70 MW 級超電導発電機の基本設計

正 員 植 田 清 隆 (Super-GM)

正 員 清 水 煌 策 (Super-GM)

正 員 牧 直 樹 (日 立)

正 員 上 田 明 紀 (三 菱)

正 員 伊 藤 馨 (東 芝)

Basic Designs of 70MW Class Superconducting Generators

Kiyotaka Uyeda, Member, Kohsaku Shimizu, Member(Super-GM), Naoki Maki, Member (Hitachi), Akinori Ueda, Member(Mitsubishi), Kaoru Itoh, Member(Toshiba)

The Application of superconductivity technology to electric power apparatuses is very important from the viewpoint of energy saving. Especially the superconducting generators using superconductors as the field windings have many merits compared with conventional generators. Super-GM has been researching and developing 70MW class model machines since FY 1988 for a scheduled period of eight years, aiming at a 200 MW class superconducting generator. This paper describes the basic specifications and designs of 70 MW class superconducting generators by Super-GM and also describes the propriety of these basic specifications and designs.

キーワード：超電導発電機，発電機，基本設計，電磁界解析

1. ま え が き

超電導技術の電力機器への適用は効率向上による省エネルギー，小形軽量化による省資源，ひいては地球環境改善の推進などの観点からも非常に重要である。

特に発電機の界磁巻線に超電導導体を用いる超電導発電機は，現用の発電機に比べて数多くの特長をっており，世界各国で研究開発が活発に行われている。我が国でも，超電導発電関連機器・材料技術研究組合（略称 Super-GM）が通商産業省・工業技術院ムーンライト計画「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)からの受託により，200 MW 級パイロット機を目指した 70 MW 級モデルを 1988 年度より研究開発中である^{(1)~(4)}。

平成元年度には表 1 に示す基本仕様，ならびに図 1 に示す基本構造の検討を行った。本論文では，基本設計を固めるにあたり実施した内容のうち，主として電力系統解析結果から要求される設計仕様，ならびに超

電導発電機用回転子に関する電磁界解析，熱的・機械的応力解析結果の詳細内容について述べる。

2. 電力系統からみた設計仕様

〈2・1〉 主な設計仕様項目 超電導発電機の設計仕様は，電力系統に結合したときの特性が現用機と同程度以上になることが望ましく，突発短絡や過大逆相電流などによる機械耐量の解析研究が行われているが，特に超電導発電機固有の仕様に深くかかわる検討項目としては次の二点が挙げられる。

(1) 同期リアクタンス X_d と電力系統安定度向上効果 発電機の定数のうち同期リアクタンス X_d は，発電機の電圧や巻線方法を選定し，機械の体格などを決定するうえで重要な定数である。超電導発電機は高磁界下で使用するので空げき電機子巻線を採用し，コイルの巻数を少なくして， X_d を現用機の 1/5 程度以下まで減少可能である。これにより低インピーダンス発電機が実現し，電力系統の安定度を大きく向上できる。更に， X_d を極端に小さくすれば発電機製

図 1 70 MW 級モデル機の構造図
Fig. 1. Cross sectional views of 70MW class model machines.

表 1 超電導発電機の仕様と特徴
Table 1. Parameters and characteristics of the superconducting generators.

項 目	低速応型 A	低速応型 B	超速応型
容 量 MVA	83	83	73
電 圧 kV	10	10	10
電 流 A	4,792	4,792	4,215
力 率	0.9	0.9	0.9
回 転 速 度 rpm	3,600	3,600	3,600
同 期 17 タンク p.u.	0.35	0.35	0.45
界磁電流 (定格) A	3,000	3,000	3,200
“ (最大) A	3,600	3,600	4,500
最大磁束密度 T	4.8	5.5	6.0
回 転 子 外 径 mm	880	870	885
磁 気 シールド長 mm	1,500	1,500	1,500
超 電 導 界 磁 巻 線	高 安 定 型	高 電 流 密 度 型	低 損 失 型
回 転 子	常 温 ダンパ 単 層	か ご 型	三 層
構 造	無収縮対策構造	二重軸受	フレキシブルサポート
固 定 子 構 造	空 隙 巻 線	二重巻線導体	水 冷 却 方 式

