確率的最適化手法によるテンションレベリング工程の信頼性設計

濱崎 洋*・志垣 征聡*・吉田 総仁*・Vassili Toropov*²

Reliable Tension Leveling Process Design Using Stochastic Optimization

Hiroshi HAMASAKI, Masaki SHIGAKI, Fusahito YOSHIDA and Vassili TOROPOV

Synopsis : In this paper, reliability based design optimization method for the determination of tension leveling process combining Finite Element (FE) simulation and numerical stochastic optimization method has been proposed. For the tension leveling calculation, steady state analysis based on the incremental deformation theory of plasticity is adopted. In the simulation, Chaboche-Rousselier hardening rule is used for accurate cyclic stress-strain calculation. Since only steady state of a metallic strip is calculated and contact analysis can be avoided the computing cost of the FE simulation is very small compare to other non-steady FE simulations.

The optimization problem is formulated to minimize the probability of failure. In this problem, it is assumed that a failure product appears due to the tolerances of design variables such as tension load, roll-intermesh and so on, and uncontrollable variables like geometric parameters and mechanical properties. Tolerances of such parameters are assumed to appear in stochastic manner. For probability of failure estimation, Monte Carlo simulation, which virtually demonstrates a mass production by iteratively generating the design and uncontrollable variables randomly, is employed. Additionally, the response surface with Moving Least Square Method is used to reduce the computing time. The proposed optimization has been applied on the four-work-roll tension leveling process design problem. The obtained result is more reliable than the optimum obtained by the ordinary deterministic optimization method. Additionally, it is found that the tolerances of the initial yield stress and Young's modulus have a great influence on the residual curvature.

Key words: tension leveling; steady state FE simulation; process design; reliability; stochastic optimization.

1. はじめに

プレス成形等の金属板材塑性加工に先立ち、板を平坦に矯正する手法としてテンションレベリングが広く用いられている。テンションレベリングの数値解析技術についての議論は多く¹⁻³⁾、特に有限要素法(FEM)では繰り返し変形を考慮した精度のよい応力-ひずみ構成モデルを導入することで、残留応力や残留たわみ等の定量的予測が可能となっている⁴⁻⁶⁾。しかし、数値解析技術の向上、普及により実機による試行回数を削減できるようになったとはいえ、ロール押し込み量等の最適加工条件の決定には未だに経験や勘に頼るところが大きい。そこで、成形解析と数値最適化手法を組み合わせ、割れやしわの起こらない制約条件の下、ブランク廃棄量、あるいは成形品形状と目的形状の差を最小にするような最適化問題として加工プロセスを自動決定する手法が注目を集めている⁷⁻⁹⁾。一方コスト削減の観点から、大量生産における製品製造段階では、不良品の発現を可能な限り少なくすることが重要視される。この場合、成形ごとの加工条件のわずかな変動や、材料個体

ごとの機械的特性のばらつきが品質に影響を与えにくい、すなわち信頼性の高い加工プロセスの決定が最優先となる。

本稿では、テンションレベリング矯正条件の信頼性設計を目的とし、FEM解析と確率的数値最適化手法を組み合わせ、矯正後の板の残留曲率がロール押し込み量や張力などの加工条件、あるいはヤング率等の機械的特性のばらつきの影響を受けにくい加工プロセス自動決定手法を提案する。また、その数値解析結果を示すと共に、提案手法の有効性を検証する。

2. テンションレベリングFEM解析

Fig. 1に本研究で使ったテンションレベリングモデルの模式図を示す。1つのワークロールと2つのデフレクタロールからなる組が4組配置され、入り口側では板に張力を付与している。ここで決定すべき加工条件は、張力、および4つのワークロール押し込み量とし、その他の加工条件は一定とした。また、テンションレベリングのFEM解

平成21年3月18日受付 平成21年5月27日受理 (Received on Mar. 18, 2009; Accepted on May 27, 2009)

* 広島大学大学院工学研究科機械システム工学専攻 (Department of Mechanical System Engineering, Faculty of Engineering, Hiroshima University, 1-4-1 Kagamiyama Higashi-Hiroshima 739-8527)

*2 リーズ大学機械工学科 (School of Mechanical Engineering, University of Leeds)

Fig. 1. Schematic of the four-work-roll tension leveling.

