

熱延板プロフィール予測モデルの高精度化

佐々木 保*・柳本 潤*²・河野 輝雄*・木内 学*²

Mathematical Models for Accurately Predicting Sheet Profile in Hot Rolling

Tamotsu SASAKI, Jun YANAGIMOTO, Teruo KONO and Manabu KIUCHI

Synopsis : Advanced mathematical models for predicting sheet profile in hot rolling have been developed. One of the models is a 3-dimensional FEM model, which is named as "CORMILL (Computational Rolling Mill) System", based on the combination of the 3-dimensional rigid-plastic FEM for sheet deformation and the 3-dimensional elastic FEM for work roll deformation. Another is a matrix calculation method which is applicable to sheet profile control in production mills.

Numerical analysis of sheet profile and lateral spread is compared with measurements in 4-Hi experimental hot rolling. As a result, it has become clear that CORMILL System can give us accurate estimation of sheet profile and lateral spread and that the matrix model improved in estimation of rolling force near the sheet edge will have the same accuracy as CORMILL System.

Key words : hot rolling ; cross sectional profile ; lateral spread ; 3-dimensional FEM analysis.

1. 緒言

熱延仕上圧延では板クラウン制御は最も重要な圧延技術の1つであり、これまでHCミル¹⁾、PCミル²⁾等の大きな板クラウン制御能力を有する圧延機の開発や、仕上タンデムミルの板クラウンセットアップ制御技術³⁾、板プロフィール計や平坦度計を用いた制御手法⁴⁾の開発が行なわれている。しかし、年々製品の板厚精度要求が厳しくなり、しかも高張力鋼板等高荷重圧延の薄物材が増加しつつあり、板クラウン及びエッジドロップのより一層の低減が大きな課題となっている。

多種類の材質・寸法の製品を製造する熱延仕上圧延で、板クラウン及びエッジドロップを低減するためには、仕上ミル各スタンドで圧延条件が製品ごとに大きく変化しても板プロフィールを精度良く予測し、適切な板クラウンに圧延されるように制御する事が重要であり、高精度板プロフィール予測モデルの開発が必須である。現在オンラインで行なっている板プロフィール計算では、ロールを胴長方向に分割してロール軸芯たわみ解析とロール偏平解析を行なう、いわゆる分割モデル⁵⁾を用いているが、従来より分割モデルでは特にエッジ近傍の板プロフィール予測精度に問題があるとされており、これを改善する必要がある。

ところで、近年FEM解析技術の発達に伴い、熱延板プロフィール解析への3次元剛塑性FEMの適用が試みられるよう

になった。筆者らも、ラグランジェ乗数法3次元剛塑性FEMによる圧延材変形解析と3次元弾性FEM及び分割モデルによるワークロール(以後WRと記す)変形解析を連成させたFEMモデルを熱間薄板圧延へ適用し、板プロフィール及び幅拡がりを精度良く予測できる事を明らかにしている⁶⁾。しかし、FEMモデルをオンラインモデルとして使用する事は不可能であり、実機プロセスの板クラウン制御精度向上のためには、FEMモデル解析から得られた知見をオンライン分割モデルの精度向上に役立てる事が重要である。

本研究では、実験用4Hiミルを用いた熱間圧延を対象に、上記FEMモデルを用いた板プロフィール及び幅拡がり予測結果と、張力フィードバックを考慮した分割モデルの予測結果を比較し、提案した分割モデルの精度検証を行うと共に、さらに精度を向上させるために必要な改善点について考察する。

2. 板プロフィール及び幅拡がり予測モデル

2・1 3次元FEMモデル (CORMILL System)

3次元FEM解析には東京大学生産技術研究所で開発されたCORMILL (Computational Rolling Mill) Systemを用いた。CORMILL Systemの概要をFig. 1に、解析手順をFig. 2に示す。CORMILL Systemは、圧延材の変形解析をラグランジェ乗数法3次元剛塑性FEMで行ない、圧延材変形解

平成4年7月10日受付 平成4年12月8日受理 (Received on July 10, 1992; Accepted on Dec. 8, 1992)

* 住友金属工業(株)鉄鋼技術研究所 (Iron & Steel Research Laboratory, Sumitomo Metal Industries, Ltd., 16-1 Oaza-Sunayama Hasakimachi Kashima-gun, Ibaraki-ken)

