70MW 級超電導発電機の界磁巻線の熱的安定性の検証

正員 下畑 賢司 (三菱電機)
 非会員 稲口 隆 (三菱電機)
 正員 守田 正夫 (三菱電機)
 正員 中村 史朗 (三菱電機)
 正員 前田 進 (三菱電機)
 正員 鈴木 一市 (三菱電機)
 正員 平尾 俊樹 (Super-GM)

Verification of thermal stability of the field coil for the 70MW class superconducting generator

Kenji Shimohata, Member, Takashi Inaguchi, Non Member, Masao Morita, Member,
 Shirou Nakamura, Member, Susumu Maeda, Member, Kazuichi Suzuki, Member
 (Mitsubishi Electric Corporation)
 Toshiki Hirao, Member
 (Super-GM)

Superconducting generators have many advantages such as increasing generation efficiency, improving power system stability and reducing size and weight in comparison with conventional generators. 70MW class superconducting generators are being developed in Japan to verify the basic technologies for a 200MW class superconducting pilot generator. Manufacture of 70MW slow response excitation type rotor has begun in 1992 and factory tests were conducted in 1996. Succeeding to the factory tests, the rotor was combined to the stator with air gap windings in the verification test facility in Osaka power station and verification tests were conducted in 1998. The advantages and the reliability of superconducting generators have been clarified in these tests.

In this paper, experimental results and analysis of the stability of the superconducting field windings at two kinds of severe tests: a continuous pulse excitation test and a sudden short circuit test are discussed. The main results are summarized as follows.

- (1) Any quench has not occurred in the severe tests.
- (2) A calculation method for the temperature rise of the conductor and the helium is developed in order to explain the experimental results. The calculated results agree well with the experimental ones.

キーワード: 超電導発電機、回転子、超電導界磁巻線、クエンチ、交流損失

1. まえがき

界磁巻線を超電導化した超電導発電機は、効率向上、電力系統の安定性向上といった利点があり、研究開発が行われている。現在、通商産業省工業技術院のニューサンシャイン計画「超電導電力応用技術開発」の一環として 1988 年度からの 12 年計画により、200MW 級パイロット機の設計・製作に必要な技術開発を目的とした「70MW 級モデル発電機」(以下 70MW 級機と略記)の開発が進められている⁽¹⁾。

この計画において、筆者らは低速応型超電導発電機の開発を担当しており、要素技術開発および「ロータ部分モデ

ル」の成果⁽²⁾を反映して 70MW 級機回転子の設計・製作を進め、1996 年度に工場での回転励磁試験を行った⁽³⁾。

また、1998 年 3 月から 9 月にかけてステータと組み合わせた現地実証試験を超電導組合試験センタ(関西電力(株)大阪発電所構内)で実施した。現地実証試験において、超電導発電機としての基本特性検証試験、世界最大の 79.7MW の発電試験、世界最長の 1500 時間連続運転試験、過酷試験として連続パルス励磁試験や三相突発短絡試験などの全試験項目を成功裏に完了した⁽⁴⁾⁽⁵⁾。

本報告では、現地実証試験の連続パルス励磁試験および突発短絡試験の試験結果に基づき、超電導界磁巻線の熱的安定性を解析した結果について報告する。

2. 70MW 級モデル機の仕様

表 1 に、70MW 級モデル機の主な設計諸元を示す。図 1 に、回転子の断面図を示す。回転子は超電導界磁巻線を液体ヘリウムで極低温に冷却するため、真空断熱層を設けた多重円筒構造である。回転時は遠心力により円筒状のヘリウム液面が形成される。界磁巻線は片極あたり 5 個のコイルを直列接続したものであり、それぞれのコイルは巻線取付軸のスロットに納めている。図 2 に、超電導導体の模式図を示す。超電導導体は、過渡時の交流損失での温度上昇によるクエンチを防止するため Cu/CuNi/NbTi の 3 層構造素線を 9 本撚り合わせたもので、磁界変化率 5T/s における導体の交流損失計算値は 50kW/m^3 である。導体絶縁は超電導導体にポリイミドテープを巻いた上に、プリプレグ絶縁テープをスパイラル状にすかせ巻きして冷却流路を設けている。界磁巻線を強固に固定するため、巻線後にプリプレグ絶縁テープの樹脂を加熱硬化して導体相互を接着している。

3. 連続パルス励磁試験

〈3.1 試験結果〉 連続パルス励磁によるクエンチ試験は、パルス励磁時の損失でヘリウム槽内の圧力を上昇させ、ヘリウム温度と巻線温度を上昇させ、クエンチ発生を試みる試験である。図3に、70MW級モデル機の界磁巻線のロードライン、定格出力ポイントおよび連続パルス励磁試験時の最大通電ポイントを示す。過酷試験に先立って実

図 1 70MW 級機の回転子の断面図
Fig.1. Schematic drawing of the transverse cross section of the rotor for the 70MW machine.