析には、吉田らの提案する全ひずみ理論に基づく定常 FEM 解析手法を使用した¹⁰⁾。Fig. 2 に解析の流れ図を示す。本解析手法では、板厚方向に平面応力、板幅方向に平面ひずみとし、せん断変形は考慮せず Kirchhoff-Love の仮説が成り立つものと仮定した。矯正中の板の定常部において、流線に沿って要素が移動するときの応力-ひずみ履歴は、一つの応力-ひずみ曲線によって表される。そこで、各応力反転点において新たな座標系を設定し、それ以後の要素における変形状態を全ひずみ理論により記述していることが本解析の特徴である。

テンションレベリング解析には板の繰り返し応力反転挙動を精度良く表現できる弾塑性構成式が不可欠である。ここでは等方硬化と移動硬化を組み合わせた Chaboche-Rous-selier 型の複合硬化則¹¹⁾を使用した。降伏関数は次式に示す von Mises 型としている。

$$f = \frac{1}{2} (\mathbf{s} - \boldsymbol{\alpha}') : (\mathbf{s} - \boldsymbol{\alpha}') - \frac{1}{3} (Y_0 + R)^2 \quad \dots\dots\dots (1)$$

ここで $\mathbf{s}$, $\boldsymbol{\alpha}'$ はそれぞれ偏差応力テンソルおよび、偏差背応力テンソル、 Y_0 は初期降伏応力、 R は等方硬化量である。 $\boldsymbol{\alpha}'$ および R の発展速度は次のように与えられる。

$$\boldsymbol{\alpha}' = \boldsymbol{\alpha}'_1 + \boldsymbol{\alpha}'_2 \quad \dots\dots\dots (2)$$

$$\boldsymbol{\alpha}'_1 = \frac{2}{3} H' \dot{\boldsymbol{\epsilon}}^p \quad \dots\dots\dots (3)$$

$$\boldsymbol{\alpha}'_2 = C \left\{ \frac{2}{3} a \dot{\boldsymbol{\epsilon}}^p - \boldsymbol{\alpha}'_2 \dot{\boldsymbol{\epsilon}}^p \right\} \quad \dots\dots\dots (4)$$

$$\dot{R} = b(Q - R) \dot{\boldsymbol{\epsilon}}^p \quad \dots\dots\dots (5)$$

$$\dot{\boldsymbol{\epsilon}}^p = \sqrt{\frac{2}{3} \dot{\boldsymbol{\epsilon}}^p : \dot{\boldsymbol{\epsilon}}^p} \quad \dots\dots\dots (6)$$

ここで $\boldsymbol{\alpha}'_1$, $\boldsymbol{\alpha}'_2$ はそれぞれ偏差背応力テンソルの線形および非線形硬化項であり、それらの上に示した $(\cdot)$ は速度を表す。また $\dot{\boldsymbol{\epsilon}}^p$, $\dot{\boldsymbol{\epsilon}}^p$ はそれぞれ塑性ひずみ速度テンソルおよび相当塑性ひずみ速度、 C , a , H' , b , Q は材料パラメータである。Table 1 に本解析で使用した材料パラメータを示す。本論文では軟鋼板のテンションレベリングを想定し、Yoshida ら¹²⁾ が繰り返し曲げ試験、および単軸引張り試験

Fig. 2. Flowchart of the steady-state tension leveling FE simulation.

から逆解析により求めた材料パラメータを使用した。

通常、塑性加工の最適化計算では複数回の FEM 計算を繰り返し実行することで徐々に最適解に収束していく。そのため、FEM 解析に要する計算時間は全体の計算時間の 90% 以上を占めることになる。本定常 FEM 解析では、テンションレベリング中の板の定常部のみについて解析を行っていること、接触・離脱判定を考慮する必要が無いことから、一般的な PC でも 1 回の計算時間が 10 秒程度と高速であり、これを最適化手法に組み合わせることで大幅な計算時間短縮を可能にしている。

3. 確率的最適化手法

3.1 設計変数および制御不能変数

本論文で決定すべき加工条件（設計変数）は、板への付与張力 d_1 、No. 1（入り口側）および No. 4（出口側）のワークロール押し込み量 d_2 , d_3 である。通常のテンションレベリング矯正加工では、最初に大きな曲率を与え、徐々に小さな繰り返しの曲げ変形を加えることで安定した板の平坦化が可能となる。また最適化問題では通常、設計変数が少なくなるほど収束に要する計算時間が短縮される。そこで、No. 2 および No. 3 のワークロール押し込み量は、

Table 1. Material parameters used for tension leveling simulation.

