Starting Performance Analysis for Universal Motors by FEM

Kazumi Kurihara Senior Member (Ibaraki University, kurihara@mx.ibaraki.ac.jp)

Shin-ichi Sakamoto Member (Hitachi Koki Co., Ltd., sakamoto-s@hitachi-koki.co.jp)

Keywords: universal motor, starting characteristics, finite element method

This paper presents a novel transient analysis of the universal motors taking into account the time-varying brush-contact resistance and mechanical loss. The transient current, torque and speed during the starting process are computed by solving the electromagnetic, circuit and dynamic motion equations, simultaneously. The computed performances have been validated by tests in a 500-W, 2-pole, 50 Hz, 100 V, 8.0 A, 19200 min⁻¹ universal motor.

Fig. 1. Armature current during run-up at AC90 V

Fig. 1(a) and (b) shows the computed and measured armature currents versus time during run-up at AC90 V close to the rated voltage. It is shown that the agreement between the computed and measured

results is good.

Fig. 2(a) and (b) shows the computed and measured speed versus time during run-up at AC90 V. It is shown that the agreement between the computed and measured results is good.

Fig. 2. Speed during run-up at AC90 V

A novel transient performance analysis of the universal motors taking into account the time-varying brush contact resistance and mechanical loss has been presented for the first time. Reasonably good agreements between the computed and measured results of a 500-W, 2-pole universal motor confirm the validity of the proposed analysis.

FEMによるユニバーサルモータの始動特性解析

上級会員 栗原 和美* 正 員 坂本 眞一**

Starting Performance Analysis for Universal Motors by FEM

Kazumi Kurihara*, Senior Member, Shin-ichi Sakamoto**, Member

This paper presents a novel transient analysis of the universal motors taking into account the time-varying brush-contact resistance and mechanical loss. The transient current, torque and speed during the starting process are computed by solving the electromagnetic, circuit and dynamic motion equations, simultaneously. The computed performances have been validated by tests in a 500-W, 2-pole, 50 Hz, 100 V universal motor.

キーワード：ユニバーサルモータ，始動特性，有限要素法

Keywords: universal motor, starting characteristics, finite element method

1. まえがき

ユニバーサルモータの多くは，電動工具及び家電機器に使用されている。これは，この種の電動機が，他種の商用電源駆動の電動機に比較して，構造が簡単で堅牢，小型化・軽量化及び高速化が容易で，始動トルクが大きいなどの特長を有するからである。しかし，小形化・軽量化が一段と進むと，始動トルクの低下や脈動トルクによる振動・騒音の問題が生じてくる。これらの問題を解決するには，設計段階において，ユニバーサルモータの始動特性を正確に把握する必要がある。ところが，回転とともに変化する整流や回転損失があるため，ユニバーサルモータの過渡特性解析は非常に難しい。特に，始動時の場合，電源投入直後の電機子巻線の逆起電力が零であるので，過渡時の電機子電流は定常時の数倍以上に達する。このため，整流中の整流コイルの電流（短絡電流）変化も大きく，瞬時の回転子位置における電機子電流，整流電流を，電機子反作用⁽¹⁾，磁気飽和，短絡電流による磁界の影響を考慮した厳密な解析から求める必要がある。また，始動時の速度応答を解析する場合，瞬時の回転子位置を求める必要があり，一般には運動方程式⁽²⁾を解いて回転子の位置情報を得ている。ここで，運動方程式中の瞬時トルクを如何に正確に求めるかが鍵になっている。この瞬時トルクは，電機子電流，整流電

