200°C級流体熱源に適用した熱電発電システムの 実験的検討

正員 堀 康彦* 正員 伊藤 哲夫*
正員 泉 邦和*

Performance of Thermoelectric Generation System using 200°C Fluid Heat Source

Yasuhiko Hori*, Member, Tetsuo Ito*, Member, Kunikazu Izumi*, Member

This paper describes the electrical performance of a thermoelectric generating experimental equipment using a 200 °C class fluid heat source. The experimental equipment is intended to use the waste heat of the phosphoric acid fuel cells for the hot side heat source.

A thermoelectric generating equipment using a 200°C class fluid heat source was experimentally manufactured, and the influence of the pressure applied to the modules on electric performance was examined.

The result is that the output power density tended to increase and the thermal contact resistance tended to decrease with the increase of the pressure applied to thermoelectric modules up to 0.5 MPa. But the rate of increase in the power density tended to be saturated with the increase of pressure over 0.5 MPa. At a pressure on modules of 1 MPa, about 1.6 kW/m² was obtained and the thermal contact resistance of one contact part was 2.5×10^{-4} (m²K/W).

キーワード：熱電発電システム，接触熱抵抗，流体熱源

Keywords: thermoelectric generation system, thermal contact resistance, fluid heat source

1. はじめに

筆者らは、工場や発電所などから排出される未利用な熱エネルギーを有効に利用するため、熱エネルギーから電気エネルギーに直接変換することができる熱電発電技術の研究開発を進めている。これまでに、未利用な熱エネルギーとして比較的量の多い 200°C 級熱源を対象した熱電発電システムについて、シミュレーションにより発電性能の検討を行うとともに、200°C 級の熱源の 1 つとして、リン酸形燃料電池の高温側排熱を熱源とした場合の熱電発電システムの概念設計を行った⁽¹⁾⁽²⁾。しかしながら、熱電発電システムを構築するためには実験的な検討が必要であることから、熱電発電モデルシステムを試作し、構成部材間の接触熱抵抗が発電特性に与える影響やシステム内の温度分担について検討を行った。

2. 流体熱源を利用した熱電発電モデルシステム

図 1 に試作した熱電発電モデルシステムを示す。これまでの検討において、熱電発電システムの熱電発電部は、高温側伝熱板、低温側伝熱板、熱電発電モジュールを積層化した構造を想定している⁽²⁾。ここでは、積層化されている熱電発電部のうち、高温側伝熱板および低温側伝熱板とそれら伝熱板間に挟まれる熱電発電モジュールとで構成される 1 層分の熱電発電モデルシステムを試作した。

本装置は、高温側ループと低温側ループと熱電発電部より構成される。高温側熱源には、リン酸形燃料電池の高温側排熱（190°C の高温加圧水）の熱条件を考慮し、190°C の高温加圧水を用いた。なお、高温側流体（媒体：純水）が気化せずに液体の状態であるように系全体を加圧装置によって飽和蒸気圧以上に加圧している。この高温側流体は電気ボイラで昇温され、ポンプで高温側伝熱板に供給される。一方、低温側熱源には常温の水を用いた。冷却塔で放熱した低温側流体をポンプにより低温側伝熱板に供給する。熱電発電部は、高温側伝熱板と低温側伝熱板とそれら伝熱板間に挟まれた熱電発電モジュール（以下モジュールと記す）で構成される。図 2 に使用した伝熱板を示す。流路は

* (財) 電力中央研究所
〒240-0196 横須賀市長坂 2-6-1
Central Research Institute of Electric Power Industry
2-6-1, Nagasaka, Yokosuka 240-0196

図1 熱電発電モデルシステム

Fig. 1. Thermoelectric generation model system.

図2 伝熱板上でのモジュールの配置と伝熱板温度測定点

Fig. 2. Heat transfer plates and 33 modules installed between the plates.

