ねじ状工具による鉄系焼結合金歯車の精密仕上げ転造* (第2報, 弾塑性有限要素法による数値歯形解析)

竹 増 光 家^{*1}, 前 田 浩 幸^{*2}, 尾 崎 龍 夫^{*3}

Finish Rolling of Sintered Fe Alloy Gears Using Screw-Shaped Tool (2nd Report, Numerical Tooth Profile Analysis Using Elasto-Plastic Finite Element Method)

Teruie TAKEMASU^{*4}, Hiroyuki MAEDA and Tatsuo OZAKI

^{*4} Department of Intelligent Machinery and Systems, Kyushu University,
6-10-1 Hakozaki, Higashi-ku, Fukuoka-shi, Fukuoka, 812-8581 Japan

Numerical tooth profile analysis of finish rolling process of sintered Fe alloy gears using screw-shaped tool are carried out to obtain some useful information for optimum design of the tool. P/M gears are approximated by a continuum model of a ductile porous material. Two kinds of 3 dimensional FEM models are proposed and the analytical results are compared with the experimental ones. In particular, the influence of the elastic deformation and the motion of the tool on the deformation of the workpiece are investigated in detail. The rotation motion of the tool during rolling cannot be ignored when evaluating the distribution of the amount of stock rolled of the workpiece precisely. An equivalent Young's modulus is adopted to the material properties of the workpiece to take into account the elastic deformation of the rigid tool indirectly. The analytical results about the amount of stock rolled and the tooth profiles of the rolled gear teeth are agree well with the experimental ones.

Key Words: Gear, Powder Metallurgy, Plastic Working, Finite Element Method, Finish Rolling, Screw-Shaped Tool, Tooth Profile Analysis

1. 緒 言

近年, 乗用車のトランスミッション用歯車やクラッチハブ部品, パワーステアリング用ウォームギヤなどの材料として鉄系焼結合金(以下 P/M と呼ぶ)を用いるための研究が盛んに行われ, 実用化されつつある。P/M 部品は混粉・混練→プレス→焼結という非常に少ない工程でほぼ最終製品に近い形状まで成形でき, 材料の無駄がほとんどなく, 通常の溶製材部品に比べ生産にかかる時間やコストを大幅に削減できる。しかし, 焼結後の P/M 部品には素材全体に空孔が多数存在するため強度が不足し, 精度も十分ではない。そこでなんらかの機械加工を施し, 表面層の空孔率を下げると同時に高精度化を図る必要がある。その方法として転造法が最も有力視されている。転造により P/M 歯形部品の歯表面層を集中的に密化できると同時に, 歯形精度や歯面粗さも大幅に改善できるためである。

著者らはこれまでの研究⁽¹⁾⁽²⁾で, ねじ式転造法により P/M ローラを転造し, 表面層を密化すれば, 面圧疲労強度が著しく向上することを示した。また, P/M 歯車を無修整工具により転造し, 基本的加工特性について詳細に調査した。さらに中凸歯形を持つ歯車を仕上げ転造し, 加工条件を最適化することにより, 目標精度の平坦な歯形を持つ P/M 歯車を成形できた。

ところで実際の生産現場では焼結体プリフォーム歯車は歯形全般の精度が大きくばらつき, 実転造量も溶製材歯車の場合に比べ著しく増加するため, より安定した高精度化を図るには修整工具による転造加工法のほうが望ましい。これを実現するためには, 工具の修整歯形を容易に最適化できる試行錯誤の少ない歯形解析法が必要である。そこで本報では, ねじ状工具による P/M 歯車の転造工程を三次元の弾塑性有限要素法によりシミュレートし, 実験結果と比較しながらさまざまな改良を施し, 実用上十分な歯形解析精度を持つモデルの開発を行った。