流同様，電機子反作用，磁気飽和，短絡電流による磁界の影響を考慮した厳密な解析から求める必要がある。

著者の一人は既に，自己始動形永久磁石同期電動機の過渡特性解析において，電磁界方程式，回路方程式，運動方程式を連成した有限要素法による解析法を確立し，その有用性を確認している⁽³⁾。ユニバーサルモータの始動特性解析に，前述の有限要素法による解析法を適用するときに問題となるのは次の三点である。一つは，短絡電流を求めるための整流方程式中の整流コイルの誘導起電力の正確な算定である。ここでは，整流コイルの誘導起電力をベクトルポテンシャルの時間変化から求めており，整流中のコイルの変圧器起電力を厳密に考慮している。次は，同じく整流方程式に含まれる時々刻々変化するブラシ接触抵抗の正確な算定である。最後は，回転速度とともに変化する機械損の与え方である。特に，機械損には摺動接触による摩擦損があり，ベアリング損及び風損と予め分離して求めておく必要がある。

本論文では，回転に伴い，ブラシ/整流子の接触面積変化によって変化するブラシ接触抵抗と機械損（摩擦損，ベアリング損および風損など）を厳密に考慮した新しいユニバーサルモータの過渡特性解析を提案する。ここで，始動期間中の過渡電流，過渡トルク，速度が，電磁界方程式，回路方程式，運動方程式を連成した有限要素法による解析法⁽³⁾を用いて求められ，次に，500 W，2極のユニバーサルモータの実験結果との比較から，解析法の妥当性が検証されている。なお，始動時の過渡トルクの計算には，比較的少ないメッシュで高精度のトルク値が求まる *Bi1* 則による方法を用いた⁽⁴⁾。

* 茨城大学

〒316-8511 日立市中成沢町 4-12-1

Dept. of Electrical and Electronic Eng., Ibaraki University

4-12-1, Nakanarusawa, Hitachi 316-8511

** 日立工機（株）

〒312-8502 ひたちなか市武田 1060

Hitachi Koki Co., Ltd.

1060, Takeda, Hitachinaka 312-8502

図1 ユニバーサルモータの断面図
Fig. 1. Cross section of universal motor.

2. 解析方法

図1に本解析に用いたユニバーサルモータの断面図を示す。一般に、ユニバーサルモータの磁界解析は、三次元解析になる。しかし、電動機端部でのコイルの漏れ磁束の影響を漏れインダクタンスを用いて、電気回路方程式において考慮することにより、二次元問題に帰着することができる⁽⁵⁾。二次元直交座標系での電磁界の基本方程式を次に示す。

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\nu \frac{\partial A}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\nu \frac{\partial A}{\partial y} \right) = -J_0 - J_{s1} - J_{s2} - J_{s3} - J_{s4} \dots (1)$$

ここで、 A :ベクトルポテンシャル、 J_0 :電機子電流 i の電流密度、 $J_{s1} \sim J_{s4}$:整流コイルの電流 $i_{s1} \sim i_{s4}$ の電流密度、 ν :磁気抵抗率

図2に、本解析で使用するユニバーサルモータのブラシ、整流子片及び電機子コイルの配置図を示す。図から、電機子スロットには、進みコイルと遅れコイルの二つのコイルが納められていることがわかる。図3は、図2を回路図で示したものである。図中の○と□印は、それぞれ電機子コイルと整流子片を表し、それらの番号は図2に対応したコイル番号と整流子片番号である。以下に、ユニバーサルモータの電圧電流方程式を示す。

$$e_f + e_a + (r_a + r_f)i + (L_{a0} + L_{f0}) \frac{di}{dt} + r_1 i_1 + r_3 i_6 = v \dots (2)$$

$$e_{s1} + r_s i_{s1} + L_{s0} \frac{di_{s1}}{dt} - r_1 i_1 + r_2 i_2 = 0 \dots (3)$$

$$e_{s2} + r_s i_{s2} + L_{s0} \frac{di_{s2}}{dt} - r_1 i_4 + r_2 i_5 = 0 \dots (4)$$

$$e_{s3} + r_s i_{s3} + L_{s0} \frac{di_{s3}}{dt} - r_2 i_2 + r_3 i_3 = 0 \dots (5)$$

$$e_{s4} + r_s i_{s4} + L_{s0} \frac{di_{s4}}{dt} - r_2 i_5 + r_3 i_6 = 0 \dots (6)$$

図2 ブラシ、整流子片及び電機子コイルの配置
Fig. 2. Arrangement of brushes, commutator bars and coils.