4回の折り返し構造とし、流路断面積は $1.01 \times 10^{-3} \text{ m}^2$ である。

熱電発電システムにおいて、発電特性の観点からもっとも重要なことは、熱源間の温度差に対してモジュール中の熱電素子にできるだけ大きな温度差を与えることである。そのために本装置では、伝熱板内部に伝熱フィンを設置し流体熱源と伝熱板内壁間の熱伝達を良くするとともに、モジュールを押さえつける治具を設けて、圧接によりモジュールと伝熱板間の接触部の伝熱を良くする工夫を行っている。さらに、モジュールと伝熱板間に、薄く伝熱グリース（信越化学 KS-612）を塗布し、接触部の伝熱を良くしている。

図2に示されるように33個のモジュールを伝熱板間に3行11列に設置した。モジュールはHi-Z社製のHZ-13（モジュールサイズ $53 \text{ mm} \times 53 \text{ mm} \times 5.1 \text{ mm}$ 、素子サイズ $5 \text{ mm} \times 5 \text{ mm} \times 3 \text{ mm}$ 、対数49対）を使用した。なお、供試した33個のモジュールの高さのばらつきは、 $\pm 0.1 \text{ mm}$ であった。このモジュールに使用されている熱電素子はビスマス・テルル系である。各温度に対する物性値⁽³⁾から求めた近似式を表1に示す。表1の近似式を以下の解析に使用した。また、使用したモジュールは、表面が電気絶縁されていないため、金属製の伝熱板に設置する場合、セラミック板等で電気絶縁をする必要がある。そのため、本装置ではモジュールとセラミック板間、セラミック板と伝熱板間に高温側と低温側それぞれに2カ所の合計4カ所の接触部が存在することになる。

3. モジュールへの圧接力と接触熱抵抗の算出

〈3・1〉モジュールへの圧接力の測定 伝熱板とモジュールとの熱的接触を良くするために、本実験装置ではモジュールへの押さえつけが行える治具を有している。図3(a)に押さえつけ治具の構造を示す。治具は、モジュール1つ1つに対し、高温側伝熱板を介して上部より押さえつけが行える構造である。加重はトルクレンチでボルトを絞めることによりボルト下部に設置されている皿バネを圧縮させて、金属プレートから高温側伝熱板に伝えられる。また、高温側伝熱板の上部と低温側伝熱板の下部には、治具による押さえつけ圧力を均一化させる目的で、3mm厚のフッ素ゴムシート（IF-900 入間川ゴム（株））を各々2枚重ねで敷き詰めている。1つの治具で最大6000N程度まで押さえる

表1 熱電素子の物性値

Table 1. Property of thermoelectrics.

	素子物性値 ⁽³⁾ の温度依存性近似式、 t (°C)
ゼーベック係数	$\alpha_p (\mu\text{V}/\text{K}) = 166.98 + 0.51675 \times t - 1.0414 \times 10^{-3} \times t^2 - 3.4288 \times 10^{-6} \times t^3$ $ \alpha_n (\mu\text{V}/\text{K}) = 163.39 + 0.30195 \times t - 1.3727 \times 10^{-3} \times t^2 + 8.2465 \times 10^{-7} \times t^3$
電気抵抗率	$\rho_p (\Omega \cdot \text{m}) = (0.6991 + 7.3601 \times 10^{-3} \times t - 9.8633 \times 10^{-6} \times t^2 + 4.3403 \times 10^{-10} \times t^3) \times 10^{-5}$ $\rho_n (\Omega \cdot \text{m}) = (0.93207 + 5.852 \times 10^{-3} \times t - 1.1496 \times 10^{-5} \times t^2 + 5.6424 \times 10^{-9} \times t^3) \times 10^{-5}$
熱伝導率	$\kappa_p (\text{W}/\text{mK}) = (1.2693 \times 10^{-2} - 4.3826 \times 10^{-5} \times t + 2.2796 \times 10^{-7} \times t^2 - 3.0382 \times 10^{-10} \times t^3) \times 10^2$ $\kappa_n (\text{W}/\text{mK}) = (1.4065 \times 10^{-2} + 1.0659 \times 10^{-5} \times t - 3.8942 \times 10^{-7} \times t^2 + 1.6927 \times 10^{-10} \times t^3) \times 10^2$

(a) モジュール押さえつけ治具の構造

(b) トルクと押さえつけ力との関係測定

図3 モジュール押さえつけ治具

Fig.3. Structure of jig for pressure applied to module.

