3次元磁界解析によるサイリスタ始動時の タービン発電機回転子まわりの渦電流分布解析

正員 湧井 真一 (日立)

正員 井出 一正 (日立)

正員 高橋 和彦 (日立)

正員 高橋 身佳 (日立)

正員 八木 恭臣 (日立)

3D Magnetic Field Analysis of Turbine Generator Rotor Eddy Currents for a Static Frequency Converter Starting

Shin'ichi Wakui, Member, Kazumasa Ide, Member, Kazuhiko Takahashi, Member, Miyoshi Takahashi,
Member, Yasuomi Yagi, Member (Hitachi Ltd.)

The presence of stator current harmonics from static frequency converter starter operation results in the induction of currents of various magnitudes and frequencies on the surface of the rotor. These eddy currents flow in series-parallel paths comprised of rotor iron, rotor wedges, damper bars and retaining rings and distribute according to the impedance of the paths. If the plural rotor wedges retain field coils in one slot, the eddy current paths are complicated further. This paper describes turbine generator rotor eddy currents and losses for a static frequency converter starting. To consider air parts between a rotor wedge and the adjoining wedge, the currents are calculated by three-dimensional numerical magnetic field analysis. The results are as follows.

- (1) The eddy currents flow mainly in the wedge.
- (2) If there are the damper bars, the eddy currents concentrate in the damper bars between two adjoining wedges.
- (3) If there is no damper bar, the eddy currents concentrate in the rotor tooth between two adjoining wedges.

キーワード：タービン発電機，回転子ウェッジ，渦電流，渦電流損，サイリスタ始動

1. まえがき

ガスタービンと蒸気タービンを併用したコンバインドサイクル発電プラントでは，ガスタービンの燃焼温度の高温化に伴い，大容量化が進み，これに付随してガスタービン用の始動装置も大容量化が必要になってきた。従来の始動方式では，誘導電動機とトルクコンバータから成るトルクコンバータ方式が採用されてきたが，トルクコンバータの大容量化には限界があるため，代替始動方式としてサイリスタ始動方式が検討され^{(1) (2)}，近年，国内でも実用化され始めている⁽³⁾。この始動方式は，タービン発電機をサイリスタモータとして駆動する方式である⁽⁴⁾。

一般に大容量機となり，軸長が長くなると，回転子ウェッジは熱伸びによる諸障害の回避および製作の容易さの点から，軸長に対して十分短い，いわゆる短尺ウェ

ッジが使用される。このように，複数の短尺ウェッジを軸方向に並べてスロット内の界磁巻線を保持する場合，サイリスタ始動時にはウェッジ間の切れ目において，ウェッジ胴部に流れていた渦電流が，ダンパバーおよび回転子ティースにまわり込み，特定の箇所に集中すると考えられる。

先に筆者等は2次元磁界解析や同期機のd-q軸等価回路に基づいた計算により，サイリスタ始動時の機内磁場，渦電流分布およびトルク波形などの現象を明らかにした^{(5) ~ (7)}。しかし，これらの報告ではタービン発電機の2次元断面をベースに，サイリスタ始動時の電磁氣的諸量を計算していたため，短尺ウェッジの切れ目における3次元的な渦電流のふるまいは十分に検討していなかった。また，回転しているタービン発電機の回転子ティース，ウェッジ，ダンパバーなどを流れる渦電流，これによって発生する損失などは実測が困難であることもあって，

実測面からも現象が十分に解明されないままであった。

一方、近年は3次元磁界解析の手法が確立されると共に⁽⁸⁾⁽⁹⁾、計算時間が実用に耐えられる域に達しつつあり、計算精度も良好なことが実証されるようになってきた⁽¹⁰⁾。近年の3次元磁界解析技術を適用すれば、幾つかの仮定を導入したうえで、このような3次元的な渦電流現象も解明できるものと期待される。

本論文では、タービン発電機の回転子に用いられる短尺ウェッジに着目し、サイリスタ始動時の回転子まわりの渦電流現象を3次元磁界解析によって解明することを目的とする。すなわち、サイリスタ始動時で最も冷却条件の厳しくなる低速回転域において、ウェッジの長尺・短尺、ダンパバーの有無、ウェッジの導電性の有無の各種条件で、ウェッジ、ティース、ダンパバーなどに分担する渦電流、それぞれに発生する渦電流損を計算する。その結果、サイリスタ始動時の渦電流分布がウェッジの長尺・短尺、ダンパバーの有無、ウェッジの導電性の有無などで変化することが数値的に把握できた。