図3 ユニバーサルモータの回路
Fig. 3. Circuit of universal motor.

$$i_1 = \frac{i}{2} - i_{s1} \dots (7)$$

$$i_2 = i_{s1} - i_{s3} \dots (8)$$

$$i_3 = \frac{i}{2} + i_{s3} \dots (9)$$

$$i_4 = \frac{i}{2} - i_{s2} \dots (10)$$

$$i_5 = i_{s2} - i_{s4} \dots (11)$$

$$i_6 = \frac{i}{2} + i_{s4} \dots (12)$$

ここで、 v :端子電圧、 e_f , e_a :それぞれ界磁巻線、電機子巻線の誘導起電力、 $e_{s1} \sim e_{s4}$:整流コイルの誘導起電力、 r_f , r_a , r_s :それぞれ界磁巻線、電機子巻線(整流コイルを除く)、整流コイルの抵抗、 L_{f0} , L_{a0} , L_{s0} :それぞれ界磁巻線、電機子巻線、整流コイルのコイル端の漏れインダクタンス、 r_1 , r_2 , r_3 :それぞれ整流子片とブラシ間の接触抵抗⁽⁵⁾

L_{f0} , L_{a0} , L_{s0} は二次元磁界解析では考慮できないコイル端の漏れインダクタンスであり、ここでは設計値⁽⁶⁾を用いた。(2)~(6)式の各巻線の誘導起電力 e は、各巻線に沿った積分路 c を用いて、次式で表せる。

$$e = \oint_c \frac{\partial A}{\partial t} ds \dots (13)$$

図4 ブラシと整流子片部分の拡大図

Fig. 4. Arrangement of brush and commutator bars.

(13) 式から明らかなように、整流中のコイルは変圧器起電力を含んでいる。なお、図2から分かるように、電機子スロットには4つのコイルが含まれている。ここで、電機子コイルの短節度は0.77である。次に、図2のブラシと整流子片の接触部分の拡大図を図4に示す。ブラシの整流子片被覆数は2である。 r_1 はブラシ前端的整流子片とブラシ間の接触抵抗で、 r_3 はブラシ後端的整流子片とブラシ間の接触抵抗である。以下に、 r_1 , r_2 , r_3 の接触抵抗を示す⁽⁵⁾。

$$r_1 = 2R_b \frac{S_c}{S_1} = 2R_b \frac{l_c}{l_1} \quad (14)$$

$$r_2 = 2R_b \frac{S_c}{S_c} = 2R_b \frac{l_c}{l_c} = 2R_b \quad (15)$$

$$r_3 = 2R_b \frac{S_c}{S_3} = 2R_b \frac{l_c}{l_3} \quad (16)$$

ここで、 R_b : ブラシの全接触抵抗、 S_c : 整流子片の全接触面積、 S_1 : ブラシ前端的整流子片とブラシ間の接触面積、 S_3 : ブラシ後端的整流子片とブラシ間の接触面積、 l_c : 整流子片の厚さ、 l_1 , l_3 : それぞれブラシ前端的と後端的の整流子片とブラシの接触長さ (図4参照)

(14)~(16) 式から、接触抵抗は R_b , l_c , l_1 , l_3 から求まる。ここで、 R_b の値は、ブラシ接触電圧降下の V-I 特性 (実測値) が線形であるため一定とした。 l_c は設計値 (または実測値) から求まる。 l_1 , l_3 の値が回転とともに変化し、回転子の位置によって一意的に求まるが、時々刻々の回転子の位置情報が必要である。本論文では、後述の (22) 式により、任意の時刻での回転子の位置を求めているので、 l_1 , l_3 を求めることができ、短絡電流による磁界の影響を考慮した解析が行える特長がある。これにより、始動時の電機子反作用、磁気飽和、短絡電流による磁界の影響を厳密に考慮した過渡電流、過渡トルク、速度を求めることができる。