ことが可能である。

モジュールへの押さえつけ力の測定は、ロードセルを用いて行った。図3(b)に実験の概要を示す。伝熱板やモジュールを取り外し、モジュールが実験時に設置されるフッ素ゴムシートの間にロードセルを設置し、ロードセルにより押さえつけ力を測定した。図2に示す伝熱板の各行ごとに測定を行った。また、各トルク値に対して5回測定を行った。なお、フッ素ゴムシートを使用しているために、設定トルクにした後、力が飽和するまでに120秒程度の時間を要したので、120秒後の値を測定値とした。図4にトルクレンチのトルク値と押さえつけ力の関係を示す。トルクと押さえつけ力はほぼ比例関係にあった。各設定トルク値において5回行った測定の平均値に対するばらつきは、最大15%であった。1m×0.5mの大きさの伝熱板を介してモジュールを押さえつけることから、各押さえつけ治具の力が平均化されと考え、すべての行のデータから、トルクと押さえつけ力との近似式を導出し、この近似式をもとに、平均的な力としてモジュールへの押さえつけ力を求めた。なお、以下の検討に用いるモジュールへの圧接力とは押さえつけ力をモジュールの伝熱面積で除した値である。また、接触

図4 トルクと押さえつけ力との関係

Fig.4. Relation between torque and force.

熱抵抗の算出実験および発電実験において、モジュールの熱膨張を考慮し、設定温度に昇温した後に圧接を行った。

〈3・2〉 接触熱抵抗の算出方法 接触熱抵抗を算出するために、装置内の熱の流れを1次元として考え、モデルシステム内で温度落差が発生すると考えられる部分をすべて熱抵抗で置き換えて、図5に示す実験装置の熱等価回路を導出した。本実験で用いたモジュールは、薄い絶縁シートで電気絶縁された枠内に、素子が隙間無く設置され、素子両端にアルミニウム溶射を施すことにより、電極が形成されている。そこで、このモジュール内の伝熱経路は、一方の電極から素子を介して、他方の電極へ流れる経路とした。接触熱抵抗は、式(1)~(3)により求めた。

$$TH7 - TL7 = \frac{V_{open}}{(\alpha_P + |\alpha_N|) \times N \times K} \quad (1)$$

$$QQQ1 = (\kappa_P + \kappa_N) \times \frac{W \times L}{H} \times N \times K \times (TH7 - TL7) \quad (2)$$

$$R_{thall} = \frac{(TH3 - TL3) - (TH7 - TL7)}{QQQ1} \quad (3)$$

但し、

R_{thall} : 全接触熱抵抗 (4カ所の合計値)

TH3: 高温側伝熱板外壁温度

TL3: 低温側伝熱板外壁温度

TH7: 高温側素子温度

TL7: 低温側素子温度

QQQ1: モジュール通過熱量

V_{open} : モジュール起電力

α_P : P型熱電素子のゼーベック係数

α_N : N型熱電素子のゼーベック係数

κ_P : P型熱電素子の熱伝導率

κ_N : N型熱電素子の熱伝導率

N: 1モジュールの素子対数

K: モジュール数

W, L: 1素子の幅

H: 素子高さ

発電をしていない状態で接触熱抵抗を求める。それは、素子に電流が流れるために発生するペルチエ効果と素子内のジュール発熱を考慮する必要がないためである。

式(1)より、33個のモジュールを直列に接続した場合のす

図5 モデルシステムの熱等価回路図

Fig. 5. Equivalent thermal circuit of thermoelectric generation model system.