造コストが上昇し、かつ電力系統の短絡容量が増大するので、最適な値を設定することが重要となる。

(2) 制動巻線シールド特性と超電導界磁巻線の安定性 発電機は電力系統に生じる雷撃などのじょう乱に対して十分その健全性を確保できるように強度設

計され、またシステムサイドからも機器保護される。超電導発電機では各種系統じょう乱とそれに続く保護操作や励磁制御に対して、界磁巻線に使用している超電導導体からなる界磁巻線が極力クエンチしないように過渡耐量仕様値を定める必要がある。そこで図1のように常温ダンパと低温ダンパの二重の円筒構造導電体を回転子の界磁巻線の空けき側に設けて、過渡時に生じる交流磁界から界磁巻線を磁気シールドする。このため、常温ダンパは、主として過渡時の初期に生じる商用周波数帯域以上の高い周波数の磁界変化を、また低温ダンパは、それに引続く電力動揺で生じる秒単位の磁界変化をシールドし、界磁巻線の超電導導体がクエンチしないように設計することが重要となる。

〈2・2〉 解析による仕様設定 上記事項に関する仕様の決め方は、まだ定形化されたものがなく、超電導発電機を開発している世界の各国でその方法が検討されているが、以下に Super-GM が実施した仕様設定の方法について述べる。

(1) 系統じょう乱解析に用いる超電導発電機の等価回路 超電導発電機では図1のように多重円筒回

図 2 超電導発電機の等価回路

Fig. 2. Equivalent circuits of the superconducting generator.

図 3 制動巻線のシールド特性

Fig. 3. Damper shield characteristics.

転子を用いるが、その多重円筒構造の複数ダンパ回路は、図 2 に示すような同期機の d - q 座標 Park モデルの等価回路で表され、これに基づいて定式化することができる⁽⁵⁾。

超電導発電機は現用機と比較して、低温と常温のダンパ回路が明確に独立しており、空げき電機子巻線の採用により磁気飽和を考慮する必要がない。

このことから電力系統と結合したときの超電導発電機のじょう乱現象を解析するには、 d - q 座標ごとに二つの制動巻線回路をおくことで等価性を表現することが可能となる。図 3 は Super-GM で開発している低速応磁型、超速応磁型の 2 種類の発電機の制動巻線によるシールド特性を示したもので、等価回路の諸定数はこの特性から算定される。

安定度向上効果検討用一機無限大系統

図 4 超電導発電機の系統安定度向上効果

Fig. 4. Improvement of power system stability of the superconducting generator.

(2) 超電導発電機の安定度解析と同期リアクタンス 超電導発電機の安定度向上効果について、長距離大電力送電系統を表す一機対無限大母線系統をベースとし、くし形、放射状やループ系統などの多機系統を変化ケースとして、上述した超電導発電機の等価回路を、従来用いられている安定度解析手法に組み込んで解析を行った。図 4 は送電電圧 500 kV/300 km 2 回線送電系統で、1 回線 3 LG-3 LO じょう乱に対する超電導発電機の同期リアクタンス X_d を増減させた場合の過渡安定度向上効果の解析例を示している。安定度を表す極限送電電力は、発電機の X_d の減少に伴って増加するが、その割合は飽和する傾向にある。これは送電線のインピーダンスに占める X_d の割合が大きく、支配的になるからである。他方、 X_d の減少は発電機の製造コストの増加と短絡容量の増大に結びつくことから、このプロジェクトの開発目標は、低速応磁型発電機で 0.35 pu、超速応磁型発電機は 0.45 pu とした。