2. 実験装置, 方法および条件

図1に新しく開発した数値制御ねじ式転造盤の模式図を, 図2に転造加工中のねじ状工具と素材歯車の加工部概観をおのおの示す。基本的な加工様式は前報⁽²⁾

* 原稿受付 2004 年 4 月 5 日。

^{*1} 正員, 九州大学大学院工学研究院(〒812-8581 福岡市東区箱崎 6-10-1)。

^{*2} 学生員, 九州大学大学院工学研究院。

^{*3} 正員, 有明工業高等専門学校(〒836 8585 大牟田市東萩尾町 150)。

E-mail: gmzkckk@mech.kyushu-u.ac.jp

と同様である。まずP/M歯車をねじ状工具に対して軸交差の状態に取付け、それを基準位置からサーボモータ④によりある一定量半径方向に押し込む。その後、サーボモータ③により軸方向に一定速度で送りながら、ホブ切りと類似の創成運動により表面仕上げ転造する。ただし、前報⁽²⁾では工具が素材を回転させる自由駆動方式であったのに対し、本報ではより高精度な加工が行えるよう、工具軸と素材軸におおの①および②のサーボモータを取付け、両者を同期回転させながら加工する強制駆動方式とした。図3に本研究で使用するねじ状工具歯形を示す。前報⁽²⁾と同じ傾斜部が直線の無修整歯形工具である。

表1に鉄系焼結合金素材の成分および特性を、表2にP/M歯車の諸元をおおの示す。焼結材には前報⁽¹⁾⁽²⁾同様1回圧縮、1回焼結したものをを用いた。平均空孔率は約10.25%である。歯車諸元は前報⁽²⁾と全く同様である。ねじ状工具は外径140mmの右ねじ無修整工具であり、材質はSKH 51、耐焼付き性を高めるためにTiNコーティングを施している。基本的

Fig. 1 Schematic drawing of experimental apparatus

Fig. 2 Configuration of tool and gear installed in apparatus

加工条件として、工具の半径方向押込み量は前報⁽²⁾において目標とする歯表面層のち密化を達成できた450 μm 以上とした。工具回転数260 rpm、送り速度1 mm/rev一定で、素材は軸方向へ1回のみ上向き転造方式で送ることとした。歯車の歯形および歯すじ形状は大阪精密機械(株)製CLP-35型により自動測定した。

3. 解析方法

3.1 基礎式 解析には市販の汎用有限要素法解析ソフトABAQUS/standardを使用した。本報で転造するP/M歯車は粉末焼結体であるため、その材料特性はGurson⁽³⁾の提案した多孔質金属モデルにより近似した。降伏条件は次式⁽⁴⁾のように表される。

$$\Phi = \frac{3}{2} \frac{s_{ij}s_{ij}}{\sigma_y^2} + 2q_1f \cosh\left(\frac{q_2}{2} \frac{\sigma_{kk}}{\sigma_y}\right) - (1 + q_3f^2) = 0 \quad \dots\dots\dots (1)$$

ここで、 σ_y は降伏応力、 s_{ij} はコーシーの応力成分、 s_{ij} はその偏差応力成分、 f は空孔の体積含有率であり、本報では材料の初期空孔率を $f=0.1$ とした。材料パラメータ q_1, q_2, q_3 は一般の多孔質金属材料に対するTvergaard⁽⁴⁾の結果に基づき $q_1=1.5, q_2=1.0, q_3=2.25$ とした。

Table 1 Compositions and density of P/M gears

Compositions (%)				Density Kg/m ³
Fe	C	Ni	Mo	
Bal.	0.06	0.55	1.03	7000

Table 2 Dimensions of P/M spur gears

Module	m	3
Pressure angle	α	20°
Number of teeth	z	26
Face width	b	20

Fig. 3 Tooth shape of screw-shaped tool

3・2 材料特性 本報では後述する2種類の三次元 FEM モデルにより解析を行った。工具は弾性体または剛体とした。素材は式(1)の降伏条件に従う弾塑性多孔質体とした。使用した要素は8節点六面体アイソパラメトリック低減積分要素および四角形剛体平面要素である。素材の降伏後の応力-ひずみ特性は実験で使用する焼結体プリフォームから削り出した円柱状試料($\phi 10\text{ mm} \times 8.95\text{ mm}$)を圧縮試験することにより求め、次式により近似した。

$$\bar{\sigma} = 700 \bar{\epsilon}^{0.27} \dots \dots \dots (2)$$

ここで、 $\bar{\sigma}$ は相当応力、 $\bar{\epsilon}$ は相当ひずみである。また、多孔質体の場合、空孔の体積含有率により縦弾性係数 E とポアソン比 ν が変化する。本報ではそれらを次式により近似した⁽⁶⁾。

$$E = \rho^3 \bar{E} / (1 + M) \dots \dots \dots (3)$$

$$\nu = (1 - 2M) \bar{\nu} / (1 + M) \dots \dots \dots (4)$$

$$M = 1 / [9 \{0.86(1 - \rho)^{-0.31}\}^2] \dots \dots \dots (5)$$

ここで、 ρ は相対密度(多孔質金属の見掛けの密度/母材金属の密度)、 $\bar{E} = 206\text{ GPa}$ および $\bar{\nu} = 0.3$ は同一材料中実金属の縦弾性係数およびポアソン比である。