* 2 東京大学生産技術研究所 (Institute of Industrial Science, The University of Tokyo)

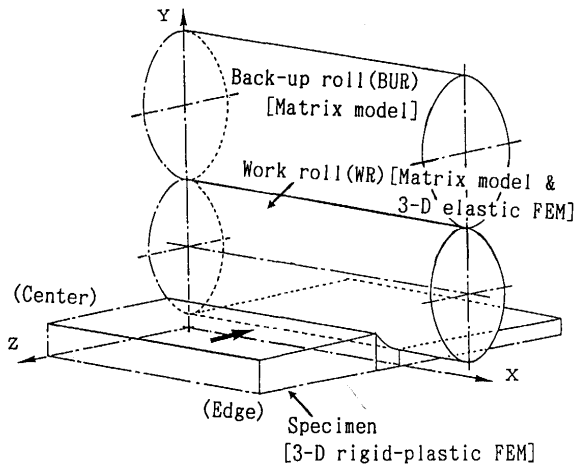


Fig. 1. "Computational Rolling Mill (CORMILL)" System.

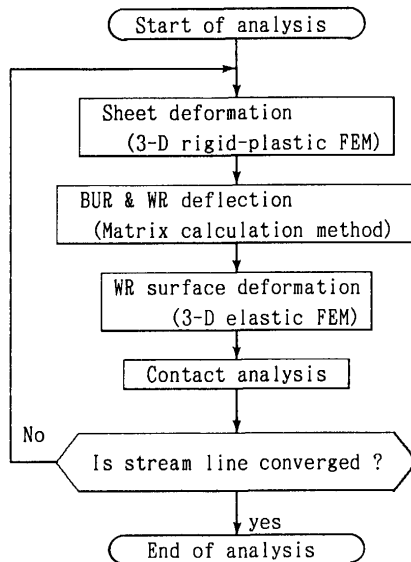


Fig. 2. Block diagram of CORMILL System for strip rolling by 4-Hi mill.

析から得られた圧延圧力分布と、分割モデル計算により得られたWR軸芯たわみを境界条件に、3次元弾性FEMでWR変形を算出するモデルである。CORMILL Systemの特徴を以下に示す。

(1) 圧延材の純3次元塑性変形の高精度解析が可能である。

(2) WR軸芯たわみによるポアソン効果を考慮でき、WR偏平変形を含めた表面変形をより厳密に取り扱う事が可能である。

なお、CORMILL Systemの解析手法の詳細については文献6)～8)を参照されたい。

2.2 分割モデル

分割モデルは、ロールを胴長方向に小さい領域に分割し、各分割区間内では、圧延荷重・ロール間接触荷重は一樣とみなしてWR変形計算を行なって、板プロフィールを算出する

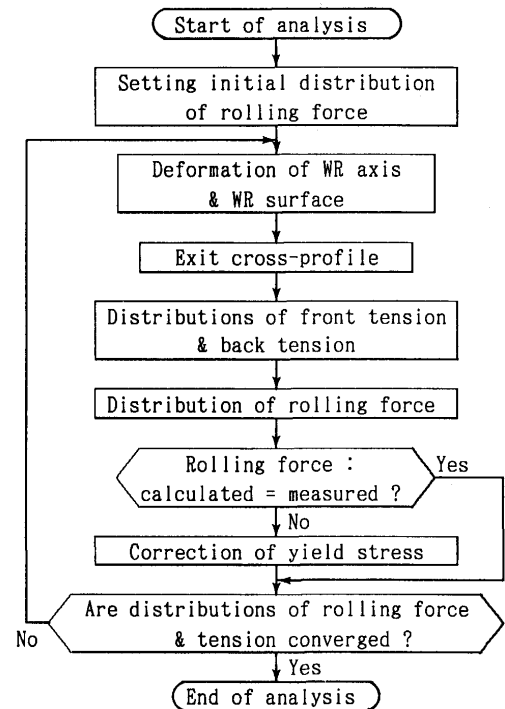


Fig. 3. Block diagram of matrix calculation method for rolled strip profile.