(3) 電力系統じょう乱と超電導界磁巻線の安定性

図 5 は、超電導発電機に結合する送電系統のじょう乱の例として過渡安定度計算で実施した 1 回線 3 LG-3 LO 時の界磁巻線の電流変化計算結果を低速応磁型と超速応磁型について示したものである。

ここでは低速応型で最大 1.1 倍、超速応型で 1.4 倍程度までの電流変動がみられるが、超電導界磁巻線はこのような大きな電流変動に対しても、クエンチすることなく安定に運転することが要求される。

図 5 3LG-3LO 時の界磁電流変化
Fig. 5. Transient field current at the three-phase-line-ground and three-phase-line-open fault.

このほかにも発電機の負荷遮断や、発電機端子での短絡などの系統じょう乱が考えられる。前者は、現用機での運転実績からみて、じょう乱発生が年間 1 回程度以上考えられ、これに対して超電導機になったことでクエンチして発電機の停止に至らないようにする必要がある。また後者は、発電機の生涯で数回遭遇する程度で、現用機でもこれらのじょう乱に対しては緊急停止し、更に状況次第では発電機製造メーカの点検を経て再起動する重要事項であり、超電導発電機もこの条件でのクエンチによる緊急停止はやむをえないと判断している。

3. 電気特性

〈3・1〉 基本特性式 超電導発電機の電気特性は、次の構造上の特徴に基づいて現用機とかなり異なったものとなる。

- (i) 超電導界磁導体の磁界-臨界電流特性から、界磁電流と磁束密度に制限が生じる。
- (ii) 非磁性回転子と空けき巻線を用いるので、実効空けき長が増大する。
- (iii) 磁気シールドにティースがなく、回転子に非磁性材が用いられるので、鉄心の磁気飽和の影響が小さい。

このような特徴をもつ 2 極超電導発電機の無負荷誘起電圧 E_0 、リアクタンス電圧降下 $X_d I_a$ 、端子電圧 V_t の間には次の関係式が成立する⁽⁶⁾⁽⁷⁾。

$$V_t \sqrt{1 + 2x_d \sin \theta + x_d^2} = E_0 = A I_f l_s \cdots \cdots (1)$$

$$V_t x_d = X_d I_a = B I_a (l_s + l_e) \cdots \cdots (2)$$

ここで、

$$\frac{E_0}{I_f} = \frac{9\sqrt{6}\mu_0}{x^2} f \xi N_a N_f \frac{r_f}{r_a} \left\{ 1 + \left(\frac{r_a}{r_c} \right)^2 \right\} l_s$$

$$X_d = \frac{54\mu_0}{x^2} f (\xi N_a)^2 \left\{ 1 + \left(\frac{r_a}{r_c} \right)^2 - \frac{t_a}{3r_a} \right\} (l_s + l_e)$$

図 6 出力容量 P_0 に及ぼす発電機諸要素の影響
Fig. 6. Effect of generator parameters on capacity P_0 .

ここで、 V_t : 端子電圧(V), E_0 : 誘起電圧(V), I_a : 電機子電流(A), I_f : 界磁電流(A), l_s : 発電機有効長(m), l_e : 電機子巻線の端部等価長(m), X_d, x_d : 同期リアクタンス(Ω , pu), A, B : 発電機諸元から決まる定数, θ : 力率角(rad), μ_0 : 空気中の透磁率(H/m), f : 周波数(Hz), ξ : 巻線係数, r_f : 界磁巻線の半径(m), N_f, N_a : 界磁巻線, 電機子巻線の相帯あたりのターン数, r_a, t_a : 電機子巻線の半径と厚み(m), r_c : 磁気シールドの内半径(m)

発電機有効出力 P_0 (W) は上式を用いると次式で表される。

$$P_0 = 3 V_t I_a \cos \theta$$

$$= \frac{3 A^2 S_f^2 \cos \theta}{B} \frac{x_d}{1 + 2x_d \sin \theta + x_d^2}$$

$$\times \frac{l_s^2}{l_s + l_e} \frac{1}{(I_{fm}/I_f)^2} \cdot \delta f^2 \cdots \cdots (3)$$