Young's modulus (MPa)	Poisson's ratio	Y_0 (MPa)	C	a (MPa)	H' (MPa)	b	Q (MPa)
200000	0.3	200	1110	7.98	1130	30.9	53.4

Table 2. Configurations of design and uncontrollable variables.

	Mean Value	Lower bound of μ	Upper bound of μ	Tolerance ($\pm 3\sigma$)
x_1 (N)		49.0	147.0	4.9
x_2 (mm)		5.0	10.0	0.2
x_3 (mm)		0.0	5.0	0.2
u_1 (MPa)	200000			10000
u_2 (MPa)	200			20
u_3 (mm)	0.5			0.025

No. 1 および No. 4 のワークロール押し込み量から線形補間により決定した。また、設計変数ではないが矯正後の板の残留曲率に影響を与え、さらにばらつきを示す変数（制御不能変数）として板のヤング率 u_1 、初期降伏応力 u_2 および初期板厚 u_3 を考慮した。これら設計変数および制御不能変数は、平均値 μ および標準偏差 σ を持ち、式 (7) で表される正規分布 $N(\mu, \sigma^2)$ に従いばらつきを生じるものとした。

$$\frac{1}{\sqrt{2\pi\sigma_i^2}} \exp\left\{-\frac{(x_i - \mu_i)^2}{2\sigma_i^2}\right\}, \quad i = 1, \dots, n^d, n^d + 1, \dots, n^d + n^u \quad (7)$$

$$\mathbf{x} = (d_1, d_2, \dots, d_{n^d}, u_1, u_2, \dots, u_{n^u})^T \quad (8)$$

$$\boldsymbol{\mu} = (\mu_1^d, \mu_2^d, \dots, \mu_{n^d}^d, \mu_1^u, \mu_2^u, \dots, \mu_{n^u}^u)^T \quad (9)$$

ここで、 x_i および μ_i はそれぞれ、設計変数と制御不能変数を成分に持つベクトル $\mathbf{x}$ および、設計変数と制御不能変数の平均値を成分に持つベクトル $\boldsymbol{\mu}$ の i 番目の成分であり、 n^d 、 n^u はそれぞれ設計変数、制御不能変数の数である。また、上付きの d および u はそれぞれ設計変数、制御不能変数に関する値であることを示している。Table 2 に本解析で使用了設計変数の平均値の下限および上限値、平均値から $\pm 3\sigma$ におけるばらつき、制御不能変数の平均値および $\pm 3\sigma$ におけるばらつきを示す。設計変数の平均値は確率的最適化手法で決定されるべき変数であり、また、制御不能変数は平均値および標準偏差共に計算を通じて一定値とした。

3・2 不良品発生確率の計算手法

本問題の目的は、設計変数や制御不能変数が安定しない場合にも、板の残留曲率に不具合が生じないような加工プロセスを決定することにある。ここでは、矯正後の板の長手方向および幅方向の残留曲率をそれぞれ κ_c 、 κ_g とし、式 (10) で定義される残留曲率の評価関数 $g(\mathbf{x})$ がその上限値 C^f

より大きくなった場合に不良品とした。

$$\text{if } g(\mathbf{x}) = \sqrt{(\mu_3^u)^2 (\kappa_c^2 + \kappa_g^2)} \times 10^5 \geq C^f \rightarrow \text{failure} \quad \dots\dots\dots (10)$$

ここで μ_3^u は初期板厚の平均値であり、残留曲率を正規化するための定数である。またここでは 500 mm×500 mm の板のたわみが長手方向、幅方向でそれぞれ 15 mm となる際に不良品と判断し $C^f = 33.941$ とした。