図 2 超電導導体の模式図
Fig.2 Schematic drawing of the conductor

表 1 70MW 級機の諸元
Table 1 Main parameters of the 70MW machine

発電機	
容量	83 MVA
電圧	10 kV
電流	4792 A
回転子	
回転速度	3600rpm
外径	890mm
界磁巻線	
コイル数	5 / pole
長さ	1900mm
インダクタンス	0.5H
設計定格動作点	3000A/4.5T
設計最大電流/磁界	3600A/5.4T
速応励磁時励磁速度	300A/s (0.1p.u/s)
素線	
素線外径	1.6mm
フィラメント数	9 μm
ツイストピッチ	16mm
Cu/CuNi/NbTi	2/1/1
残留抵抗比	160
導体	
幅	7.4mm
厚み	2.9mm
素線数	9
ツイストピッチ	75mm
交流損失	50kW/m^3 (5T/s)
絶縁	ポリイミドテープとプリプレグ絶縁テープのすかせ巻き

施した発電機としての基本試験の結果より、定格出力時の電流は2696Aである。連続パルス励磁試験は、電流変化率 690A/s で、定格電流2696Aから最大3226Aまで、電流変化率 850A/s の三角波状パルス励磁を連続12パルス(36.1秒)継続した。この試験条件による損失は、励磁速度の仕様である 300A/s で定格電流まで10秒間で上昇させる場合の約20倍に相当する。図中に、推定した各温度に対する導体の I_c を示した。最大電流時の臨界温度は約6.2Kである。

図4に、連続パルス励磁試験結果を示す。計測データとして、ヘリウム槽の圧力および巻線取付軸の温度を示す。巻線取付軸の温度は、損失がほぼゼロである磁極部で測定しており、界磁巻線の周りの液体ヘリウム温度とはほぼ同じと考えられる。連続パルス励磁終了時の取付軸温度は5.2K

図 3 70MW 級モデル機の界磁巻線のロードライン
Fig.3 Load line and critical currents of the rotor

図4 連続パルス励磁試験結果
Fig.4 Test results of the continuous pulse excitation

であり、その後最高5.5Kに達したが、界磁巻線にクエンチは発生しなかった。

ワイヤモーション等による局所的発熱で発生する一般的なクエンチに対しては、導体最高温度は130Kと問題ないレベルであり、ヘリウム槽の圧力上昇は許容値2MPaに対し1.3MPaと十分な強度を有している。しかし、ヘリウムの温度上昇で界磁巻線の温度が均一に上昇して臨界温度に達すると、両極の界磁巻線で同時にクエンチする確率が高まる。この時、クエンチは両極の差電圧で検出しているため、クエンチ検出と保護が遅れる可能性がある。さらに、界磁巻線の温度が高い場合、常電導領域の伝播速度が早いいため、ヘリウム槽内で消費するエネルギーが大きくなる。この時の界磁巻線の最高温度・ヘリウム槽の最大圧力の制約から、ヘリウムの最高温度を5.5Kに設定し、12パルスまでの試験とした。

〈3.2 導体温度計算方法〉

(1) 計算手順

連続パルス励磁試験時には、界磁巻線、巻線取付軸、ベッセル、ダンパに交流損失や渦電流損失などの損失が発生する。界磁巻線や巻線取付軸の損失は、それらに蓄えられとともにヘリウムに入熱し、ヘリウム温度が上昇する。また、界磁巻線の温度は、自身の損失や巻線取付軸からの熱伝導によりヘリウム温度から上昇する。これらを合わせ、導体の温度上昇を計算した。計算手順は以下の通りである。

1. ヘリウムへの入熱によるヘリウム温度の上昇 (δT) を計算
2. ヘリウム温度 (T_b) を一定とし、ヘリウム温度からの、導体の温度上昇を計算 (ΔT)
3. 1,2より導体温度(T_{cond})を計算 ($T_{cond}=T_b+\delta T+\Delta T$)