ここで、 I_{fm} : 最大界磁電流(A), S_f : 界磁導体の断面積(m^2), δf : 最大界磁電流密度(A/m^2) ($= I_{fm}/S_f$)

(3)式において、発電機の 1 設計例を基準にとつて、同期リアクタンス x_d 、発電機有効長 l_s 、最大界磁電流比 I_{fm}/I_f 、最大界磁電流密度 δf が発電機有効出力 P_0 に及ぼす影響を図 6 に示す。ただし $P_0, l_s, \delta f$ は $x_d = 0.35$ のときの値を基準として 1 pu とした。(3)式と図 6 から次のことがわかる。

(i) $x_d=1$ のときに最大出力が得られ、 x_d が小さい領域では P_0 はほぼ x_d に比例する。

(ii) 巻線端部の影響があるために、 P_0 は I_s の比例よりも多く増大する。

(iii) P_0 は I_{fm}/I_f の2乗に反比例するので、過渡時の最大電流や遠応励磁率は小さいほど望ましい。

(iv) P_0 は δ_f に比例するので、超電導導体の電流密度はできるだけ高く設計することが望ましい。

〈3・2〉 超電導導体の負荷特性 超電導界磁巻線の動作負荷直線と超電導導体の短尺特性の関係を示す負荷特性を図7に示す。1.5 Kの温度マージンを見込んで過渡動作点を決める。この温度マージンは、過渡時の導体摩擦損や交流損失の発生に伴う導体発熱、ならびに界磁巻線長尺化に伴う性能低下を考慮したものである。過渡動作点は負荷直線上を定常状態の1.2 pu移動するので、定格動作点は0.6となり、界磁電流3 kA、導体に交わる磁束密度4 Tが定まる。

〈3・3〉 回転子の電磁特性

(1) 磁界解析 超電導発電機は回転子側に磁性体を用いず界磁磁束のパスが明確でないため、発電機特性を把握するためには磁界解析が不可欠となる。

図7 超電導導体の負荷特性

Fig. 7. Load characteristics of the superconducting conductor.

図8 磁束分布(無負荷運転時)

Fig. 8. Flux distribution at no load.

図8は超速応励磁型機の無負荷時の磁束分布を示す。本解析には二次元のFEMを用い、各部の磁束密度などを把握して電気設計の確認を行った。

また、界磁巻線の高磁束密度・大電流化による強大な電磁力を把握して、界磁巻線を強固に固定して、導体の微細な動きによる超電導導体のクエンチを防止する必要がある。

図9は図8の解析結果に基づくフォーシング時の電磁力分布で磁極側の#1、#2コイル直線部では遠心力を上回る周方向電磁力がコイルに作用していることがわかる。

超電導発電機の界磁巻線を超電導に維持するためには、超電導導体にかかる最大磁束密度を把握して、この動作点において十分な裕度を確保した設計が必要となる。70 MW級モデル機においてはいずれも界磁巻線の各コイルの巻数を変えてこの最大磁束密度を抑えるような設計を採用している。

図9 界磁巻線に作用する電磁力
(最大電流通電時)

Fig. 9. Electromagnetic force loaded on the field winding at maximum current.

図10 界磁巻線の磁束密度分布(定格運転時)

Fig. 10. Flux density distribution in the field winding at rated load.

図 11 フォーシング時の超電導導体の損失・温度上昇履歴

Fig.11. Transient loss and temperature rise of the superconducting conductor at the forcing operation.