べてのモジュール起電力の和(測定値)を、熱電素子のゼーベック係数⁽³⁾、素子対数、モジュール数で除してTH7-TL7を算出した。なお、熱電素子のゼーベック係数の温度依存性を考慮した。

また、式(2)より、素子間温度差と熱電素子の熱伝導率⁽³⁾とモジュール数とモジュール内の素子対数と素子形状からモジュール通過熱量を算出した。

さらに、高温側伝熱板外壁温度(TH3)と低温側伝熱板外壁温度(TL3)として、図2に示すように各伝熱板の4カ所に設置された熱電対の平均温度を用いた。

式(1)と式(2)で算出した値を式(3)に代入することにより、高温側伝熱板と低温側伝熱板間の4カ所ある接触熱抵抗の合計値を求めた。

なお、セラミック板および電極部でのそれらの物性値⁽⁴⁾および形状から計算されるそれらの合計の温度落差は、4カ所の接触部での温度落差に比べて小さく、伝熱板外壁温度差(TH3-TL3)の最大でも1%程度以下であるために、本検討では無視した。また、ゼーベック係数の温度依存性を考慮するために、素子部を熱が流れる方向に対して10個の部分に分割し、解析した。

4. モデルシステムの特性

〈4・1〉圧接力和接触熱抵抗との関係 図6にモジュール圧接力和接触熱抵抗の関係を示す。なお、接触熱抵抗は4カ所の合計となっている。高温側流体の各温度とも、圧接力0.5 MPa程度までは接触熱抵抗は低下し、それ以上では飽和傾向を示している。また、高温側流体温度に対して、ほぼ同様な傾向を示していることより、接触面に塗布した伝熱グリースの温度変化による接触熱抵抗値への影響は少

図6 モジュールへの圧接力和接触熱抵抗の関係

Fig. 6. Relation between pressure applied to modules and thermal contact resistance.

ないと考えられる。

4つの接触部の全接触熱抵抗は、圧接力が1MPa程度の場合でも 1.0×10^{-3} ($\text{m}^2\text{K/W}$) となり、4等分すると1カ所あたり 2.5×10^{-4} ($\text{m}^2\text{K/W}$) となる。この値は、熱電発電システムの概念設計⁽²⁾に用いた接触熱抵抗値の約2.5倍大きい値となった。この原因は、1枚の伝熱板上に複数個モジュールを設置したため、モジュールの高さのばらつきや、伝熱板の熱膨張による変形等により、モジュールと伝熱板間の熱的な接触が悪くなったためと考えられる。なお、概念設計に用いた接触熱抵抗値 (1.0×10^{-4} ($\text{m}^2\text{K/W}$)) は、一個のモジュールを対象とした熱抵抗の実験結果⁽⁵⁾より求められた値である。

〈4・2〉 圧接力と出力密度との関係 図7に高温側流体平均温度190°C、低温側流体平均温度26~27°Cの時の圧接力に対する接触熱抵抗、出力密度を示す。なお、ここでの出力密度とは、モジュールによる発電電力をモジュールの伝熱面積で除した値と定義する。接触熱抵抗は、圧接力が0.5MPaまでは低下し、それ以上では飽和傾向を示した。また、発電時の出力密度は、圧接力0.5MPaまでは接触熱抵抗の低下に起因して増加し、それ以上では飽和傾向を示した。これより、モジュールへの圧接力として出力密度の飽和の観点から0.5~1.0MPa程度が妥当であると考えられる。また1.0MPa時の出力密度は、0.2MPaの場合と比較して1.4倍程度増加しており、1.0MPa時に出力密度として1.6kW/m²が得られた。なお、実験では、使用した33個はすべて直列接続したが、モジュールごとにリード線を外部の端子盤内で接続したため、引き回し分だけリード線の電気抵抗も増え、出力密度低下の一因となっている。

また、モジュール高さを均一化することにより、接触熱抵抗が低減し、素子間温度差が大きくなり、出力密度なら

びに効率の向上が図れるものと考えられる。

〈4・3〉 モデルシステムの各部の温度分担 図7のうち圧接力が0.2MPaと1.2MPaの場合で、発電時のモデルシステム構成部材の温度分担率について検討する。温度分担率とは、実験装置内の熱の流れを図5に示す1次元の熱等価回路とした時の、熱源間温度差 (TH1-TL1) に対する各部の温度落差の割合である。