図5 連続パルス励磁時の巻線取付軸での損失密度
Fig.5 Calculation result of the excitation loss at the support and vessel during the pulse excitation

(2) 損失

a. パルス励磁時の巻線取付軸、ベッセルでの損失

ノードルネットワーク法を用いた2次元定常解析により計算した。図5に、電流変化率が690 A/sの場合の巻線取付軸およびベッセルの損失密度を示す。#5スロット近傍の損失が最も大きく、最大損失密度は29kW/m³である。#1スロット近傍の損失は10kW/m³以下と小さい。

b. 導体の損失

磁界変化率5T/s (電流変化率3333A/s) での交流損失は、ヒステリシス損失に起因し電流変化率に比例する単位時間あたりの損失を9kW/m³、電流変化率の2乗に比例する結合損失や渦電流損失を41kW/m³と見積もった。これから電流変化率690 A/sでの単位時間あたりの導体の全交流損失を3.7 kW/m³とした。

連続パルス励磁中は電流変化率がほぼ一定のため、以下の解析ではこれらの損失を一定とした。

(3) ヘリウムへの入熱

図6に、連続パルス励磁時の熱移動の模式図を示す。界磁巻線からの入熱(Q_1)、巻線取付軸からの入熱(Q_2)、系外へ排出されるエネルギー(Q_3)から、ヘリウムに加えられるエネルギー(Q)は以下で表せる。

$$Q = Q_1 + Q_2 - Q_3 \quad (6)$$

ここで、各熱移動量は以下の条件で計算した。

Q1: 界磁巻線はヘリウム冷却流路を設けた構成であり、冷却条件が良いため、界磁巻線で発生した熱量は速やか

図6 ヘリウム槽の熱移動の模式図
Fig.6 Schematic drawing of the heat transfer during continuous pulse excitation

にヘリウムに移動する。

Q2: 巻線取付軸からヘリウムへの熱移動は、巻線取付軸の熱解析を行ない、巻線取付軸の温度分布の時間変化を計算した。この時、巻線取付軸とヘリウムが接している面からの熱伝達による熱移動が、ヘリウムへの入熱になる。

Q3: 排出されるガスヘリウム流量と、供給されるヘリウムと排出されるヘリウムのエンタルピー差から求めた。ガスヘリウム流量はヘリウム槽内の圧力に比例するとした。その比例係数は配管抵抗に依存するため、現地実証試験でのヘリウム槽内の圧力とガスヘリウム流量の関係から求めた。

(4)ヘリウムへの入熱と温度・圧力

ヘリウム槽内の温度分布と圧力分布の計算方法は以下の通りである⁷⁾。ヘリウム槽内のヘリウムの状態は液面(図1)を境に2つの領域に分けることができる。液面の内側はガスヘリウムで、外側は液体ヘリウムである。計算にあたり、以下の仮定を置いた。

試験時のヘリウム液面はほぼ一定であったため

- ① ヘリウム槽のヘリウム量は変化しない。とした。また、
- ② ヘリウムとヘリウム槽の周方向の角速度を同一とし、半径方向および軸方向のヘリウムの流れを無視する。
- ③ 液面より内側の領域(ガスヘリウム)は飽和状態にある。
- ④ 液面より外側の領域(液体ヘリウム)のエントロピーは半径方向に一定(可逆断熱)である。

とした。上記仮定①と②から連続の式(1)及び運動方程式(2)は次のようになる。

$$M = \int \rho (2\pi r) dr \times L \quad (1)$$

$$\frac{dP}{dr} = \rho r \omega^2 \quad (2)$$

また仮定③と④から次の状態方程式が得られる。

$$P = P(T) : \text{液面より内側の領域} \quad (3. a)$$

$$\frac{dS}{dr} = 0 : \text{液面より外側の領域} \quad (3. b)$$

図7 ヘリウム槽の増加したエネルギーと圧力変化およびヘリウム温度の関係

Fig.7 Increased energy dependence of the pressure change and helium temperature in the helium vessel

図8 スロット近傍の温度上昇解析モデル

Fig.8 schematic drawing of the temperature calculation model

ここで、M:ヘリウム槽内のヘリウムの全質量、L:ヘリウム槽の長さ、 ρ :ヘリウムの密度、P:ヘリウムの圧力、T:ヘリウムの温度、S:ヘリウムのエントロピー、r:半径方向位置、 ω :角速度である。