図 10 は、超速応励磁型の定格運転状態における界磁巻線の磁束密度分布を示す。本解析はフーリエ級数展開を用いた解析手法⁽⁸⁾を用い、三次元解析を行っている。最大磁束密度は最も磁極側の#1 コイルの直線部から端部に曲がる円弧部分の中央部である位置 C の磁極側・内径側で 4.2 T となる。

(2) 過渡時の損失と温度上昇 超電導導体の温度上昇については、特に超速応励磁型機において、その原因となるフォーシング時の界磁電流変化に伴う導体・構造物の交流損失の把握が重要である。

図 11 は、想定したフォーシング時の界磁電流変化に伴う導体交流損失と導体温度上昇を示す。交流損失は超電導導体に流れる電流と図 10 に基づく磁束密度の解析値から計算した。ヒステリシス損失については J_c を直線近似した計算モデルを用いている。また、熱解析については超電導導体とその近傍の構造物の二次元の FEM による過渡解析を行った。解析結果より導体温度が最大になった時点でも超電導導体の分流通過温度に対して 1.5 K の温度裕度を確保されていることがわかる。

このほかにも、逆相磁界などの外部からの交流磁束のシールド特性、事故時の電機子巻線・常温ダンパの電磁力などの把握のために磁界解析を行い、発電機的设计に反映している。

〈3・4〉 出力特性 〈3・1〉、〈3・2〉節の基本特性式と導体負荷特性に沿って、70 MW 級モデル機の電気設計を行った。本モデル機の無負荷、三相短絡特性を図 12 に示す。無負荷時に定格電圧 10 kV を発生させるに要する界磁電流 $I_{fo}=2,511$ A と、三相短絡時に定格電流 1,804 A を発生させるに要する界磁電流 $I_{fa}=1,804$ A とする。

図 12 無負荷・三相短絡特性曲線

Fig.12. No load curve and short circuit curve.

図 13 V 曲線

Fig.13. V curve.

図 14 可能出力特性曲線

Fig.14. Capability curve.

879 A より、同期リアクタンス $X_d=I_{fa}/I_{fo}=879/2,511=0.35$ pu となる。

モデル機の V 曲線と可能出力特性曲線を図 13、図 14 に示す。V 曲線は界磁電流の変化に対して発電機出力が急激に変化する特徴をもつ。また、超電導機では固定子鉄心（磁気シールド）端の加熱や定態安定度の低下がなくなるために、可能出力特性における進み領域の制限はない。

4. 機械特性

回転子の主要構成要素である巻線取付軸、トルクチューブ、ダンパの機械強度および回転子の曲げ振動、ねじり振動特性について述べる。

〈4・1〉 巻線取付軸の応力 巻線取付軸には、界磁巻線に作用する電磁力と遠心力、および巻線取付軸に作用する遠心力によって応力が生じる。ここでは、回転数は 3,600 rpm とし、界磁電流は励磁制御時を考

図 15 巻線取付軸の最大主応力の分布
Fig.15. Maximum principal stress distribution of the field winding support shaft.

図 16 遠心力と熱ひずみによるトルクチューブの応力分布
Fig.16. Stress distribution of the torque tube due to centrifugal force and thermal strain.

慮して定格の 1.2 倍とした。

巻線取付軸の応力は二次元の有限要素法を用いて解析した。解析では対称性を考慮して 1/4 断面をモデル化した。図 15 に最大主応力分布を示す。最大応力は #4 スロットと #5 スロット間のティースの付け根部に生じる。

〈4・2〉 トルクチューブの応力 トルクチューブにとって最も過酷な状態は、発電機端子で突発短絡を生じ、界磁巻線がクエンチしたときに、回転子が過速度状態となった場合である。これらの状態が同時に発生するとトルクチューブには、突発短絡の過渡トルクによるせん断応力、クエンチによる熱応力、遠心力による応力が重畳される。

クエンチ時のトルクチューブの温度分布は、図 16 の A と B 間は 5 K、C 点で 300 K とし、B と C の間では直線的に変化すると仮定した。クエンチ時の熱応力に遠心力による応力が重畳した場合、軸対称モデルを用いた有限要素法による解析結果、トルクチューブの最大応力は 400 MPa となる。このとき回転速度は定格の 120% の過速度を仮定した。図 16 にミーゼス相当応力の分布を示す。

図 17 ダンパの応力（発電機端子三相突発短絡時）

Fig.17. Stress in the damper(three-phase sudden short circuit at generator terminals).