モデルである。

Fig. 3に計算手順を示す。圧延材との接触によるWR偏平については、半無限弾性体の変形解を用いて弾性体の表面変位とWR半径深さの位置での変位の差で算出した⁹⁾。また、圧延荷重分布については、形状変化係数¹⁰⁾を用いて張力フィードバック効果を考慮し、実測荷重に計算荷重が一致するように平均変形抵抗を修正しつつ、Simsの熱間圧延荷重式により算出した。ここで、ロールバイト入出側の張力分布計算については、Shohetの考え方¹¹⁾を拡張して次のように求めた。

ロールバイト出口の張力分布計算方法について説明する。ロールバイト出口の分割区間*i*での板幅中央を基準とした板厚歪偏差 $\Delta\epsilon_{Hi}$ は、中立点での板厚を基準とした幅中央区間と*i*区間のそれぞれの板厚歪から求める。ロールバイト出口の*i*区間の伸び差率 $\Delta\epsilon_{Li}$ は、ラテラルメタルフローを考慮した関係式

$$\Delta\epsilon_{Li} = \eta_i \cdot \Delta\epsilon_{Hi} \quad (\eta_i: i \text{ 区間の形状変化係数}) \quad \cdots \cdots (1)$$

から算出し、ロールバイト出口の張力偏差 $\Delta\sigma_i$ は、

$$\Delta\sigma_i = E \cdot \Delta\epsilon_{Li} \quad (E: \text{圧延材ヤング率}) \quad \cdots \cdots (2)$$

で求められるとし、下記の(3)式でロールバイト出口*i*区間の張力を計算した。

$$\sigma_i = \frac{E \cdot \sum_{j=1}^n \eta_j \cdot \Delta\epsilon_{Hj} \cdot h_j \cdot \Delta X_j}{\sum_{k=1}^n h_k \cdot \Delta X_k} - E \cdot \eta_i \Delta\epsilon_{Hi} + \bar{\sigma} \quad \cdots \cdots (3)$$

ただし、 ΔX は*j*区間幅、 h_j は*j*区間の出側板厚、 $\bar{\sigma}$ は出側の平

均張力、 n は圧延材分割数を表す。入側張力分布についても同様の方法で計算した。

入出側張力分布を算出する従来の方法として、入出側の板クラウン比率変化により生じる入側基準の出側伸び差率が全て出側の張力差となり、入側張力は出側張力に等しいとして計算する方法が提案されている¹²⁾。これに対し、上述した筆者ら提案の張力分布計算方法は、中立点位置での幅方向伸び差は無いと考えて、圧延前後の伸び差率をロールバイト入側と出側に配分して張力分布を計算するモデルとなっている。ただし、提案モデルは強制的に各分割区間で中立点位置を同一にするような操作は行なっておらず、各分割区間で中立点位置は大略同一となるが、厳密には一致しない。実際の計算結果は後に示すが、本方法では入側張力と出側張力の分布はほぼ一致する。また、張力フィードバック効果は、従来方法に比べ半減する事になるが、クラウン制御手段の板クラウン変更効果もほぼ実測値に等しい事を確認しており、従来方法においてクラウン制御手段の効果を過小評価する¹²⁾原因は、張力フィードバック効果を過大評価していたためと考えられる。

圧延後の幅拡がり ΔW については、形状変化係数 η_i 、及び板プロフィール計算結果から求められる入側板厚基準の出側板厚歪偏差 $\Delta \epsilon'_{H1}$ から、下記(4)式で算出した。

$$\Delta W = \sum_{j=1}^n (1 - \eta_j) \cdot \Delta \epsilon'_{Hj} \dots\dots\dots (4)$$

ここで、板幅中央位置では平面歪条件が成り立つと仮定している。

3. 解析モデルの精度評価

3・1 圧延テスト方法

Table 1に実験条件を示す。テスト用圧延機は実機の約1/4縮尺であるが¹³⁾、実機に比べロール胴長/ロール径の値がやや小さく、WRたわみが生じにくい条件となっている。板プロフィールはWRに半径当り-50, 0, 50 μ mの2次曲線クラウンを付与して変更した。圧延試片には低炭素鋼(SPCC)を用い、スケール発生による板プロフィール実測誤差を低減

Table 1. Experimental conditions.