板材加工による大量生産時には式 (10) の $g(\mathbf{x})$ もある程度のばらつきを示すと予想される。ここではそのばらつきが正規分布の確率密度関数 $h(g)$ で表現できるものと仮定した。この場合、不良品出現の頻度を表す不良品発生確率 Pr は、式 (10) を満足する領域の $h(g)$ の体積として次式で表される。

$$\text{Pr} = \int_{g(\mathbf{x}) \geq C^f} h(g) dg \quad \dots\dots\dots (11)$$

しかし、残留曲率の評価関数 $g(\mathbf{x})$ の確率密度関数である $h(g)$ は、その平均値および標準偏差が不明なため簡単に積分値を求めることは出来ない。そこでここではモンテカルロ法¹³⁾による不良品発生確率計算方法を採用した。以下にモンテカルロ法の手順を示す。

(1) 設計変数の平均値を決定し、設計変数および制御不能変数を正規分布に従う乱数として生成する。

(2) (1) で生成した設計変数および制御不能変数を使用して数値解析を実施し、残留曲率の評価関数値 $g(\mathbf{x})$ を求める。その際、式 (10) の条件を満たしていれば不良品とし、不良品が発生した回数をカウントする。すなわち、

$$N^f = \sum_{i=1}^{N^{\text{total}}} I_i(\mathbf{x}) \quad \dots\dots\dots (12)$$

$$I_i(\mathbf{x}) = \begin{cases} 1, & \text{if } g(\mathbf{x}) \geq C^f \\ 0, & \text{otherwise} \end{cases} \quad \dots\dots\dots (13)$$

となる。ここで N^f は不良品出現回数、 N^{total} はモンテカル

口法の全試行回数、 $I(\mathbf{x})$ は不良品か否かを判断する1または0の整数である。

(3) 上記(1), (2)を規定の回数まで繰り返した後、次式により不良品発生確率Prを計算する。

$$\Pr \leq \Pr(g(\mathbf{x}) \geq C^f) \approx \frac{N^f}{N^{\text{total}}} \quad \text{.....(14)}$$

本研究ではモンテカルロ法試行回数 N^{total} を10000として計算を行った。この時、モンテカルロ法にFEM解析を直接併用すると計算時間が膨大となり現実的ではない。そこで、残留曲率の評価関数 $g(\mathbf{x})$ をより計算時間の短い単純な近似関数で置き換える応答曲面法を採用した。応答曲面法は構造最適化等の分野で広く用いられる手法であるが、有限個の数値実験点に対し補間あるいは最小二乗近似により近似式を作成するため、その精度はもとの関数の自由度に大きく依存する。そこでここでは、単純な二次式を基礎としながらも重み係数を逐次変更することで大きな自由度を持たせることのできる移動最小二乗法(MLS¹⁴)を採用した。

MLS¹⁴では通常の最小二乗法と同様、設計変数および制御不能変数の下限および上限値で囲まれた空間内部において、実験計画法(DoE)¹⁵により数値実験点を N^{exp} 点生成し、FEM解析により $g(\mathbf{x})$ を求めておく。その後、近似式を構築するが、その際に基本となる重み付き最小二乗法問題は次式で与えられる。

$$\text{minimize } \sum_{j=1}^{N^{\text{exp}}} w_j \{g(\mathbf{x}_j) - \tilde{g}(\mathbf{x}_j, \mathbf{a})\}^2 \quad \text{.....(15)}$$

ここで、 w_j は j 番目の実験点に対する重み係数、 $\tilde{g}(\mathbf{x}, \mathbf{a})$ は近似関数、 $\mathbf{a}$ はチューニングパラメータと呼ばれ、最小二乗法で決定すべき近似式の係数である。本論文では近似式として式(16)で表される二次多項式を採用した。

$$\tilde{g}(\mathbf{x}, \mathbf{a}) = a_0 + \sum_{i=1}^{n^d+n^c} a_i x_i + \sum_{i=1}^{n^d+n^c} \sum_{j=1}^{n^d+n^c} a_{ij} x_i x_j \quad \text{.....(16)}$$