発電機端子で突発短絡が生じた場合のトルクチューブには図 20 に示す過渡トルクが印加される。過渡トルクによるせん断応力が、遠心力による応力、クエンチ時の熱応力に重畳されると、トルクチューブに生じるミーゼス相当応力の最大値は 480 MPa となる。

〈4・3〉 ダンパの応力 ダンパに渦電流が流れ磁界がシールドされると電流と磁界との相互作用により、ダンパ表面に垂直な電磁力が生じる。電磁力 P は近似的に次式で表されるだ円状の分布となる。

$$P = \frac{B_0^2}{2\mu_0} \times 10^{-6} \cos^2 \theta \cdots \cdots (4)$$

ここで、 B_0 ：ダンパ表面の磁界、 θ ： B_0 のピークからの電気角

B_0 は電機子の過渡電流の大きさに比例し、想定し得る最大の電機子電流、すなわち、発電機端子三相突発短絡時の電流 $[2/X_d''(\text{pu})]$ に対しては、3.4 T である。(4) 式より電磁力の最大値は 4.7 MPa と求まる。この電磁力と遠心力とを用いた応力解析結果を図 17 に示す。定常運転時では、ダンパに作用する力は遠心力のみである。発電機端子三相突発短絡時には、電磁力と遠心力が作用するので、ダンパはだ円状に変形し、応力は断面 A の内周側で最大となる。

〈4・4〉 振動特性

(1) 曲げ運動 超電導発電機の回転子の曲げ振動特性を伝達マトリックス法に基づく振動解析プログラムを用いて解析した。解析にあたっては次の仮定を用いた。

(i) 常温ダンパよりなる外部ロータと巻線取付軸とトルクチューブよりなる内部ロータは両端で軸受のある端部軸を共有する。

(ii) 軸受部は軸受油膜と軸受台の各々のばねと減衰よりなる。

図 18 回転子の曲げ振動モード
Fig. 18. Lateral vibration mode of the rotor.

図 19 ねじり振動解析モデル
Fig. 19. Model of torsional vibration analysis.

解析で得られた危険速度と固有モードを図 18 に示す。一次モード、二次モードともに現用機と類似のモード形状を有し、タービン側軸受部と反タービン側軸受部は一次モードでは同位相、二次モードでは逆位相に振れ回る。三次モードは多重の円筒よりなる回転子に特有のモードであり、外部ロータと内部ロータが逆位相に振る。

(2) ねじり振動 発電機端子の突発短絡や系統での短絡などにより、回転子には過渡電磁トルクが印加され、軸系にはねじり振動が生じる。ここでは発電機端子線間突発短絡時の軸トルクについて、次の仮定を用いて検討した。

(i) 超電導発電機の回転子は巻線取付軸、輻射シールド、常温ダンパの慣性モーメントからなるとし、その間をばねで結ぶ。常温ダンパは長いので、慣性モーメントを 2 分割し、その間をばねで結ぶ。

(ii) タービンの回転子の慣性モーメントは超電導発電機の回転子に比べ十分大きいので、タービンの回

図 20 発電機端子線間突発短絡時の軸トルク
Fig. 20. Shaft torque (line to line sudden short circuit at generator terminals).