4. 解析モデル、結果および考察

4・1 モデル I 本加工法はホブ切りと類似の創

成運動を利用した歯車の仕上げ転造法なので、その解析は工具と素材の接触状態を反映できる三次元モデルにより行うべきである。そこでまず既報⁽⁶⁾の溶製材歯車の転造解析において用いたものと類似の図4(a)に示すモデル I により解析を行った。同時にかみあい歯数の影響が考慮できるように工具2本歯、素材3本歯とし、真ん中の素材歯の変形状態を観察した。工具は弾性体、素材は前述の弾塑性多孔質体である。工具により駆動される側の歯面をドリブン、反対側歯面をフォロワーと呼ぶことにする。変形様式はまず工具と素材とを位相は一致しているが互いに接触していない図4(a)に示す状態に配置する。そして工具は矢印②と反対の方向へ、素材は矢印③と反対の方向へ同期させながら移動し、工具に所定の押込み量を与えても両者が全く干渉しない位置まで移す。次に工具を所定量半径方向①へ押し込む。その後工具を軸方向②へ水平に送りながら、それと同期させて素材をその軸中心周り③の方向へ強制回転させる。ところで溶製材歯車の転造⁽⁶⁾では歯面垂直方向の実転造量は工具押込み量の10~20%(実質 $10\text{ }\mu\text{m}$ 以下)と非常に小さいため、上記の創成運動を歯すじ中心位置で1回のみ行い変形状態を観察した。これに対し P/M 歯車の場合には歯表面層の十分な密化を達成するために実転造量を100

Fig. 4 FEM model-I

Fig. 5 Comparison of amount of stock rolled between experiment and FEM model-I

μm 以上確保しなければならない。このため歯すじ方向においては、ある転造位置における変形はそれ以前の加工の影響をかなり受ける。そこで本解析では図4(b)に示すように、ある歯すじ位置における転造が終了するごとに実験同様素材を1mmずつ歯すじ方向④へ送り、その位置で再び転造を行い、これを工具と素材が全く接触しなくなるまで繰り返した。ただし、このモデルでは工具の主軸周りの回転は考慮していない。

図5(a),(b)にドリブン側およびフォロワー側の歯すじ中心位置における実転造量分布の実験結果と解析結果の比較をおのおの示す。工具の半径方向押込み量は450 μm である。図5より両歯面とも解析結果の平均転造率(平均実転造量を転造代で除した値)は約80%で、実験結果とほぼ一致している。しかし、転造量分布はドリブン側では歯先からピッチ点付近までは実験値よりかなり大きく、逆にピッチ点から歯元にかけては実験値よりかなり小さくなっている。この原因は、ドリブン側では工具と素材の接触位置が歯先から歯元へ移動するため⁽⁶⁾、転造された材料もその方向へ流され、その量が次第に蓄積されて大きなバルジが形成される。それにより歯元にいくにしたがい工具や素材の弾性変形量が実際より大きくなり、結果的に転造率が減少するためである。ところが実際には工具は主軸周りに回転しているので、転造された材料の多くは歯すじ方向へ流され、このような転造量の著しい減少は起こらない。一方、フォロワー側の転造量分布は全体的には実験値と比較的よく一致している。これはフォロワー側では接触位置が歯元から歯先へ移動するため、歯先部の端面効果により材料が転造方向に蓄積さ

れる傾向が緩和されるためである。しかし歯元隅肉部近傍では材料の逃げ場がないのでフォロワー側でもドリブン側同様、転造量は実験値よりかなり小さくなっている。

ここでは計算時間を短縮するために工具2本歯、素材1本歯というより簡略化されたモデルによる解析も試みた。しかし、結果に差異はなく、工具と素材を同期させながら強制駆動しているの、実質的に同時かみあい歯数の影響はほとんどないことがわかった。