Specimen (Low carbon steel)	
Thickness	: 3mm
Crown	: <10 μ m
Width	: 250mm
Mill dimensions (4Hi-mill)	
BUR diameter	: 350mm
WR diameter	: 200mm
Barrel length	: 400mm
WR crown	: -50~50 μ m
Rolling conditions	
Reduction	: 30%
Temperature	: 900°C
WR velocity	: 60m/min

するために、長手方向中央部をカバー材(板厚1~2mmの鋼板)で被った状態で1050°Cまで加熱し、圧延機入側温度900°Cで圧延テストを実施した。圧延後は室温まで空冷し、板プロフィールと形状を実測した。板プロフィールの測定は上下2本のマグネスケールで行なったが、用いたセンサーの分解能は1 μ mであり、幅方向1mmピッチで板厚を実測した。また、形状実測にはレーザ変位計を用いたオフラインシェープメータを使用し¹⁴⁾、幅方向10点の位置の伸び差率を実測した。

3・2 CORMILL Systemの計算条件

Fig. 4にCORMILL Systemの要素分割を示す。本モデルは上下及び左右対称の薄板圧延モデルであり、要素として8節点ソリッド要素を用いている。WRは胴長方向16分割、高さ方向8分割、圧延方向16分割の合計2048要素で、圧延材は幅方向10分割、厚み方向3分割、圧延方向15分割(ミル入側4分割、ロールバイト内8分割、ミル出側3分割)の合計450要素で解析を実施した。計算の収束判定は出側板厚分布変化が1 μ m以下となる事を条件とした。解析に使用した諸定数はTable 2に示した値を用い、その他の解析条件についてはTable 1に示した実験条件に準じている。

3・3 分割モデル計算条件

分割モデルのロール分割数は、全胴長で41分割とした。なお、板幅端部近傍の6分割区間は、他区間の1/4分割幅となるように細分割している。分割モデル計算条件もTable 1に示した実験条件に準じたが、特に変形抵抗については2・2節で述べたように実測荷重(約1130kN)に一致するよう

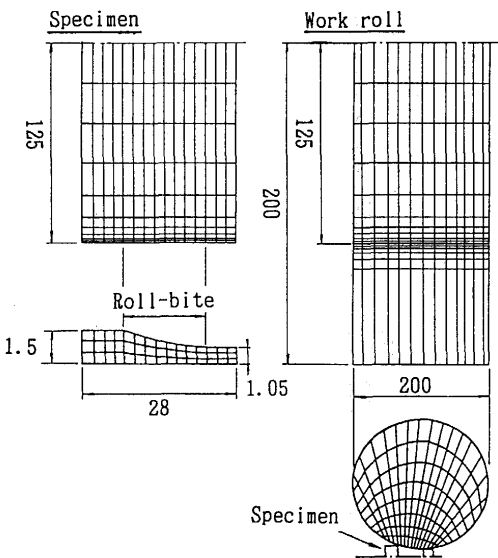


Fig. 4. Finite element mesh system of CORMILL.

Table 2. Conditions for FEM analysis.

WR Young's modulus	: 208.8GPa
WR Poisson's ratio	: 0.3
Flow stress σ	: $\sigma = 188e^{0.21\epsilon^{0.13}}$
Friction coefficient	: 0.25

に与えた。また、(3)式で使用した圧延材のヤング率 E は99.4GPa¹⁵⁾とした。

分割モデルでの板プロフィール予測精度を向上させるには、張力フィードバック効果を精度良く予測する事が重要で、(3)式の形状変化係数 η の与え方がポイントとなる。そこで、板厚3mm、板幅200~300mmの低炭素鋼をTable 1に準じた条件で圧延し、板幅端部から10mm、25mm、50mmの位置での板クラウン比率変化と伸び差率の関係を調査し、幅方向の分布を考慮して以下のように形状変化係数を与えた。Fig. 5は板幅端部から10mmの位置の板クラウン比率変化 $\Delta\gamma_{10}$ と伸び差率 $\Delta\epsilon_{L10}$ の関係を調査した結果である。本図から板幅端部10mm位置の形状変化係数 η_{10} ($=\Delta\epsilon_{L10}/\Delta\gamma_{10}$)を0.1と近似した。Fig. 6はさらに板幅端部から25mm、50mmの位置の η を求めた結果を示している。この結果から η を下式で与える事にした。

$$\eta = 3.13 \times 10^{-6} \chi_E^3 - 3.23 \times 10^{-4} \chi_E^2 + 1.29 \times 10^{-2} \chi_E \cdots (5)$$