本論文は、以上の数値解析と、その結果得られた知見について報告するものである。

2. サイリスタ始動方式とタービン発電機の構造⁽⁷⁾

本章では、サイリスタ始動方式およびタービン発電機の構造について概略を述べる。

図1にサイリスタ始動方式の概略を示す。サイリスタ始動方式とは、可変周波数電源であるサイリスタ始動装置を用いてタービン発電機を可変速の同期電動機として始動する方式であり、1台のサイリスタ始動装置で多軸のタービン発電機を始動することが可能であること、誘導電動機とトルクコンバータが不要であるため軸長を短くすることが可能であること、大容量化の障害がないこと等の特徴を有している。

サイリスタ始動方式に用いられる変換器は電流形インバータであり、電機子電流は120度通電形の波形となる。このような電流波形には複数の時間高調波成分が含まれ、これらの成分はタービン発電機の回転子に対して非同期磁界を形成する⁽⁷⁾。

図2にタービン発電機の回転子構造を示す。タービン発電機の回転子は機械的に頑強でなければならず、シャフト、界磁極および鉄心を一塊の鍛鋼から製作する。界磁巻線は円筒形鉄心のスロット内に分布巻にして納め、界磁巻線を保持するために、スロット頭部にウェッジを挿入する。ウェッジの材質としては鋼およびアルミ合金が一般に使用される。したがって、タービン発電機の回転子は導電性を有するため、非同期磁界が生じると回転子表面に渦電流が誘発される。

一方、発電機の容量が大きくなり、軸長が長くなると、渦電流による熱伸びの緩和、機械加工および組立上の制約から、回転子ウェッジを発電機の軸長より短くして、複数本の短尺ウェッジでスロット内の界磁巻線を保持するのが一般的である。したがって、これらウェッジの切れ目において、ウェッジに流れていた渦電流がダンパバ

ーおよび回転子ティースにまわり込み、局部的に渦電流が集中すると思われる。

3. サイリスタ始動時の渦電流および損失分布

本章では、400MVA級のタービン発電機を対象に、サイリスタ始動時の渦電流および損失を検討した。

<3.1> 解析対象機および磁界解析 表1は解析対象機の主要諸元であり、対象機は400MVA級タービン発電機である。表1に示されるように解析対象機の回転子には、1極あたり14のスロットが設けられている。

図3に解析領域を示す。タービン発電機は軸長が長く、400MVA級の場合は軸長が4m以上となる。したがって、軸端部の磁束および構造物が回転子胴部中央の渦電流現象に及ぼす影響は小さいと考えられることから、軸端部の影響を無視し、短尺ウェッジ1本あたりの領域をディリクレ境界条件を用いて解析した。また、回転子の冷却条件は低速回転域の方が厳しくなることから、機内磁界を回転数100rpm時相当とすると共に、サイリスタ始動時

図1 サイリスタ始動方式の構成

Fig.1. System construction of static frequency converter starting method.

図2 タービン発電機の回転子構造

Fig. 2. Schematic diagram of turbine generator rotor structure.

の機内高調波起磁力は、回転子上で6の倍数次成分から成り、第6次高調波成分が最も大きいこと⁽⁶⁾⁽⁷⁾、計算する運転条件における電機子電流の基本波成分は定格値の2%程度の240A、界磁電流は無負荷定格の40%程度であり、磁気飽和は生じないと考えられることから、本報告では以下のような条件で3次元磁界解析を行った。

- 1) 磁気飽和無視、鉄心の比透磁率1000。
- 2) 回転子静止、界磁電流は零として、電機子巻線に第6次高調波成分を通電。
- 3) 第6次高調波成分の周波数 $f_6=10\text{Hz}$ 。
- 4) d軸電機子電流およびq軸電機子電流をそれぞれ単独に通電。文献(7)より、サイリスタ始動時には楕円回転磁界が生じ、特に、強制転流時はその主軸がd軸上であることから、電機子電流のd軸成分は82.3A、q軸成分は13.7A。
- 5) 回転子各部の導電率は適用材質に対応して与え、その大きさは、回転子鉄心<ウェッジ<ダンパバー。
- 6) 短尺ウェッジ1本あたりの長さ(図3領域A)200mm、空気層(ウェッジ間の切れ目)の長さ(図3領域B)5mm。
- 7) ウェッジ間の切れ目のみ考慮し、ティース、ウェッジおよびダンパバー間の接触抵抗は考慮せず。

表1 解析対象機の主要諸元

Table 1. Specifications of analyzed machine.