回転中心軸上のヘリウムの圧力を境界条件にして式(1)～式(3)を解けばヘリウムの圧力分布と温度分布が求まる。

ヘリウム槽内の全エネルギーEは、ヘリウムの内部エネルギー、界磁巻線・巻線取付軸等構造材の内部エネルギーからなる。ここで、ヘリウムの熱容量と比べ、界磁巻線・巻線取付軸等構造材の熱容量は十分小さいためこの内部エネルギーを無視すると、ヘリウム槽内のエネルギーは単位重量あたりの内部エネルギーをeとして以下で与えられる。

$$E = \left[\int \rho e \cdot 2\pi r dr \right] \times L \quad (4)$$

ヘリウムへの入熱Qが生じた場合、全エネルギーE'を次式から計算する。

$$E' = E + Q \quad (5)$$

全質量(M)が一定のまま、全エネルギーEがE'に一致するように中心軸上のPおよびTを選ぶ。これから、発熱によるヘリウム槽内の温度・圧力分布を求める。その結果を図7に示す。例えばヘリウムに50kJの熱が加えられた場合、ヘリウム温度は5.4Kに上昇し、内圧は0.04MPa上昇する。

(5)ヘリウム温度からの界磁巻線温度上昇

巻線取付軸の発熱密度の大きい#5 スロット近傍において、導体の損失、巻線取付軸やベッセルからの熱伝導、ヘリウム冷却による導体の温度変化を計算した。図8にスロット近傍の温度変化計算モデルを示す。導体には、導体の交流損失と巻線取付軸やベッセルからの伝導で伝わる熱が加わる。ヘリウム温度は一定(4.6 K)とし、ヘリウム冷却の効果は、回転場での熱伝達⁸⁾を用いヘリウム冷却流路と素線間の隙間に存在するヘリウムを考慮したモデルで、ロータ部分モデルのヒータクエンチ試験で検証した方法²⁾を用いた。

<3.3 計算結果> 図9に、連続パルス励磁時の熱移動量の時間変化を示す。時間の経過と共に、巻線取付軸の温

図9 連続パルス励磁時の熱移動の時間変化

Fig.9 Calculated heat transfer during pulse excitation test

図10 連続パルス励磁時の導体最高温度およびヘリウム槽内圧力変化の計算結果

Fig.10 Experimental results and calculated values of the helium temperature and pressure during pulse excitation

度上昇により巻線取付軸からヘリウムへの熱移動が増加し、内圧の増加に伴い系外に放出される熱量も増加する。

図10に、ヘリウム温度およびヘリウム槽内の圧力変化の計算結果を示す。パルス励磁継続中は、ヘリウム温度およびヘリウム槽内の圧力ともに上昇した。パルス励磁終了後は、界磁巻線の損失はなくなるものの、巻線取付軸からヘリウムへの熱移動が続くため、ヘリウム温度はなおも上昇を続け、ヘリウム温度は最高 5.5K となった。ヘリウム温度および圧力変化の計算結果は試験結果とほぼ一致し、計算の妥当性が確認できた。導体最高温度は、パルス励磁終了時に最も高く、最高 5.5K となった。

〈3.4 考察〉 連続パルス励磁において、界磁巻線の温度マージン（臨界温度とヘリウム温度の差）は初期の 1.6K から 0.7K へと半分以下に低下したが、界磁巻線は超電導状態を維持した。その理由を以下の通り考察した。

超電導コイルの熱的安定性の指標である最小クエンチエネルギーの計算には、ロータ部分モデルのヒータクエンチ試験結果をもとに検証した回転場での熱的安定性解析方法を用いた。熱擾乱は素線間滑りによる摩擦発熱を想定し、素線の最小クエンチエネルギーを以下の条件で計算した。

図11 連続パルス励磁試験の最大電流時の最小クエンチエネルギー計算結果

Fig.11 Temperature dependence of the calculated minimum quench energy at maximum current at pulse excitation test

表2 連続パルス励磁時の最小クエンチエネルギー計算結果
Table 2 Calculated quench energy at pulse excitation

界磁 電流(A)	温度 (K)	Tcs (K)	温度マ ージン(K)	最小クエン チエネルギー(mJ)
パルス励磁開始時				
3226	4.6	6.2	1.6	0.65
パルス励磁終了時				
3226	5.5	6.2	0.7	0.41
設計(最大)				
3600	4.6	5.8	1.2	0.35