一般に、モータの回転運動は、次式の運動方程式で与えられる⁽²⁾。

$$T = J \frac{d\omega_r}{dt} + T_l \quad (17)$$

ここで、 T : モータの発生トルク、 J : 回転体の慣性モーメント、 ω_r : 回転体の瞬時の角速度、 T_l : 負荷トルク (機械損も含める)

T の計算には、比較的少ないメッシュで高精度のトルク値が求まる Bil 則による方法を用いた⁽⁴⁾。さらに、 ω_r は回転角 θ を用いて、次式で表せる。

$$\omega_r = \frac{d\theta}{dt} \quad (18)$$

ここで、 θ : 回転角

(18) 式を (17) 式に代入して、整理すると次式を得る。

$$T = J \frac{d^2\theta}{dt^2} + T_l \quad (19)$$

なお、ここでは時間刻み幅を Δt とし、(18) 式右辺の $d\theta/dt$, (19) 式右辺の $d^2\theta/dt^2$ の項をそれぞれ前進差分近似して、時刻 t の回転角 θ_t を求めている⁽³⁾。すなわち、

$$\left. \frac{d\theta}{dt} \right|_{t-\Delta t} = \frac{\theta_t - \theta_{t-\Delta t}}{\Delta t} \quad (20)$$

$$\left. \frac{d^2\theta}{dt^2} \right|_{t-\Delta t} = \frac{\theta_t - 2\theta_{t-\Delta t} + \theta_{t-2\Delta t}}{(\Delta t)^2} \quad (21)$$

$$\theta_t = \frac{(\Delta t)^2}{J} (T_{t-\Delta t} - T_{l,t-\Delta t}) + 2\theta_{t-\Delta t} - \theta_{t-2\Delta t} \quad (22)$$

本論文では、時間刻み有限要素法を用いて、(1)~(12) 式と (19) 式を連立して解くことにより、ベクトルポテンシャル、電流、回転子角速度を求めている⁽³⁾。

3. ユニバーサルモータの定常負荷特性

ここでは、500 W, 2 極, 50 Hz, 100 V, 8.0 A, 19200 min⁻¹ のユニバーサルモータを実験機として用いた。

まず、時間刻み幅を決定するために、一定回転速度で運転するユニバーサルモータの定常負荷特性の計算値と実験値を比較する。ここで、時間刻み幅の選択には、既に文献 (5) でその妥当性が確認されている手順に従った。具体的には、整流変化を考慮した次式を用いた。

$$\Delta t = \frac{60}{N \times N_{\text{segment}} \times N_{\text{sample}}} \quad (23)$$

ここで、 N : 毎分あたりの回転数、 N_{segment} : 整流子片の総数、 N_{sample} : 整流子片あたりのサンプル点 (計算点数)。

実際に、本論文で用いた値は、 $N_{\text{segment}} = 24$, $N_{\text{sample}} = 9$ である。定常負荷時の整流電流については、既に文献 (5) で、補極のないユニバーサルモータでは、遅れコイルの整流電流が不足整流となることを示した。また、整流電流の計算値と実験値のよい一致を確認していることから、ここでは、始動時における電機子電流のみを示し、整流電流の計算結果については省略する。

図5に、ユニバーサルモータの定常負荷時の電機子電流の計算値と実験値を示す。実験は、定格値に近い AC100 V, 18800 min⁻¹ の定常運転時で行った。ここで使用した時間刻み幅の値は、 $N = 18800$ として、 $\Delta t \cong 14.8 \mu\text{s}$ であった。図から、計算値と実験値との一致がよいことがわかる。また、電機子電流の計算値と実験値の両方が、電機子反作用と磁気飽和の影響により、正弦波にはならず、第三次高調波成分を含む波形になっていることがわかる。したがって、電磁界方程式と回路方程式の連成解析が妥当で、時間刻み幅の選択も妥当であることがわかる。

図5 ユニバーサルモータの定常時の電機子電流
Fig.5. Steady-state armature current versus time at AC100 V and 18800 min⁻¹.