4.2 モデルII モデルIの結果から、工具と素材を単にかみ合わせ創成運動させただけでは満足なシミュレート結果は得られないことがわかった。そこで次に工具を主軸周りに回転させることによる歯すじ方向への材料流動の影響を考慮できるよう、図6に示すモデルIIにより解析を行った。このモデルの変形様式は基本的にはモデルIと同じであるが、工具は実験同様①の方向へ回転させながら、1回転で素材1歯転造する割合で②の方向へ水平に送った。それと同期させて素材は③の方向へ強制回転させた。④は素材の歯すじ送り方向である。ただしこのモデルでは工具を弾性体とするとそのメッシュ容量が膨大になり計算時間がかなり過ぎるため、剛体とした。

図7にドリブン側の歯すじ中心位置における実転造量分布の実験結果と解析結果の比較を、図8(a),(b)に各歯面の転造後歯形の解析結果をおのおの示す。工具の半径方向押込み量は450 μm である。モデルIの結果と比較すると、ドリブン側では歯先から歯元にかけて転造量が急激に減少する傾向がなくなり、実験同様ピッチ点近傍にピークをもつ転造量分布になっている。また、歯元隅肉部近傍も十分転造されている。フォロワー側でもほとんど同様の結果になった。これより、工具を回転させた効果が数値解析でも明確に現れることがわかった。

しかし、モデルIIの平均実転造量は両歯面とも約

Fig. 6 FEM model-II

Fig. 7 Comparison of amount of stock rolled in driven side between experiment and FEM model-II

145 μm と大幅に増加し、実験値より 20 μm 以上大きく、その分布状態も実験に比べ全体的に平坦である。その結果、図8に示す解析における両歯面の転造後歯形は実験結果に比べかなり平坦であり、最大中凹量は実験値よりドリブン側で約 15 μm 、フォロワー側で約 20 μm 小さくなった。この原因は、工具を剛体と仮定したことによりその加工中の弾性変形が無視されたためである。本加工法における転造歯形の目標精度は JIS 4 級以上であるので、このモデルをそのまま使用して修整歯形工具を最適化することはできない。

4・3 修正モデルⅡ 4・2 節の結果から、工具を主軸周りに回転させたことにより、歯すじ方向への材料

Fig. 8 Rolled tooth profiles analyzed by FEM model-II

Fig. 9 FEM model to estimate the equivalent Young's modulus

Fig. 10 Estimation of equivalent Young's modulus

流動が促進され、モデルⅠの特にドリブン側に見られた歯先から歯元へかけての転造量の急激な減少はなくなった。しかし、モデルⅡでは工具を剛体と仮定したことにより、転造量が実験結果に比べ 15% 以上大きくなり、歯形中凹量も大きく減少した。そこでこのモデルでも素材の変形に及ぼす工具の弾性変形の影響を間接的に取り入れるために、素材の縦弾性係数を本来の値より小さく設定して（以後等価縦弾性係数と呼ぶ）解析を行うこととした。

等価縦弾性係数は以下の手順により求めた。まず、図9に示す FEM モデルを用い、工具を弾性体、素材を本来の縦弾性係数 ($E=140 \text{ GPa}$) を持つ弾塑性多孔質体として、両者が接触する位置から 450 μm 矢印の方向へ押込み、その後除荷して素材表面の変形状態を調べる。同じモデルを用いて工具を剛体、素材を本来より小さい縦弾性係数を持つ弾塑性多孔質体として同様の解析を行う。次に、両解析モデルの歯すじ中心位置における最大変形量を図10に示すようにプロットする。破線が弾性体工具モデルの最大変形量、実線が剛体工具モデルの縦弾性係数と最大変形量の関係である。両者が交差する点から等価縦弾性係数を割り出す。図10よりその値を 70 GPa とした。

さらに等価縦弾性係数を用いても、解析の平均転造

Fig. 11 Comparison of amount of stock rolled between experiment and modified FEM model-II

Fig. 12 Comparison of tooth profile curves between experiment and modified FEM model II

率は実験値より最大5%大きくなった。これは実験の転造率には素材や工具の変形のほかに、加工中の装置各部の微小な変形や遊びの影響も総合的に含まれるためである。そこで以後の解析では、平均転造率が実験値と等しくなるよう、解析における工具押込み量を微調整して計算を行った。この微調整が転造量分布の全体的形状に及ぼす影響はほとんどなかった。このモデルを修正モデルIIと呼ぶことにする。

図11(a), (b)に工具の半径方向押込み量450 μm と600 μm における各歯面の実転造量分布の実験結果と解析結果の比較をおのおの示す。図7の結果と比較すると、等価縦弾性係数を用いた効果をはっきり現れている。すなわち、ドリブン側ではいずれの工具押込み量でも両者は非常によく一致しており、またピッチ点近傍において極大となる傾向が修正前より明確に現れている。一方、フォロワー側では全体的な傾向は両者で比較的良好に一致しているが、歯元隅内部近傍における転造量は解析のほうが実験より若干大きくなっている。