ここで χ_E は板幅端部からの距離 (mm) を表わし、 χ_E が50mm以上では一定とした。

3・4 CORMILL Systemの板プロフィール予測精度

分割モデルによる圧延荷重・張力分布の計算精度は、CORMILL System計算結果との比較により評価したが、ここでは、その評価基準となるCORMILL Systemの計算精度を検証するため、板プロフィール・幅広がり実測値と計算値を比

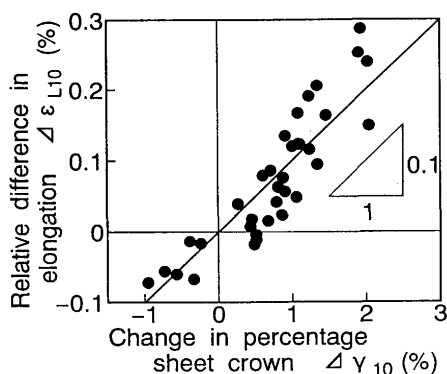


Fig. 5. Relationship between change in crown ratio and relative difference in elongation.

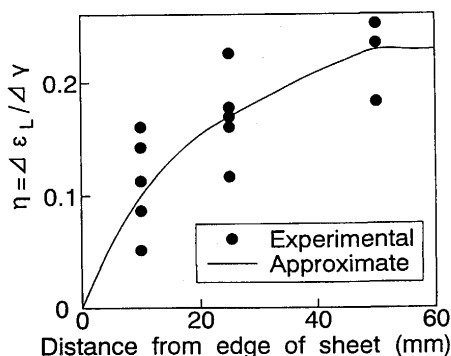


Fig. 6. Distribution of η .

較した結果について説明する。

Fig. 7に板プロフィールの計算結果と実測結果を示す。WRに $-50\mu\text{m}$ /半径の2次曲線クラウンを付与した場合、CORMILL Systemではエッジドロップも含めて実測結果と良く一致する。一方、 $50\mu\text{m}$ /半径のWRクラウンで板クラウンOを狙った場合には、実測結果は板幅中央から約100mmの位置で最大板厚となるいわゆるキャッツイヤ型の板プロフィールとなるが、計算結果は通常の凸型板プロフィールとなっている。最大でも $20\mu\text{m}$ 程度の誤差であるが、実測値と計算値で板プロフィールパターンが異なっている。圧延テストではWRの摩耗・ヒートクラウンの影響は小さい事を確認しており、CORMILL Systemは、板クラウンが正となる通常の圧延条件では高精度で板プロフィール予測が可能であるが、負の板クラウン条件では板幅端部近傍の板プロフィール予測精度に検討の余地が残る。この予測誤差は圧延荷重分布計算の誤差が主原因と考えられ、要素分割の改良、応力-歪関係式の精度向上、ロールバイト入出側直近を含めて圧延材を剛塑性近似することの妥当性の検討が課題である。

Fig. 8は幅広がり分布を示した図である。ここで、実測幅広がり分布は、板クラウン比率変化 $\Delta\gamma$ と伸び差率 $\Delta\epsilon_L$ の実測値より下式で求めた。

$$\Delta W(\chi) = \int_0^\chi (\Delta\gamma(\chi) - \Delta\epsilon_L(\chi)) d\chi \cdots (6)$$

板プロフィール同様、 $-50\mu\text{m}$ /半径クラウンWRでの圧延では実測値と計算値は良く一致している。一方、 $50\mu\text{m}$ /半径クラウンWRでの予測誤差は、上述した板プロフィール予測精度誤差に起因する。

ここで示した圧延条件以外にも凸型板プロフィールとなる通常圧延条件では精度良く板プロフィールを予測できる事を確認しており、通常の圧延条件範囲ではCORMILL System

