算条件を表1(b)に示す。

図8に圧延後の横断面の相当ひずみ分布を示す。図より、三方ロール圧延では材料表面付近の相当ひずみが大きく、材料中央付近のそれは小さい。一方、二ロールによる孔型圧延では圧下方向および幅方向から45度をなす方向($y=z$)の相当ひずみが大きい。

Table 2 Shapes of caliber in first stand

product (mm)	shape of caliber			
	3roll		2roll	
	depth (mm)	radius (mm)	depth (mm)	radius (mm)
$\phi 19$	9.4	15	9.2	15
$\phi 18$	8.8	20	7.9	20
$\phi 17$	8.2	25	6.5	25
$\phi 16$	7.5	30	5.5	30

Fig. 6 Finite element meshes of cross section

Fig. 7 Temperatures in each stand and temperature distribution

Fig. 8 Equivalent strain distributions in cross section

なお、一軸引張りにより $\phi 20$ mm の素材から $\phi 18$ mm の棒鋼を得れば相当ひずみは $2 \cdot \ln(20/18) = 0.21$ になる。また、 $\phi 16$ mm の棒鋼を得れば相当ひずみは $2 \cdot \ln(20/16) = 0.45$ になる。圧延では材料は非常に不均一な変形を受ける。そのため、圧延により材料が得る相当ひずみは一軸引張りによるそれに比べてはるかに大きい。

図 9 に(製品直径/素材直径)と圧延後の横断面の平均相当ひずみおよび相当ひずみの標準偏差⁽⁵⁾の関係を示す。図 9 より、両直径比の減少とともに三方ロール圧延および二ロールによる孔型圧延の平均相当ひずみおよび相当ひずみの標準偏差は増加する。また、三方ロール圧延の平均相当ひずみは孔型圧延のそれに比べて小さい。これは三方ロール圧延の圧下量および幅広がり量が孔型圧延のそれらに比べて小さいからである。ここで前者は表 2 より確認できる。一方、三方ロール圧延の相当ひずみの標準偏差は、両直径比が大きい場合孔型圧延のそれとほぼ等しいが、両直径比が小さい場合孔型圧延のそれよりも小さい。

図 10 に第 2 スタンドのスタンド間出口面の温度分

Fig. 9 Mean equivalent strain and standard deviation of equivalent strain

Fig. 10 Temperature distributions in exit cross section

布を示す。図 10 より、三方ロール圧延および二ロールによる孔型圧延では材料表面付近の温度が低く、材料中央付近のそれは高い。前者の原因は材料からロールへの熱の移動であり、後者の原因は塑性変形による発熱である。

図 11 に(製品直径/素材直径)と第 2 スタンドのスタンド間出口面の平均温度および温度の標準偏差の関係を示す。図 11 より、両直径比の減少とともに三方ロール圧延および二ロールによる孔型圧延の平均温度および温度の標準偏差は増加する。ただし、三方ロール圧延のそれらの変化は非常に小さい。また、三方ロール圧延の平均温度は孔型圧延のそれに比べて小さい。これは三方ロール圧延の塑性変形による発熱量が孔型圧延のそれに比べて小さいからである。これは三方ロール圧延の平均相当ひずみが孔型圧延のそれに比べて小さいことから理解できる。一方、三方ロール圧延の温度の標準偏差は、両直径比が大きい場合孔型圧延のそれよりも大きい、両直径比が小さい場合孔型圧延のそれよりも小さい。

図 12 に(製品直径/素材直径)と圧延荷重および圧延トルクの関係を示す。ここで、圧延荷重および圧延トルクはロール 1 本当り第 1 スタンドと第 2 スタンドのこれらの平均値である。図 12 より、両直径比の減

Fig. 11 Mean temperature and standard deviation of temperature

Fig. 12 Mean load and mean torque

少とともに三方ロール圧延および二ロールによる孔型圧延の圧延荷重および圧延トルクは増加する。また、三方ロール圧延の圧延荷重および圧延トルクは孔型圧延のそれらに比べて小さい。

以上、三方ロール圧延と二ロールによる孔型圧延の相違は次のようにまとめられる。三方ロール圧延の平均相当ひずみ、平均温度、圧延荷重、圧延トルクは孔型圧延のそれらよりも小さい。一方、三方ロール圧延の相当ひずみの標準偏差、温度の標準偏差は、(製品直径/素材直径)が大きい場合孔型圧延のそれらと等しいまたはそれらよりも大きい。また、(製品直径/素材直径)が小さい場合孔型圧延のそれらよりも小さい。これらの標準偏差が小さいほど製品の品質が高いと考えれば、両直径比が小さい場合、三方ロール圧延で得られる製品の品質は孔型圧延のそれよりも高いといえる。

4. 結 言

実際の孔型設計に用いることができる三方ロール圧延の変形および温度解析法を提案した。ここで、変形解析法は通常の三次元剛塑性FEMである。一方、温度解析法は三次元FEM、二次元FEMそして一次元

FDMを組み合わせた解析法である。まず、熱間圧延の実生産ラインの数値シミュレーションを行い、得られた材料形状や材料表面温度が実測値とよく一致することを確認した。次に、丸棒素材から丸棒製品が得られるように三方ロール圧延および二ロールによる孔型圧延のパススケジュールを設定した。そして、三方ロール圧延および孔型圧延の数値シミュレーションを行い、これらの圧延の相違を明らかにした。

最後に貴重な資料を提供していただいた(株)コベルコ科研の森賀幹夫課長に感謝する。

文 献

- (1) 堀端真彦・本村貢, 塑性と加工, **34**-384 (1993), 49-54.
- (2) Kaiser, W. and Brauer, H., *Iron Steel Eng.*, **61**-6 (1984), 72-79.
- (3) Properzi, G. and Tranier, J., *Wire J. Int.*, **16**-7 (1983), 64-68.
- (4) 本村貢・堀端真彦, 塑性と加工, **27** 306 (1986), 827-832.
- (5) 柳本潤・ほか2名, 塑性と加工, **34** 384 (1993), 75-80.
- (6) 小森和武, 機論, **59**-568, A (1993), 2993-2999.
- (7) 志田茂, 塑性と加工, **10**-103 (1969), 610-616.
- (8) 日本鉄鋼協会編, 鉄鋼便覧 I, (1980), 213, 丸善.