図6 磁束分布
Fig.6. Flux distribution at $t = 0.0025$ s.

図6に、時刻 $t = 0.0025$ s で $v = 100$ V のときの磁束分布を示す。

4. 始動特性

ここでは、機械損の影響を明らかにするために、無負荷での速度応答特性を示す。したがって、(19)式の負荷トルク T_l は、機械損によるもののみである。ユニバーサルモータの機械損は、さらに摩擦損と風損に大別できる。

図7に、摩擦損と風損の測定から求めた摩擦によるトルク T_b と風損によるトルク T_w をそれぞれ示す。図で、プロット点は実測値を示し、実線はその近似曲線（一次式）を表す。ここでは、風損によるトルクを直線近似で求めたため、16000 min⁻¹ で、傾きが変わっているように見える

図7 摩擦損と風損によるトルク
Fig.7. Torques due to friction and windage losses.

が、理想的には、回転速度の自乗で変化するものと考えられる。事実、14000 min⁻¹ 以上では回転速度の自乗曲線で近似できることがわかっている。これは、14000 min⁻¹ 未満では風損そのものが小さくなるため、風損測定値からの風損トルクの正確な算定が難しくなるためと考えられる。なお、動摩擦トルクは一定とし、最大静止摩擦トルクを動摩擦トルクの1.3倍（実測値）とした。ここでは、機械損を $T_l = T_b + T_w$ として取り扱い、回転制動係数による項を省略している。以下、直流電源と交流電源に対するユニバーサルモータの始動特性の計算結果と実験結果の比較を示し、本解析法の妥当性を明らかにする。

図8～図10に、直流電源を用いた場合（DC30 V）のユニバーサルモータの始動特性を示す。

図8に、電機子電流の計算値と実験値の比較を示す。図から、計算値と実験値とは、よく一致していることがわかる。

図9に速度応答特性の計算値と実験値の比較を示す。始動直後において、実験値の立ち上がり、計算値に比較して遅いことがわかる。これは、回転数計測に用いたFVコンバータがペリオマチック方式⁷⁾（パルス入力による周波数演算）によるため、始動直後に最初のパルスが入力されても、次のパルスが来るまでの比較的長い時間、出力が現れない（回転数が零）という現象が起きることによる。このことを考慮すれば、計算値と実験値の一致はよく、本解析法の妥当性が確認できる。

図10にトルクの計算値を示す。トルク波形は、始動直後のように電機子電流が大きく、磁気飽和が大きい場合を除いて、電機子電流の自乗の波形になると考えられる。また、図から、電機子スロットによるパーミアンス不均一に基づくトルクリプルが小さいことがわかる。これは、始動直後の約0.1s間を除いて、電機子電流が約3A以下と小さいため、図5の定常時の電機子電流においても、約3A以下で電機子スロットによるパーミアンス不均一に基づく電流リプルの影響が小さいことから推察できる。なお、ここで使用した時間刻み幅の値は、 $t = 2$ sの回転速度の計算値13800 min⁻¹を超える $N = 16000$ として、 $\Delta t \cong 21.4 \mu\text{s}$ であった。

次に、交流電源を用いた場合のユニバーサルモータの始動特性を図11～図16に示す。

図 8 始動時の電機子電流 (DC30 V)

Fig. 8. Armature current during run-up at DC30 V.

図 9 始動時の速度応答 (DC30 V)

Fig. 9. Speed during run-up at DC30 V.