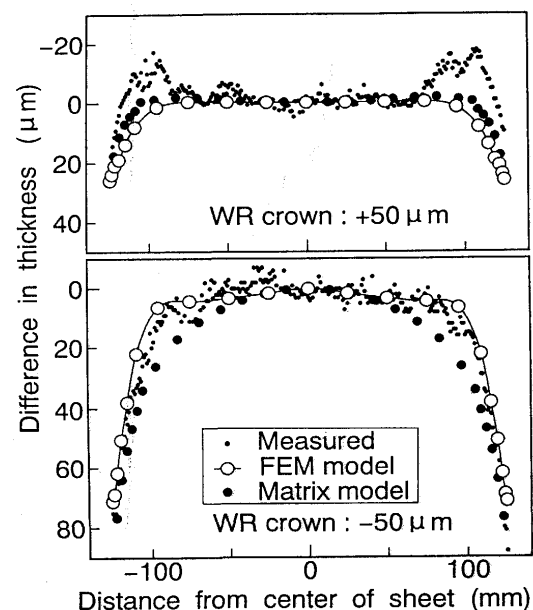


Fig. 7. Comparison between calculated and measured sheet profiles.

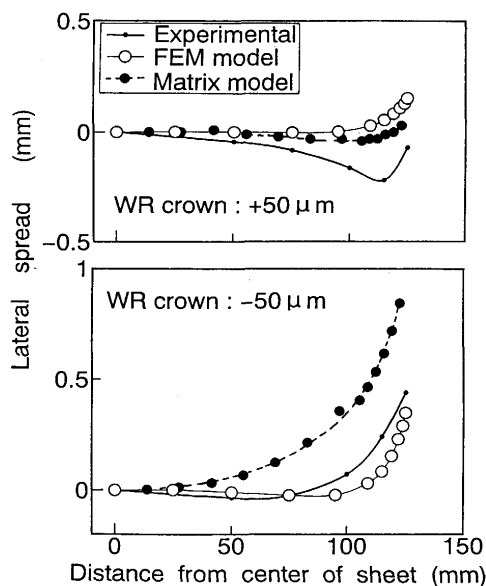


Fig. 8. Comparison of the lateral metal flow between analysis and experiment.

計算結果で分割モデルの圧延荷重・張力分布計算精度評価が可能であると考えられる。

3・5 分割モデルの板プロフィール・幅拡がり予測精度

本節では、前述の張力分布計算手法を用いた分割モデルの計算結果と圧延テスト結果を比較し、分割モデルの板プロフィール・幅拡がり予測精度を検証する。また、CORMILL System計算結果との比較により、分割モデル計算誤差の原因について考察する。

Fig. 7 に示したように、分割モデルによる板プロフィール予測の最大誤差は約 $15\mu\text{m}$ であり、予測精度としてはさほど低くない。しかし、より詳しく見ると $-50\mu\text{m}$ /半径のクラウンをWRに付与した場合には、分割モデル計算結果は板幅内部より板厚が減少しており、板クラウンを過大評価、エッジドロップを過小評価する傾向がある。また、 $50\mu\text{m}$ /半径のクラウン付与WRでの圧延では、CORMILL System同様キャッツイヤー型板プロフィールの予測はできず、分割モデルでは通常圧延条件の場合も含めて板幅端部からやや板幅内側の領域での板プロフィール予測精度向上が課題である。

分割モデルによる幅拡がり計算結果は、Fig. 8 に示したように過大評価となる。特に $-50\mu\text{m}$ /半径クラウンWR圧延では実測値の2倍程度となっている。この予測誤差は形状変化係数の推定誤差も一因ではあるが、板幅中央から50~100 mm範囲の板プロフィール実測値を用いて同一形状変化係数で計算すれば幅拡がりが半減し、実測幅拡がり分布と計算値がほぼ一致することから、板クラウンを過大評価している事が幅拡がり予測誤差の主要原因と考えられる。従って、板プロフィール予測精度が向上すれば、熱延仕上圧延のような薄板圧延での僅かな幅拡がりも(4)式に示した簡易な方法で精度良く予測可能である。

上述した分割モデルによる板プロフィール予測誤差の原因

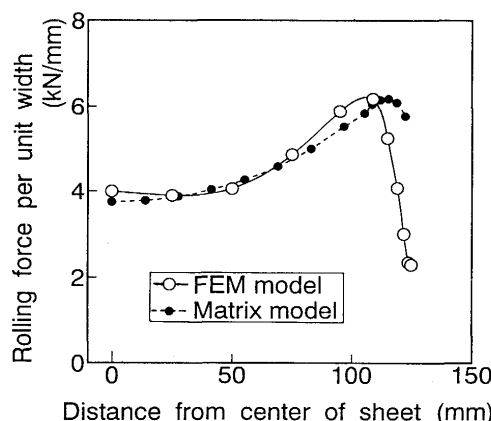


Fig. 9. Calculated distributions of rolling force [WR crown : $-50\mu\text{m}$].