- (1) 素線構成: 素線表面は厚み $60\mu\text{m}$ の CuNi で覆われている。素線内部は素線表面の CuNi を除いた Cu/CuNi/NbTi の複合体で構成されており、その物性値をそれらの平均値とした。素線内部の断面方向の温度は一様とした。
- (2) ヘリウムによる冷却: 導体絶縁テープの冷却流路に存在する液体ヘリウムと、素線間の隙間のヘリウムによる冷却を考慮した。
- (3) 導体の初期温度: 熱擾乱が加わる前の導体温度は、図4に対応して 4.6K から 5.5K まで変化させた。
- (4) 熱擾乱: 熱印加場所は素線表面の CuNi とし、擾乱長さは 2mm、熱パルスの時間幅は $200\mu\text{sec}$ とした。熱量を変化させ、導体がクエンチする最小の熱量を求め、それを最小クエンチエネルギーとした。

図11に、温度を変えた場合の連続パルス励磁試験の最大界磁電流時での最小クエンチエネルギー、表2に主な結果をまとめて示す。連続パルス励磁終了時(5.5K)の最小クエンチエネルギーは、連続パルス励磁前(4.6K)から30%程度低下したが、設計時の値以上であった。また、回転子単独試験において、電流をゼロから設計最大電流以上の3780Aまで平均電流上昇速度 660A/s で上昇させた後、同じ電流変化率で界磁電流を低下させる1パルス励磁試験を実施した結果、超電導状態を維持することを確認しており、ワイヤモーション等で発生する熱擾乱は 0.35mJ 以下と考えられる。これらから、連続パルス励磁による導体温度の

図 12 突発短絡試験時の界磁電流および電機子電圧・電機子電流

Fig.12 Test result of the field coil and armature coil during the sudden short circuit test

上昇で、界磁巻線の温度マージンは設計より小さい値となったが、最小クエンチエネルギーは熱擾乱以上であったためクエンチに至らなかったと考えられる。

4. 突発短絡試験

〈4.1 試験結果〉 電力系統で想定される事故として最も過酷な主変圧器高圧側短絡事故を想定し、その条件と同等の条件で突発短絡試験を実施した。図 12 に突発短絡試験時の電機子電圧、電機子電流および界磁電流を示す。電機子電圧 12kV、界磁電流 2614A から、電機子をリアクトルで短絡した場合、界磁電流は最大 3430A/s で上昇し、最大 3060A となった。この時の最大界磁電流変化率は連続パルス励磁時の 5 倍であり、短時間ではあるが大きな損失が発生したが、界磁巻線はクエンチせず安定であった。

〈4.2 損失、温度解析方法〉 突発短絡試験では、急激な界磁電流の変化により巻線取付軸や導体に交流損失が発生する。この損失による導体の温度上昇を、前項で示した計算方法を用いて行った。なお、連続パルス励磁試験の計算では電流変化率が一定のため損失も一定としたが、突発

図 13 突発短絡試験時のヘリウム温度および導体温度の計算結果

Fig.13 Current change of the Field coil and calculated temperature of the helium and the conductor during the sudden short circuit test

短絡試験時の電流変化率は時間とともに変化するため、これを考慮した。

〈4.3 計算結果および考察〉 図 13 に、突発短絡試験時のヘリウム温度および導体温度の計算結果を、界磁電流とともに示す。ヘリウム温度は、ほとんど上昇しなかった。突発短絡発生時に電流変化が最も大きい場合の導体温度上昇は 0.04K、界磁電流が最大時の場合の導体温度上昇は 0.01K であり、温度マージンと比較して十分小さい値であった。突発短絡試験で発生したトルク変動に対しても、界磁巻線にクエンチに至る熱擾乱は発生しなかったと考えられる。

5. 結論

70MW 級超電導発電機の現地実証試験において、過酷試験として連続パルス励磁によるクエンチ試験および突発短絡試験を実施した。それら試験時の界磁巻線温度を、ヘリウムの温度上昇を考慮した計算を行なった。主な結果は次の通りである。

- (1) 連続パルス励磁によるクエンチ試験および突発短絡試験を含むいずれの試験においても、クエンチは発生しなかった。
- (2) 連続パルス励磁によるヘリウムの温度上昇計算結果は、試験結果と良く一致した。界磁巻線温度は臨界温度以下であり、妥当であった。これにより、界磁巻線やヘリウムの温度上昇を解析する手法を確立した。この手法は他の超電導発電機にも適用可能であり、その熱的安定性を予測することができる。

本研究は、通商産業省工業技術院のニューサンシャイン計画「超電導電力応用技術開発」の一環として、新エネルギー・産業技術総合開発機構 (NEDO) からの委託により実施したものである。