項目	諸元
電機子電圧 (kV)	23
極数	2
周波数 (Hz)	50
回転子スロット数	28

図3 解析領域

Fig. 3. Analysis region.

なお、本報告で用いた解析は辺要素有限要素法と時間差分法を組み合わせた手法であり、解析モデルの要素数は約32000である。

表2に解析ケースを示す。表に示した解析ケース1, 2は短尺ウェッジでダンパバー有、無の場合を比較したケースで、解析ケース3, 4は長尺ウェッジでダンパバー有、無の場合を比較したケースである。なお、本論文では、基本波周波数 $f_1=1.67\text{Hz}$ (第6次高調波 $f_6=10\text{Hz}$)、すなわち冷却条件の厳しい低速回転域の場合について検討したため、遠心力が小さく、ティース、ウェッジおよびダンパバー間の接触状態は良好とはいえない。このような場合、ウェッジに流れる渦電流の多くは、ウェッジの中で閉ループを構成することから、回転子全体に流れる渦電流と比較して、ウェッジに流れる渦電流は微小となる。したがって、解析ケース5, 6ではウェッジの導電率を零、すなわちウェッジがティースおよびダンパバーと接触していない条件に等価な計算とした。

図4に解析ケース1における回転子各部の渦電流分布を示す。なお、この結果はd軸電流通電時の結果であり、(a)は回転子ウェッジ、(b)はダンパバー、(c)は回転子鉄心に流れる渦電流密度を示している。図から、渦電流は主にウェッジに流れ、軸方向に空気層がある部分において、渦電流はティース部にも僅かに迂回するが、主にダンパバーに集中することがわかる。

図5にq軸最寄りのウェッジとダンパバーの軸方向渦電流分布を解析ケース1の場合について示す。この結果はd軸電流通電時の結果であり、ウェッジおよびダンパバーに流れる渦電流は、ウェッジ中央から70mm程度まではほぼ一定である。ウェッジ中央から70mm以上となると、ウェッジの渦電流がダンパバーをバイパスして流れることがわかる。

図6に解析ケース2における回転子各部の渦電流分布を示す。この結果はd軸電流通電時の結果で、(a)は回転子ウェッジ、(b)は回転子鉄心に流れる渦電流密度を示している。渦電流は主にウェッジに流れ、軸方向に空気層のある部分で、渦電流はティース部に集中している。また、回転子鉄心に流れる渦電流は、ケース1の場合と比較して、約6倍と大きくなっている。

<3.2> 渦電流分布 本節では、回転子ウェッジ、ダンパバーおよびティース部に流れる渦電流について検討した。

図7にタービン発電機の回転子断面の模式図を示す。ここでは、図示のように、d軸より回転子の回転方向に対して進んだd軸最寄りのスロットを#1スロットとし、順にq軸側に向かって#2スロット、…とし、q軸最寄り

表2 解析ケース

Table 2. Calculation cases.

	Case 1	Case 2	Case 3	Case 4	Case 5	Case 6
ウェッジ	短尺	短尺	長尺	長尺	無	無
ダンパバー	有	無	有	無	有	無

図4 渦電流分布 (Case 1, d 軸電流通電時)

Fig. 4. Eddy current distributions in case 1 with d-axis current flowing.

のスロットを#7 スロットとする。ポール部についても d 軸より回転子の回転方向に対して進んだ位置のポール部を#1 として、#1 スロットと#2 スロット間のティースは#2 ティースとし、順に q 軸側に向かって#3 ティース、…とし、q 軸最寄りのティースを#8 ティースとする。ここで、以下の解析では 1 極分を対象としたため、#8 ティースの断面積は他のティースの 1/2 である。また、便宜上ポール部の結果は、ティースの計算結果とともに示すこととする。

なお、機内磁界が楕円回転磁界の場合、d 軸に対して

図5 q 軸最寄りのウェッジおよびダンパバーの軸方向渦電流分布 (Case 1, d 軸電流通電時)

Fig. 5. Eddy current distributions in the nearest wedge and damper bar to the q-axis.

図6 渦電流分布 (Case 2, d 軸電流通電時)

Fig. 6. Eddy current distributions in case 2 with d-axis current flowing.