としては以下の2点が考えられる。

- (1) 板幅方向圧延荷重分布の推定精度不良による誤差
 - (2) WR変形,特にWR偏平量の推定精度不良による誤差
- そこで、 $-50\mu\text{m}$ /半径のクラウンをWRに付与した圧延条件に関し、CORMILL Systemと分割モデル計算結果を比較し、上記予測誤差原因について考察する。

Fig. 9 に圧延荷重分布の計算結果を示す。板幅中央部ではCORMILL Systemと分割モデルの計算結果はほぼ一致する。板幅端部近傍については、CORMILL System計算では圧延荷重が大きく減少するのに対し、分割モデルでは板幅端部で若干荷重減少があるものの板幅端近傍で最大荷重となる分布を示している。この圧延荷重分布の違いは、Fig.10に示すように、CORMILL Systemと分割モデルでの前後方張力分布計算の違いによる。CORMILL Systemによる前後方張力分布計算では、板幅端部には大きな張力が作用し、板幅端で最大張力となり、板幅端部で圧延荷重が大きく減少する。この板幅端部の張力発生原因は以下のように説明できる。すなわち、板幅端に近いほどWRと圧延材間の摩擦拘束力が低下し、ラテラルメタルフローが増加するので圧延伸びが減少する。一方、板幅内部では幅方向にメタルフローが生じにくく、板幅内部の圧延伸びに板幅端部の圧延伸びを適合させる必要から張力が作用する。言い換えると、板幅内部ではWRと圧延材間の摩擦拘束によりラテラルメタルフローが抑止されているのに対し、板幅端部では前後方張力により抑制されていると言える。従って、板幅端部の張力は板クラウン比率変化にかかわらず発生する。これに対し、分割モデル計算では、板クラウン比率変化により生じる伸び差を考慮しているだけであるから、この張力発生を予測できない。すなわち、形状変化係数の調整のみではこの板幅端部の張力分布計算精度を向上させることは不可能である。従って、板幅端部の荷重減少を精度良く予測するためには、上述したような張力発生機構を説明可能な新たなモデルを追加する必要がある。

次に分割モデルのロール変形計算精度を検証した結果に

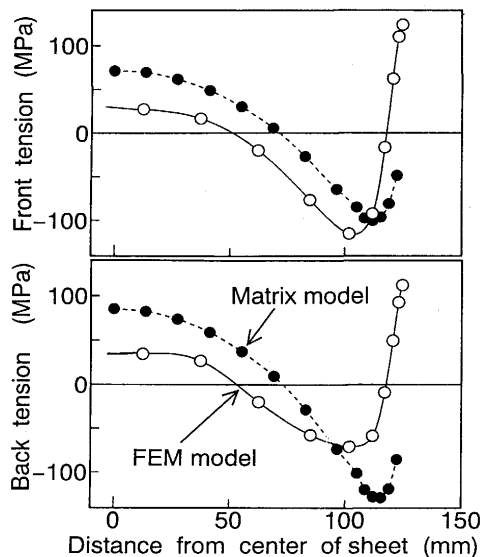


Fig. 10. Calculated distributions of front tension and back tension [WR crown: $-50\mu\text{m}$].

ついて説明する。検証方法としては、CORMILL Systemで計算した圧延荷重分布 (Fig. 9) を用いて分割モデルで板プロフィールを算出し、CORMILL System計算板プロフィールと比較するという方法をとった。検討結果をFig.11に示す。本図から判るように、CORMILL System計算荷重を用いた分割モデル計算板プロフィールは、CORMILL System計算板プロフィールにはほぼ一致する。従ってWR偏平を含めた分割モデルのロール変形計算精度は満足できるものである。

以上のことから、Fig. 7で示した分割モデルの板プロフィール予測誤差は、板幅端部の荷重減少予測精度不良が主原因であり、精度向上のためには、上述した様な板幅端部の張力発生挙動を考慮した荷重分布計算モデルの開発が必要である。