転子の慣性モーメントは無限大とする。

以上の仮定を用いた解析モデルを図 19 に示す。図中の、 I_i は慣性モーメント、 K_i はねじりばね定数、 θ_i はねじれ角、 T_e は発電機端子線間突発短絡時の電磁トルクを示す。軸トルクは解析モデルをシミュレーションすることで求まる。図 20 に過渡トルク波形を示す。

5. む す び

以上、Super-GM で実施している超電導発電機の基本設計について述べた。Super-GM のプロジェクトは超電導発電機の実用化を目指して、我が国の産官学の超電導分野の研究者が一体となって研究開発を推進しているもので、その成果は超電導技術の電力応用機器分野への実用化に先駆的な役割を果たそうとしている。

そのため、今後関係各位の一層の御支援、御協力を得て、着実な研究開発を進めていきたい。

(平成 2 年 8 月 27 日受付、同 3 年 1 月 5 日再受付)

文 献

- (1) T. Tanaka, S. Hirose, M. Tanaka, T. Kitajima, & M. Sunada: "Current Situation of R & D on Superconducting Generators Carried Out by Engineering Research Association for Superconductive Generation Equipment and Materials", MT-11 p. 556 (1989)
- (2) K. Uyeda, S. Kurihara, S. Hirose, N. Maki, A. Ueda & K. Itoh: "Research on Superconducting Generator and Materials in Japan", Proc. American Power Conference, p. 454 (1988)
- (3) 植田・清水・砂田: 「超電導発電機の開発」, 平 2 電気学会大会, No. 8, S. 11-9
- (4) 超電導発電関連機器・材料技術研究組合: 「超電導発電関連機器・材料技術のフィージビリティ調査研究」, 昭 62 年度ムーンライト計画委託調査研究成果報告書
- (5) C. Concordia: Synchronous Machine (1945) McGraw-Hill
- (6) 牧, 他: 「1,000 MW 超電導発電機の設計検討」, 昭 62 電気

学会産業応用部門全大

- (7) 牧, 他: 「超電導同期発電機の特性検討」, 平元電気学会全大, p. 824
 (8) 牟田, 他: 「超電導同期機における界磁巻線のインダクタンスと磁界分布の三次元的考察」, 電学論 B, 99, 449 (昭 54-7)

植 田 清 隆 (正員)

昭和 16 年 1 月 19 日生。40 年 3 月早稲田大学大学院修士電力工学修了。同年 4 月電力中央研究所入所, 同期機と超電導に関する研究に従事。44 年イギリス・サルフォード大学訪問講師。電力回路研究室長, 系統制御研究室長, 軽水炉新技術 PT 次長を経て, 62 年 9 月超電導発電関連機器・材料技術研究組合技術部長。平成 2 年 7 月電力中央研究所開発部長。低温工学会員。

清 水 煌 策 (正員)

昭和 15 年 10 月 9 日生。39 年 3 月山口大学工学部電気工学科卒業。同年 4 月(株)日立製作所入社, 日立工場に勤務。主として, 誘導電動機, サイリスタモータなどの設計に従事。58 年同社機電事業部。電力事業部を経て, 平成元年 10 月超電導発電関連機器・材料技術研究組合へ出向, 現在に至る。低温工学会員。

牧 直 樹 (正員)

昭和 15 年 8 月 18 日生。38 年 3 月名古屋工業大学電気工学科卒業。同年 4 月(株)日立製作所入社, 日立研究所に勤務。現在, 同所超電導センタ副センタ長。主として, 超電導発電機, 磁気浮上列車, 超電導マグネットの研究開発に従事。低温工学協会, 日本放射工学会, IEEE 会員。

上 田 明 紀 (正員)

昭和 23 年 2 月 6 日生。47 年 3 月東京大学大学院機械工学専攻修士課程修了。同年 4 月三菱電機(株)入社, 神戸製作所に勤務。タービン発電機, 超電導発電機の設計, 開発に従事。日本機械学会会員。

伊 藤 馨 (正員)

昭和 20 年 3 月 29 日生。44 年 3 月早稲田大学大学院理工学研究科修士課程修了。同年 4 月(株)東芝入社。回転電気機械の開発, 現象解析, 超電導発電機の開発などに従事。