対称の位置であっても、d 軸より回転方向に対して進み側と遅れ側では渦電流の大きさが異なる。しかし、本解析の条件では楕円回転磁界の d 軸成分に対して q 軸成分が 1/6 であるため、d 軸磁界によって流れる渦電流が支配的となり、進み側と遅れ側における渦電流の絶対値の差は小さい。したがって、d 軸より回転方向に対して進み側の位置に対する結果のみ表示することとする。

図7 タービン発電機の回転子断面図

Fig. 7. Cross section of turbine generator rotor.

前節で述べたように、本報告ではd軸電機子電流 $i_d(t)$ およびq軸電機子電流 $i_q(t)$ を単独に通電して磁界解析を行ったため、サイリスタ始動時の6次高調波成分による楕円回転磁界相当に換算する必要がある。ここで、通電した $i_d(t)$ 、 $i_q(t)$ を次式に示す。

$$i_d(t) = I_d \times \cos\left(\omega t - \frac{\pi}{2}\right) \quad \dots\dots\dots (1)$$

$$i_q(t) = I_q \times \cos\left(\omega t - \frac{\pi}{2}\right) \quad \dots\dots\dots (2)$$

このときの回転子各部の渦電流の解 $i_{ed}(t)$ 、 $i_{eq}(t)$ が次式のように得られたとする。

$$i_{ed}(t) = I_{ed} \times \cos(\omega t + \delta_{ed}) \quad \dots\dots\dots (3)$$

$$i_{eq}(t) = I_{eq} \times \cos(\omega t + \delta_{eq}) \quad \dots\dots\dots (4)$$

ここで、本報告の運転条件では線形であると仮定しているため、サイリスタ始動時の各部渦電流の解 $i_e(t)$ は以下のようになる。

$$i_e(t) = I_{ed} \cos(\omega t + \delta_{ed}) + I_{eq} \cos\left(\omega t - \frac{\pi}{2} + \delta_{eq}\right) \quad \dots\dots (5)$$

以下の結果(図8、図9)に示した渦電流は、磁界解析より得られた $i_{ed}(t)$ 、 $i_{eq}(t)$ を(5)式に代入して求めた値である。

図8に解析ケース1、すなわち短尺ウェッジ、ダンパバー有の時の渦電流の絶対値を示す。同図(a)はウェッジに流れる渦電流をスロット別に示したもので、図3の領域A(ウェッジ側)の中央断面を通過する渦電流である。#2～#7スロットのウェッジに流れる渦電流は#2スロットが最小であり、q軸に近づくに従って渦電流は大きくなる傾向を示している。これは、サイリスタ始動時においてd軸上で長軸、q軸上で短軸の楕円回転磁界が生じ⁽⁶⁾、これを減衰するように渦電流が流れるためである。一方、#1スロットのウェッジに流れる渦電流が#2および#3スロットのウェッジに流れる渦電流より大きくなっている。

図8 渦電流の振幅 (Case 1)

Fig. 8. Amplitude of eddy currents in case 1.

る。これは、ポール部にはウェッジが無く、回転子鉄心よりウェッジの方が導電率が高いため、#1スロットのウェッジに渦電流が集中したことが原因であると考えられる。

(b)はダンパバーに流れる渦電流をスロット別に示したものである。図において、AおよびBはそれぞれ図3の領域A(ウェッジ側)、領域B(空気層側)の中央断面を通過する渦電流を示している。ウェッジに流れる渦電流と同様、#2～#7スロットのダンパバーに流れる渦電流はA、Bともに#2スロットが最小であり、q軸に近づくに従って渦電流は大きくなる傾向を示している。また、#1スロットのダンパバーに流れる渦電流が#2および#3ス

図9 渦電流の振幅 (Case 2)

Fig. 9. Amplitude of eddy currents in case 2.

図10 渦電流損

Fig. 10. Eddy current losses.