MLS¹⁴の特徴はその重み係数の決め方にある。例としてFig. 3に $\mathbf{x}$ が2変数の場合の重み係数計算方法を示す。今、 $\mathbf{x}^{\text{curr}}$ における $\tilde{g}(\mathbf{x}^{\text{curr}}, \mathbf{a})$ を求めることを考える。その際、 $\mathbf{x}^{\text{curr}}$ から全ての数値実験点に対してその相対距離を求め、次式により $\mathbf{x}^{\text{curr}}$ に近い実験点には大きな重みを、遠いものには小さな重みを与える。

$$w_j = \exp \left\{ -\theta \left(\frac{\|\mathbf{x}^{\text{curr}} - \mathbf{x}_j\|}{\|\mathbf{B} - \mathbf{A}\|} \right)^2 \right\} \quad \text{.....(17)}$$

ここで、 $\mathbf{A}$ および $\mathbf{B}$ はそれぞれベクトル $\mathbf{x}$ の下限および上限値から構成されるベクトル、 θ は $\mathbf{x}^{\text{curr}}$ からの距離と重み係数を関係付けるパラメータである。また、 $\mathbf{x}_j$ は j 番目の

Fig. 3. Schematic of the determination of weight coefficients for MLSM in the case of two design variables.

数値実験点における設計変数と制御不能変数からなるベクトルである。従ってMLS¹⁴では通常の最小二乗法と異なり、 $\mathbf{x}^{\text{curr}}$ によって毎回重み係数を変化させながら式(15)の最小二乗問題を解くことが必要となるが、FEM計算に比べ残留曲率の評価計算が高速であり、さらにFEM解析は最初の数値実験点数 N^{exp} 回のみに抑えられることになるため大幅な計算時間短縮が可能となる。

3.3 最適化問題設定および計算の流れ

本テンションレベリング工程の信頼設計最適化問題は次式で与えられる。

$$\text{minimize } F_0(\boldsymbol{\mu}, \boldsymbol{\sigma}) = \Pr(\tilde{g}(\mathbf{x}, \mathbf{a}) \geq C^f) \quad \text{.....(18)}$$

$$\text{subject to } F_1(\boldsymbol{\mu}) = \frac{\mu_3}{\mu_2} \leq 1$$

$$\text{and } A_i \leq \mu_i^d \leq B_i, \quad i = 1, 2, 3 \quad \text{.....(19)}$$

ここで、 $F_0(\boldsymbol{\mu}, \boldsymbol{\sigma})$ は目的関数と呼ばれ、本問題では不良品発生確率Prとしてこれを最小化する。また、 $F_1(\boldsymbol{\mu})$ は最適解探索中に保障されるべき制約条件であり、ここではNo. 4のワークロール押し込み量がNo. 1ワークロール押し込み量より小さくなるように設定した。Fig. 4に計算の流れ図を、以下にその内容を示す。

(1) 設計変数と制御不能変数を合わせた変数 $\mathbf{x}$ の上限および下限値により囲まれる設計空間内において、DoEによりMLS¹⁴に使用する数値実験点を N^{exp} 点作成する。

(2) (1)で生成した N^{exp} 点の数値実験点全てにおいてテンションレベリングFEM解析を実行し、 $g(\mathbf{x})$ を計算する。

(3) 最適化計算を開始し、式(18), (19)で与えられた最適化問題を解く。ここで最適化手法にはToropovらによって提案された多点近似応答曲面法¹⁶を採用した。先に述べたように、最適化計算中のモンテカルロ法にはMLS¹⁴を組み合わせ、FEM解析を回避することで高速計算を実施する。

4. 結果および考察

本手法の有効性を検証するため、従来のばらつきを考慮しない最適化手法¹⁷⁾を実施した。ばらつきを考慮しない最適化問題は次式で表される残留曲率の評価関数 $\tilde{g}(\mathbf{x}, \mathbf{a})$ の最小化問題とした。

$$\text{minimize } F_0(x_1, x_2, x_3) = \tilde{g}(x_1, x_2, x_3, \mathbf{a}) \quad \dots\dots\dots (20)$$

$$\text{subject to } F_1(x_1, x_2, x_3) = \frac{\mu_3}{\mu_2} \leq 1$$

$$\text{and } A_i \leq x_i \leq B_i, i = 1, 2, 3 \quad \dots\dots\dots (21)$$

上記最適化問題を多点近似応答曲面法で解いた後、得られた最適解を平均値としてモンテカルロ計算を実施し、ばらつきを考慮しない最適解の不良品発生確率を求めた。Table 3に確率的最適化手法および従来手法により得られた最適解を示す。まず、提案手法では、最適加工プロセスにおける不良品発生確率は0.2%であった。また、最適解において長手方向、幅方向のたわみ量が同じとした場合、

Fig. 4. Flowchart of Stochastic optimization calculation.