4. 結言

ラグランジュ乗数法剛塑性FEMと弾性FEMから成る3次元薄板圧延解析システム“CORMILL System”，及び実機板クラウン制御に適用可能な分割モデルの板プロフィール・幅広がり予測精度を検証するため、それぞれのモデルの計算結果とテスト用4 Hiミルを用いた熱間圧延結果を比較した。さらに、分割モデルの計算精度向上を目的として、分割モデルとCORMILL Systemの圧延荷重・張力分布計算結果を比較し、以下の事が判明した。

(1) CORMILL Systemでは、キャッツイヤー型板プロフィール予測には検討の余地が残されているものの、通常の凸型板プロフィール条件ではエッジドロップも含めて精度良く板プロフィールを予測できる事を確認した。

(2) 中立点を基準とした前後方張力計算手法と、実測板プロフィール・伸び差から定式化した形状変化係数を用いて、張力フィードバック効果を考慮した分割モデルでは、板ク

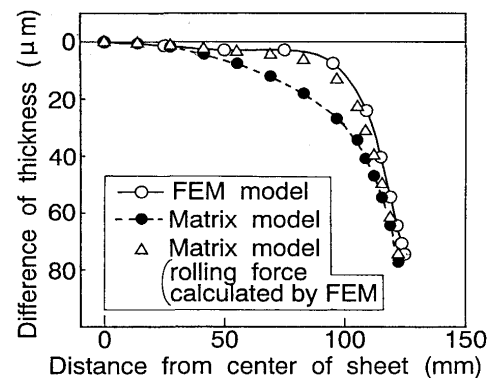


Fig. 11. Calculated sheet profiles [WR crown: $-50\mu\text{m}$].

ラウンは過大評価、エッジドロップは過小評価となる傾向はあるが、板プロフィールの予測が大略可能であることを確認した。

(3) CORMILL System計算圧延荷重分布を用いて分割モデルによる板プロフィール計算を実施したところ、CORMILL System計算板プロフィールにはほぼ一致し、分割モデルのロール変形計算精度は十分であることを検証した。

(4) 分割モデルの板プロフィール予測誤差は、板幅端部の摩擦拘束低下による圧延荷重減少を予測できない事が原因である。精度向上のためには、張力フィードバック効果だけでなく、摩擦力低下による張力増加を予測できるモデルの開発が必要である。

(5) 形状変化係数と板プロフィール計算結果から、熱間薄板圧延時の微小な幅広がり量を簡易に推定する事が可能である。

文 献

- 1) 梶原利幸, 藤野伸弘, 西 英俊, 志田 茂: 日立評論, **56** (1974), p. 919
- 2) 大森舜二, 塚本顕彦, 日野裕之, 中島浩衛, 中沢 吉: 塑性と加工, **28** (1987), p.1067
- 3) 中島浩衛, 菊間敏夫, 松本紘美, 増田一郎: 製鉄研究, (1979) 299, p.92
- 4) わが国における最近のホットストリップ製造技術 (日本鉄鋼協会特別報告書No 3), (1987), p.56
- 5) 例えば, 板圧延の理論と実際 (日本鉄鋼協会特別報告書No 36), (1984), p.89
- 6) 柳本 潤, 佐々木保, 木内 学, 河野輝雄: 塑性と加工, **33** (1992), p.1406
- 7) 柳本 潤, 木内 学, 中村 充, 倉橋隆郎: 塑性と加工, **32** (1991), p.1000
- 8) 柳本 潤, 木内 学: 塑性と加工, **32** (1991), p.1006
- 9) 河野輝雄, 美坂佳助: 鉄と鋼, **67** (1981), p.286
- 10) 栗津原博, 安田建一, 志田 茂, 梶原利幸: S 52 塑加春季講論, (1977), p.25
- 11) K.N.Shohet and N.A.Townsend: J.Iron Steel Inst., (1968) Nov., p.1088
- 12) 松本紘美, 中島浩衛, 菊間敏夫, 上堀雄司: 塑性と加工, **23** (1982), p.1201
- 13) 佐々木保, 新城昭夫, 国重和俊, 沖田美幸, 江袋忠男: 住友金属, **44** (1992), p.23
- 14) 寒川顕範, 河野輝雄: 塑性と加工, **32** (1991), p.575
- 15) 金属材料の弾性係数 (日本機械学会編), (1980), p.74