ロットのダンパーに流れる渦電流より大きくなっている。一方、A と B を比較すると、スロット位置に関わらず B は A の約 6.3 倍と大きくなっている。これは、軸方向に空気層がある部分において、ウェッジに流れていた渦電流がダンパーに集中することを意味している。

(c)は回転子ティースおよびポール部に流れる渦電流を示したものである。なお、図 7 に示したように解析領域上 #8 ティースの断面積はその他のティースの 1/2 である

ことから、#8 ティースの渦電流はティース 1 本分の値に換算して示した。ウェッジおよびダンパーと同様、大略ティース部に流れる渦電流は A, B とともに d 軸側が小さく、q 軸に近づくに従って大きくなる傾向を示している。また、A と B とを比較すると、ティースの位置に関わらず B は A より大きくなっている。しかし、最大でも 20A 程度であり、ウェッジに流れていた渦電流は軸方向に空気層がある部分でダンパーに集中し、ウェッジ間の空

気層がティース部に及ぼす影響は小さいことがわかる。ポール部 #1 においても軸方向に空気層がある部分で渦電流が大きくなっているが、ティース部と同様にウェッジ間の空気層による影響は小さい。

また(a)~(c)より、回転子各部に流れる渦電流は最大でも 120A 以下であり、回転子の温度上昇は十分小さいと考えられる。

図 9 に解析ケース 2、すなわち短尺ウェッジ、ダンパバー無の時の渦電流を示す。(a)はウェッジに流れる渦電流を示したもので、図 8 と同様に大略 d 軸側から q 軸側に近づくに従って渦電流が大きくなっており、#7 スロットのウェッジに流れる渦電流が最大で 115A 程度である。(b)はティースおよびポール部に流れる渦電流を示したもので、A 部での値は小さいが、B 部すなわちウェッジ間の空気層のある部分において最大 90A を超えている。これは、ダンパバー無としたため、ウェッジに流れていた渦電流が軸方向に空気層がある部分で回転子ティースに集中したことが原因である。

<3.3> 損失分布 本節では、サイリスタ始動時における渦電流損を求め、ウェッジの長さおよびダンパバーの有無が渦電流損に及ぼす影響について検討する。なお、図 10 および図 11 では解析ケース 1 の場合の回転子全損失を基準にして、相対的に比較している。

図 10 に回転子各部の渦電流損を示す。(a)は回転子全体の損失を解析ケース毎に示したものである。解析ケース 1 および 2 から、短尺ウェッジの場合ダンパバーを設けると損失が減少することがわかる。ケース 3 および 4 から、長尺ウェッジの場合、ダンパバーの有無による損失の差はほとんどなく、ダンパバーを設ける必要はないと考えられる。一方、ケース 5 および 6 から、ウェッジの導電率が零、すなわち遠心力が小さく、ウェッジとティースが接触していない状態では損失が大きくなるが、ダンパバーを設けることにより損失が半分以下になることがわかる。

同図(b)、(c)および(d)はそれぞれ回転子の渦電流損を回転子鉄心、ウェッジ、ダンパバー毎に比較したものである。これらの結果から、解析ケース 1 は主にウェッジで損失が発生し、ケース 2 は回転子鉄心とウェッジ、ケース 3 および 4 はウェッジ、ケース 5 はダンパバーと回転子鉄心、ケース 6 は回転子鉄心に主に損失が発生することがわかる。

図 11 に回転子各部の損失分布を解析ケース 1 の場合について示す。(a)はティース部における損失分布を示したもので、図中のティース番号は図 7 に示したティース番号に対応している。ティースの損失は、大略 d 軸寄り小さく、q 軸に近づくに従って大きくなる傾向がある。なお、解析領域上 #8 ティースの断面積はその他のティースの 1/2 であることから、#8 ティースの渦電流損はティース 1 本分の値に換算して示した。同図(b)、(c)はそれぞれウェッジおよびダンパバーの損失分布を示したものである。ウェッジおよびダンパバーの損失分布の傾向は図 7 に示した渦電流分布と同じで #2 スロットが最も小さく、

図11 損失分布 (Case 1)

Fig. 11. Eddy current loss distributions in case 1.

q 軸に近づくに従って大きくなり、#7 スロットが最大となっている。

4. むすび

タービン発電機におけるサイリスタ始動時の渦電流および損失を 3 次元磁界解析を用いて計算した。本報告は、特に短尺ウェッジの影響に着目したが、解析から得られた知見を纏めると以下ようになる。

- 1) 短尺ウェッジのとき、ウェッジの切れ目以外のほとんどの領域では、主にウェッジに渦電流が流れる。
- 2) 短尺ウェッジのとき、ダンパバーが無ければウェッジの切れ目極近傍でのみ、渦電流がティースをバイパス