$\tilde{g}(\mathbf{x}, \mathbf{a})$ から求められる500 mm×500 mm板の残留たわみは約6.0 mmとなった。一方、従来の最適化手法で得られた最適解での板のたわみは0.85 mmとなり、確率的最適化手法の最適解でのたわみに比べ大幅に小さくなった。しかし、不良品発生確率の比較では、従来の最適化手法では0.97%となり、確率的最適化手法から得られた加工プロセスに比べ5倍近い不良品が出現する結果となった。これは、式(20), (21)で示される最適化問題においては、設計変数のばらつき、あるいは制御不能変数そのものは考慮されず、そのため、単純に残留曲率のみを最も小さくするような加工条件が解として求まったためである。

また、Fig. 5にNo. 1およびNo. 4ワークロールの押し込み量を変数とし、張力を最適解、制御不能変数を平均値で固定した時の $\tilde{g}(\mathbf{x}, \mathbf{a})$ の応答曲面を示す。Fig. 5(a)が提案手法、(b)が従来の最適化手法から得られた最適解を使用した結果である。この図より、残留曲率は単調に増加（あるいは減少）しておらず、大小さまざまな山や谷を示していることが確認できる。また、Fig. 5(a)に示す提案手法の結果では、最適解近傍においては残留曲率が低くまたその勾配が緩やかになっており、提案手法が加工条件のばらつきに対して信頼性の高い加工プロセスを探索していることが確認できた。一方Fig. 5(b)の従来手法の結果では、最適解は $\tilde{g}(\mathbf{x}, \mathbf{a})$ の最小値となっていることが確認できる。しかし、その近傍での $\tilde{g}(\mathbf{x}, \mathbf{a})$ の勾配は、Fig. 5(a)の提案手法の結果と同様になだらかであり、不良品が多くなる原因は見当たらない。そこで、初期降伏応力と初期板厚を変数とし、設計変数はそれぞれの最適解、ヤング率は平均値で固定した際の $\tilde{g}(\mathbf{x}, \mathbf{a})$ の応答の比較を行った。Fig. 6(a)に従来の最適化手法の結果、(b)に確率的最適化手法の結果を示す。それぞれの図で太い実線で囲まれた部分は不良品発生領域であることを示している。これらの結果から、加工時において初期板厚の微小なばらつきによって矯正後の残留曲率が大きく変動し、製品不良となる場合があることが確認できる。またFig. 7に、設計変数を最適解に、制御不能変数を平均値で固定した際のヤング率と $\tilde{g}(\mathbf{x}, \mathbf{a})$ の関係を示す。確率的最適化手法により得られた解ではヤング率のばらつきに対して残留曲率がほぼ横ばいであるのに対し、従来手法では大きな変動を示している。以上の結果から、本研究で提案する確率的最適化手法で決定した加工プロセスでは、材料特性のばらつきに依存せず安定した残留曲率を得ることが確認できた。

Table 3. Optimum solutions obtained by stochastic and deterministic optimization calculations.

	Stochastic	Deterministic
Tension load (N)	66.35	63.11
Optimized design variables	No. 1 roll-intermesh (mm)	7.38
	No. 4 roll-intermesh (mm)	2.65
Residual flexure for 500 mm×500 mm sheet (mm)	5.98	0.85
Probability of failure	0.0020	0.0097

Fig. 5. Response surfaces of $\tilde{g}(\mathbf{x}, \mathbf{a})$ with respect to the roll-intermeshes of No. 1 and No. 4 work rolls, and optimum points obtained by (a) stochastic and (b) deterministic optimizations.