図 11~図 13 は、端子電圧が AC30 V の場合である。これは、先の DC30 V の場合の始動特性と比較するためのものである。

図 11 に、電機子電流の計算値と実験値の比較を示す。DC30 V の図 8 と同様に、電機子電流の計算値と実験値とは、よく一致していることがわかる。

図 12 に速度応答特性の計算値と実験値の比較を示す。図 9 と同様に、始動直後において、実験値の立ち上がりは、

図 10 始動時のトルク (DC30 V)

Fig. 10. Computed torque during run-up at DC30 V.

図 11 始動時の電機子電流 (AC30 V)

Fig. 11. Armature current during run-up at AC30 V.

図 12 始動時の速度応答 (AC30 V)

Fig. 12. Speed during run-up at AC30 V.

図 13 始動時のトルク (AC30 V)

Fig. 13. Computed torque during run-up at AC30 V.

(a) Computed results

(b) Measured results

図 14 始動時の電機子電流 (AC90 V)

Fig. 14. Armature current during run-up at AC90 V.

計算値に比較して遅いことがわかる。これは図 9 のところで既に述べた理由によるものである。このことを考慮すれば、計算値と実験値の一致はよく、交流電源においても、本解析法の妥当性が確認できる。

図 13 にトルクの計算値を示す。電動機に正弦波の交流電圧を印加しているため、図 10 の直流電源のトルク波形と比較して、トルク波形には、大きな脈動トルクが含まれていることがわかる。ここで使用した時間刻み幅の値には、直流電源の DC30 V の場合と同じ $\Delta t \cong 21.4 \mu\text{s}$ を用いた。

図 14~図 16 は、端子電圧が AC90 V の場合である。AC90 V の始動特性は、先の AC30 V の場合に比較して、定格電圧の AC100 V に近く、電機子電流も大きく、高速回転になっている。実験では、AC90 V で既に、始動直後の電機子電流が 60 A を超え、 $t = 2 \text{ s}$ での回転速度も 31000 min^{-1} を超えたので、AC100 V の直入れ始動は行わなかった。

図 14 に、電機子電流の計算値と実験値の比較を示す。AC30 V の図 11 と同様に、電機子電流の計算値と実験値とは、よく一致していることがわかる。

(a) Computed results

(b) Measured results

図 15 始動時の速度応答 (AC90 V)

Fig. 15. Speed during run-up at AC90 V.

図 16 始動時のトルク (AC90 V)

Fig. 16. Computed torque during run-up at AC90 V.

図 15 に、速度応答特性の計算値と実験値を示す。図 9、図 12 と同様に、始動直後において、実験値の立ち上がり、計算値に比較して遅いことがわかる。これは図 9 のところで既に述べた理由によるものである。このことを考慮すれば、計算値と実験値の一致はよく、定格電圧近くにおいても、本解析法の妥当性が確認できる。なお、 $t = 2 \text{ s}$ の回転速度は、計算値と実験値は等しく 31100 min^{-1} であった。

図 16 はトルクの計算値である。トルク波形は、AC30 V のトルク波形同様、脈動トルクが大きいことがわかる。なお、ここで使用した時間刻み幅の値は、 $t = 2 \text{ s}$ の回転速度の計算値 31100 min^{-1} を超える $N = 35000$ として、 $\Delta t \cong 7.94 \mu\text{s}$ であった。

最後に、短絡電流を考慮しない場合、即ち、短絡電流 $i_{s1} \sim i_{s4}$ (図 3 参照) の全てを零として、短絡回路の電圧電流方程式 (3)~(6) 式を省略したときの速度応答特性の計算値を、短絡電流を考慮した場合のものと比較して、図 17 に示す。図から、短絡電流を考慮しない速度応答特性は、考慮したものに比較して計算値が小さく、 $t = 1.2 \text{ s}$ において 6.1% も小さくなっている。これは短絡電流もトルクに寄与

図 17 短絡電流の有無による速度応答の比較 (AC90 V)

Fig. 17. Comparison between computed speed curves with and without short-circuited coil currents during run-up at AC90 V.