図12(a), (b)に各工具押込み量における両歯面の転造後歯形の実験結果と解析結果の比較を示す。解析における歯形はいずれも実験同様大きく中凹の歯形になっており、中凹量は工具押込み量が増加するにつれ増加する傾向にある。詳細に観察すると、ドリブン側の解析歯形は実験同様ピッチ点近傍を中心に左右対称な中凹形状となり、各工具押込み量における中凹量も

Fig. 13 Comparison of tooth trace curves between experiment and analysis

実験値と極めてよく一致している。一方、フォロワー側の解析歯形は実験結果と比較してピッチ点から歯先にかけての形状はよく一致しているが、ピッチ点から歯元にかけては実験より緩やかな凹形状になっている。これは図11(b)より、解析の歯元隅内部近傍における転造量のほうが実験値より大きいためである。これを改善するには歯元近傍のFEMメッシュを十分細かくし、工具歯先部との接触状態をより厳密にシミュレートする必要がある。また、フォロワー側では実験でも解析でも歯先部の頂上位置のほうが歯元部のそれより高くなり、歯形全体として圧力角が若干小さくなる傾向が共通して見られる。これはフォロワー側では転造位置が歯元から歯先へ移動するので、素材のたわ

み変形によりピッチ点から歯先にかけて転造量が徐々に減少するためである。これらの特徴は、修整工具歯形を設計する上で非常に重要なパラメータになる。

図13(a)と(b)に工具押込み量450 μm の場合の歯すじ曲線の実験結果と解析結果の比較をおの示す。図13より、解析結果は実験結果と非常によく一致している。すなわち、双方の結果ともドリブン側では両端で材料が大きくだれているのに対し、フォロワー側では転造開始端ではほとんどだれず、終了端のみ大きくだれている。ただし、だれ量の絶対値は実験結果のほうが解析結果より全体的に大きくなっている。

5. 結 言

ねじ状工具による焼結合金歯車の仕上げ転造プロセスを2種類の三次元弾塑性有限要素モデルによりシミュレートし数値歯形解析を行い、以下の結論を得た。

(1) 弾性体のねじ状工具と弾塑性多孔質体の素材歯車を単にかみ合わせ創成転造を行うモデルⅠでは、特にドリブン側の転造量分布が実験結果と著しく異なり、満足なシミュレート結果は得られなかった。

(2) 工具を主軸周りに回転させながら素材とかみ合わせ創成転造するモデルⅡでは、工具を剛体と仮定

したために転造量分布は歯形全体にわたってほぼ平坦となり、実験結果を十分に再現することはできなかった。

(3) 素材に等価縦弾性係数を適用し工具の弾性変形の影響を間接的に考慮した修正モデルⅡでは、転造量分布も転造歯形も実験と非常によく一致する結果が得られ、このモデルを用いれば修整工具歯形の最適化も十分行うことができるとと思われる。

文 献

- (1) 穂屋下茂・ほか6名, 鉄系焼結合金の面圧強度向上に関する研究 (第1報, パニシ転造の効果), **67**-661, C (2001), 2953-2960.
- (2) 竹増光家・ほか5名, ねじ状工具による鉄系焼結合金歯車の精密仕上げ転造 (第1報, 標準歯形工具による転造実験), **機論**, **68**-675, C (2002), 3396-3401.
- (3) Gurson, A. L., Continuum Theory of Ductile Rupture by Void Nucleation and Growth: Part I - Yield Criteria and Flow Rules for Porous Ductile Media, *Trans. ASME, J. Eng. Mater. Technol.*, **99** (1977), 2-15.
- (4) Tvergaard, V., Influence of Void Nucleation on Ductile Shear Fracture at A Free Surface, *J. Mech. Phys. Solids*, **30**-6 (1982), 399-425.
- (5) 島進・ほか3名, 多孔質金属の弾塑性基礎式と有限要素法, **塑性と加工**, **16**-175 (1975), 660-667.
- (6) 竹増光家・尾崎龍夫, ねじ状工具による歯車の仕上げ転造 (弾塑性有限要素法による歯形解析), **機論**, **60**-574, C (1994), 2134-2139.