する。ダンパーが有る場合は、ウェッジの切れ目極近傍で、渦電流の多くがダンパーをバイパスし、ティースにはほとんど流れない。

- 3) 回転子に発生する渦電流損の総計は、長尺ウェッジのとき、ダンパーの有無による差はほとんど認められないが、短尺ウェッジとするとティース部よりダンパーの方が導電率が高いため、ダンパーの設置によって渦電流損が減少する。
- 4) 回転子鉄心と短尺ウェッジが接触していない状態を想定し、回転子ウェッジの導電率を零としたとき、ダンパー無に対して有とすると、回転子に発生する渦電流損の総計は1/2以下に減少する。

なお、不平衡負荷時に発生する逆相回転磁界の場合、電機子高調波起磁力は楕円回転起磁力ではなく、真円となるが、本論文で明らかとなった回転子スロットまわりのウェッジ、ティース、ダンパーへの渦電流分担には類似性があると考えられる。逆相の問題も含めて、タービン発電機の回転子まわりの3次元的な渦電流分布は、本論文で始めて数値的に解析されたと思われる、その点での参照価値を有するものと考えている。

(平成9年12月12日受付、平成10年4月20日再受付)

文 献

- (1) 木村秀夫・上田健二・豊田勝：「火力発電所用サイリスタ起動装置」，三菱電機技報，Vol. 67，No. 5 (平5)
- (2) 田中正彦・伊藤裕道・大高徹：「タービン発電機の技術動向」，東芝レビュー，Vol. 48，No. 5 (平5)
- (3) 林正孝・村林一彦・柴田正彦：「東京電力(株)横浜火力発電所7号系列納入ガスタービンサイリスタ起動装置」，東芝レビュー，Vol. 51，No. 10 (平8)
- (4) 柴田孝則ほか：「交流電動機の変速駆動」，(昭56)東京電機大学出版局
- (5) 井出一正・湧井真一・小原木春雄・高橋身佳・宮川家導・八木恭臣：「サイリスタ始動タービン発電機における高調波磁場の解析」，電学回転機研資，RM-93-71 (平5)
- (6) 湧井真一・井出一正・小原木春雄・高橋身佳・宮川家導・八木恭臣：「タービン発電機におけるサイリスタ始動時の電磁気的特性の解析」，電学回転機研資，RM-94-93 (平6)
- (7) 湧井真一・井出一正・小原木春雄・高橋身佳・宮川家導・八木恭臣：「タービン発電機におけるサイリスタ始動時の電磁気的特性の考察」，電学論D，Vol. 115，No. 9 (平7)
- (8) ロベール・フィリップ・伊藤元哉・高橋孝夫：「3次元非定常磁場解析法による電気学会うず電流モデルの計算」，電子情報通信学会資料，NLP90-21 (平2)
- (9) A. Kameari："Three Dimensional Eddy Current Calculation Using Edge Elements for Magnetic Vector Potential"，Applied Electromagnetics in Materials，

Pergamon Press，pp.225-236 (1988)

- (10) 高橋和彦・高橋身佳・佐藤征規・塩原亮一・植田清隆・木村敬：「70MW級超電導発電機の3次元磁界解析」，電学回転機研資，RM-97-95 (平9)

湧井 真一

(正員) 昭和41年6月4日生。平成4年3月秋田大学大学院鉱山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。日立研究所勤務。回転電気機械の研究に従事。平成8年電気学会論文賞受賞。

井出 一正

(正員) 昭和39年1月5日生。昭和63年3月東北大学大学院工学研究科電気及通信工学専攻博士前期課程修了。同年4月(株)日立製作所入社。日立研究所勤務。回転電気機械の研究に従事。工学博士。日本応用磁気学会，IEEE会員。平成5年電気学会論文賞受賞。

高橋 和彦

(正員) 昭和39年2月20日生。平成元年3月法政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。日立研究所勤務。MRイメージング装置，回転電気機械の研究に従事。日本応用磁気学会会員。

高橋 身佳

(正員) 昭和24年5月11日生。昭和47年3月秋田大学鉱山学部電気工学科卒業。同年4月(株)日立製作所入社。日立研究所勤務。回転電気機械の研究に従事。現在，同所主任研究員。工学博士。日本応用磁気学会，低温工学会，IEEE会員。平成元年および平成8年電気学会論文賞受賞。

八木 恭臣

(正員) 昭和29年5月10日生。昭和54年3月東京大学大学院修士課程修了。同年4月(株)日立製作所入社。日立工場勤務。超電導磁石，核融合装置，タービン発電機，超電導発電機的设计，開発に従事。この間，昭和60年12月アメリカ・ミシガン大学修士課程修了。現在，同所主任技師。平成8年電気学会論文賞受賞。