しており、短絡電流を無視すると推進トルクが小さくなるためである。ここでは、ページ数の関係で速度応答特性のみを示したが、短絡電流を考慮した電機子電流波形は実験値のものによく一致し、これを考慮しない電機子電流は実験値には見られない凹凸を多く含んだ波形となり、実験値のものと相違することがわかっている。以上のように、短絡電流を考慮することにより、正確な始動特性解析が行えたものと確信している。

5. むすび

本論文では、回転とともに変化するブラシ接触抵抗と機械損を考慮した新しいユニバーサルモータの過渡特性解析を提案した。500 W, 2 極, 50 Hz, 100 V, 8.0 A, 19200 min⁻¹ のユニバーサルモータの始動特性の計算結果と実験結果はよく一致し、本解析法の妥当性が検証できた。また、実機と解析との比較を定常特性・過渡特性（始動特性）について行っており、その一致の良さから、今後の高性能化設計において、本解析が実機試作の省略を可能にすると考えられる。

終わりに、本研究にあたって全面的なご援助を戴いた日立工機株式会社 開発研究所所長の篠原 茂 氏に厚く御礼申し上げます。

(平成 16 年 10 月 13 日受付, 平成 17 年 7 月 22 日再受付)

文 献

- (1) 尾本義一・多田隈進・山下英男・山本充義・米山信一：電気機器工学 I (改訂版), 電気学会 (1990)
- (2) P.C. Krause, O.Wasynczuk, and S.D. Sudhoff: Analysis of electric machinery, IEEE PRESS (1995)
- (3) K. Kurihara, G. Wakui, and T. Kubota: "Transient performance analysis of permanent magnet synchronous motors using the finite element method", *IEEE Trans. IA*, Vol.114, No.5, pp.551-560 (1994-5) (in Japanese)
栗原和美・湧井源二郎・久保田朋次：「有限要素法による永久磁石同期電動機の過渡特性解析」, 電学論 D, **114**, 5, pp.551-560 (1994-5)
- (4) K.J. Binns, C.P. Riley, and M. Wong: "The efficient evaluation of torque and field gradient in permanent-magnet machines with small air-gap", *IEEE Trans. Magn.*, Vol.MAG-21, No.6, pp.2435-2438 (1985)

- (5) K. Kurihara, T. Kadode, T. Kubota, G. Wakui, S. Suzuki, S. Sakamoto, and S. Shinozaki: "Commutation analysis of universal motors including arc voltages", *Proc. JIASC* 1995, Vol.1, pp.277-280 (1995) (in Japanese)
栗原和美・角出 巧・久保田朋次・湧井源二郎・鈴木 俊・坂本眞一・篠崎俊栄：「アーク電圧を考慮した単相直巻整流子電動機の整流解析」, 平 7 電気学会産業応用部門大会, **1**, pp.277-280 (1995-8)
- (6) 執行岩根：電気機械設計論 1, 丸善 (1950)
- (7) ペリオマチック方式については, <http://www.cocores.co.jp/japanese/tech/> を参照のこと。

栗 原 和 美 (上級会員) 1978 年 3 月茨城大学大学院工学研

究科電気工学専攻修士課程修了。同年 4 月 (株) 日立製作所入社。1981 年 4 月茨城大学助手, 同講師, 同助教授を経て, 2004 年 4 月同教授, 現在に至る。1999 年 6 月から 2000 年 3 月まで, Memorial University の客員研究員。博士 (工学)。主として, 有限要素法を用いた回転機の磁界解析, 永久磁石同期電動機, 整流子電動機の研究に従事。1990, 1991 年電気学会論文発表賞受賞。日本応用磁気学会, IEEE 会員。

坂 本 眞 一 (正員) 1950 年 4 月 28 日生。1973 年 3 月東北

大学理学部物理第 2 学科卒業。1975 年 3 月同大学大学院修士課程修了。同年 4 月日立工機 (株) 入社。現在, 同社 開発本部 開発研究所 主任研究員。主として整流子モータおよびその整流の研究に従事。