Fig. 6. Response surfaces of $\tilde{g}(\mathbf{x}, \mathbf{a})$ with respect to the initial yield stress and the initial thickness obtained by (a) stochastic and (b) deterministic optimizations.

Fig. 7. Effect of Young's modulus on $\tilde{g}(\mathbf{x}, \mathbf{a})$ at the optimum obtained by deterministic and stochastic optimizations.

提案手法は塑性加工工程の信頼設計を行う最適化手法であり、そのアルゴリズムは取り扱う成形法や成形条件、その数値解析手法に依存しない。従って数値計算によって妥当な解が得られるという条件のもとでは、方法論としては4本ロールのテンションレベリング問題のみならず、様々な塑性加工プロセスに適用可能である。

5. 結言

定常FEM解析と確率的最適化手法を組み合わせ、テンションレベリングの信頼性工程自動設計手法を提案した。また、4つのワークロールを有するテンションレベリング問題に対して不良品発生確率を最小化するような工程設計を行った。本研究により得られた結果を以下に示す。

(1) テンションレベリング数値解析について、全ひずみ理論に基づく定常FEM解析手法を採用することにより計算時間の高速化を図った。またChaboche-Rousselier型構成則により、矯正中の板の繰返し変形挙動予測の高精度化を行った。

(2) 設計変数、材料特性や材料形状などの因子に対して、大量生産時のばらつきを確率分布で表現し、テンションレベリング工程の信頼性設計を可能にする確率的最適化手法の枠組みを提案した。

(3) 4つのワークロールを有するテンションレベリング工程の信頼性設計を数値解析により実施した。その結果、FEM解析によるテンションレベリングのそり矯正問題において、従来の最適化手法に比べ、本手法が不良品発生頻度を大幅に削減することを確認した。

文 献

- 1) H.Huh, H.W.Lee, S.R.Park, G.Y.Kim and S.H.Nam: *J. Mater. Process. Technol.*, **113** (2001), 714.
- 2) K.-C.Park and S.-M.Hwang: *ISIJ Int.*, **42** (2002), 990.
- 3) S.-Z.Li, Y.-D.Yin, J.Xu, J.-M.Hou and J.Yoon: *J. Iron Steel Res. Int.*, **14** (2007), 8.
- 4) J.W.Morris, S.J.Hardy, A.W.Lees and J.T.Thomas: *Int. J. Fatigue*, **22** (2000), 93.
- 5) J.W.Morris, S.J.Hardy and T.Thomas: *Ironmaking Steelmaking*, **32** (2005), 443.
- 6) T.Higo, H.Matsumoto and S.Ogawa: *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, **45** (2004), 331.
- 7) R.Hino, A.Sasaki, F.Yoshida and V.V.Toropov: *Int. J. Mech. Sci.*, **50** (2008), 974.
- 8) M.Urban, M.Krahn, G.Hirt and R.Kopp: *J. Mater. Process. Technol.*, **177** (2006), 360.
- 9) S.Abe, R.Hino and F.Yoshida: *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, **48** (2007), 1022.
- 10) F.Yoshida and M.Urabe: *J. Mater. Process. Technol.*, 89–90 (1999), 218.
- 11) J.L.Chaboche and G.Rousselier: *Trans. ASME. J. Pressure Vessel Technol.*, **105** (1983), 153.
- 12) F.Yoshida, M.Urabe and V.V.Toropov: *Int. J. Mech. Sci.*, **40** (1998) 237.
- 13) 三根 久: モンテカルロ法・シミュレーション, コロナ社, (1994), 25.
- 14) P.Lancaster and K.Salkauskas: *Curve and Surface Fitting An Introduction*, (1986), 55.
- 15) R.Rikards: *Proc. of the IUTAM Symp.*, (1993), 149.
- 16) V.V.Toropov: *Emerging Methods for Multidisciplinary Optimization*, ed. by J. Blachut and H. A. Eschenauer, CISM Courses and Lectures, No. 425, International Centre for Mechanical Sciences, (2001), 205.
- 17) M.Shigaki, R.Hino, F.Yoshida, H.Hamasaki and V.V.Toropov: *Proc. of the ICCM*, (2007), CD-ROM.