(平成 11 年 12 月 17 日受付、平成 12 年 02 月 25 日再受付)

文献

- (1) T. Shimada, M. Shibuya, R. Takahashi, Y. Imai, H. Kusafuka, R. Shiobara, K. Yamaguchi, M. Takahashi, K. Suzuki, and K. Miyaike, "Recent Progress on 70MW Class Superconducting Generators", IEEE Transactions on Applied superconductivity, Vol.9, No.2, 1999, p.1189
- (2) K. Shimohata, M. Morita, H. Yoshimura, T. Hirao, K. Suzuki, A. Ueda and K. Toyoda, "Normal Propagation Velocity and Quench Energy of the Rotor Model for a 70 MW class Superconducting Generator", IEEE Transactions on Applied superconductivity, Vol.7, No.2, 1997, pp.175
- (3) K. Shimohata, I. Kodera, M. Morita, T. Inaguchi, H. Yoshimura, S. Nakamura, S. Maeda, K. Suzuki, A. Ueda and T. Hirao, "Cryogenic and Electrical Performance at

- a Factory Test of a Rotor for 70 MW Class Slow-Response Excitation Type Superconducting Generator", IEEE Transactions on Applied superconductivity, Vol.9, No.2, 1999, p.1213
- (4) 前田、増永、鈴木、上田、米谷、下畑、平尾 "70MW 級低速応型超電導発電機の電気特性" 電学論 Vol.119-B, No.11, pp1270-1276, 1999
- (5) T.Hirao, H.Kusahuka, M.Shibuya, T.Shimada, K.Suzuki, A.Ueda, R.Shiobara, "Verification Test Results of 70MW Class of Slow response Type B Superconducting generator" IEEE Power Engineering Society, Winter meeting, New York (USA), pp41-46, 1999
- (6) M.N.Wilson "Superconducting Magnets", Clarendon Press Oxford, pp73, 1983
- (7) T.Inaguchi, H.Yoshimura, T.Hirao, K.Suzuki, A.Ueda, "Analysis of Transitional Change in Pressure After Quench in Superconducting Generator", Proceedings of International Conference on Power Engineering-97, Vol.2, 1997, pp47
- (8) 石井、新井、海保、樋口、野村、立石、大西 "遠心力場における液体ヘリウムの沸騰熱伝達", 低温工学 Vol.26 No.4 (1991) pp77

下畑 賢司

(正員) 1962 年 5 月 18 日生。1987 年大阪大学大学院理学研究科物理専攻修士課程修了。同年 4 月三菱電機 (株) 入社。主として超電導マグネットの開発に従事。現在、先端技術総合研究所勤務。

樋口 隆

1961 年 3 月 3 日生。1986 年京都大学大学院工学研究科航空工学専攻修士課程修了。同年 4 月三菱電機 (株) 入社。主として小型冷凍機、超電導マグネットの開発に従事。現在、先端技術総合研究所勤務。

守田 正夫

(正員) 1956 年 7 月 10 日生。1975 年 3 月岡山県立笠岡工業高等学校卒業。同年 4 月三菱電機 (株) 入社。主として超電導マグネットおよびモータの開発に従事。現在、先端技術総合研究所勤務。

中村 史郎

(正員) 1949 年 1 月 13 日生。1972 年 3 月九州大学工学部電気工学科卒業。同年 4 月三菱電機 (株) 入社。主として電磁界解析、超電導応用、ビーム応用、加速器の研究に従事。現在、先端技術総合研究所電機システム技術部部長。工学博士。

前田 進

(正員) 1952 年 10 月 1 日生。1977 年北海道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 月三菱電機 (株) 入社。主としてタービン発電機、超電導発電機の開発に従事。現在、電力産業システム事業所勤務。1997 年日本電機工業会電機工業技術功績者会長賞受賞。

鈴木 一市

(正員) 1952 年 1 月 14 日生。1976 年名古屋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 月三菱電機 (株) 入社。主としてタービン発電機、超電導発電機の開発に従事。現在、電力産業システム事業所勤務。1997 年日本電機工業会電機工業技術功績者会長賞受賞。

平尾 俊樹

(正員) 1955 年 1 月 4 日生。1979 年京都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 月三菱電機 (株) 入社。主としてタービン発電機、超電導発電機の開発に従事。1997 年 10 月から超電導発電関連機器・材料技術研究組合に出向。