解析は、参考文献(1)の計算方法により、温度の実測値と計算値が一致するまで繰り返し行い、一致後の各部の温度、熱量、出力密度、効率等を算出する方法で行った。なお、素子物性値の温度依存性を解析結果に反映させるために、素子部を熱が流れる方向に対して10個の部分に分割し、それぞれの部分での熱収支を考慮し解析を行った。

伝熱板入口流体温度と出口流体温度との平均温度として流体温度を求め、伝熱板外壁温度4点の平均温度として伝熱板外壁温度を求めた。また、素子内部で発生したジュール熱の半分が高温側に、残り半分が低温側に流れると仮定し、実験より得られる発電電力と熱電素子物性値、素子形状などから熱電素子の温度を求めた。

接触熱抵抗は、発電している場合と発電していない場合とで圧接するためのトルクを変化させていないので、発電していない場合に求めた接触熱抵抗値を用いた。また、各部の接触熱抵抗は、4カ所合計の接触熱抵抗を4等分した値を用いた。

また、伝熱板間の空気伝熱による熱量および放射による熱量を式(4)、(5)により算出した。

$$QQQ2 = \frac{S1}{H1} \times \lambda_{\text{air}} \times (TH3 - TL3) \dots \dots \dots (4)$$

$$QQQ3 = \sigma \times S1 \times (TH3^4 - TL3^4) \times \frac{1}{\frac{2}{\epsilon} - 1} \dots \dots \dots (5)$$

但し、

QQQ2: 伝熱板間の空気伝熱による熱量

S1: モジュールが設置されていない伝熱板の面積

(モジュールの全伝熱面積が $SS\text{m}^2$ の場合、

$S1 = 0.5 - SS\text{m}^2$)

H1: モジュール高さ+セラミック板の厚さ (2枚分)

λ_{air} : 空気の熱伝導率

TH3: 高温側伝熱板外壁温度 (K)

TL3: 低温側伝熱板外壁温度 (K)

QQQ3: 伝熱板間の放射による熱量

σ : ステファンボルツマン定数 ($= 5.67 \times 10^{-8}$ ($\text{W/m}^2\text{K}^4$))

ϵ : 伝熱板の放射率

式(4)より、空気の熱伝導率には文献値⁽⁴⁾を用いて、伝熱板間の空気伝熱による熱量を算出した。また、伝熱板の放射率はアルミニウムの酸化した面と考え、 $\epsilon = 0.3$ ⁽⁶⁾として、伝熱板間の放射による熱量を算出した。なお、セラ

図7 モジュールへの圧接力と出力密度、接触熱抵抗との関係

Fig. 7. Relation among pressure applied to modules, thermal contact resistance and power density.

表 2 温度分担の解析結果

Table 2. Analytical results of temperature profiles of model system.

		0.2 MPa	1.2 MPa
	Input data	Hot side inlet temp. 190.3°C Hot side outlet temp. 189.5°C Hot side flow velocity 0.9m/s Cold side inlet temp. 26.4°C Cold side outlet temp. 28.0°C Cold side flow velocity 1.0m/s Temp. of exterior surface of hot side plate 187.6°C Temp. of exterior surface of cold side plate 28.9°C Total thermal contact resistance(4 contact part) $16.1 \times 10^{-4} \text{ m}^2 \text{K/W}$	Hot side inlet temp. 190.3°C Hot side outlet temp. 189.0°C Hot side flow velocity 0.9m/s Cold side inlet temp. 25.3°C Cold side outlet temp. 27.2°C Cold side flow velocity 1.0m/s Temp. of exterior surface of hot side plate 187.1°C Temp. of exterior surface of cold side plate 28.2°C Total thermal contact resistance(4 contact part) $9.84 \times 10^{-4} \text{ m}^2 \text{K/W}$
	Analytical results	TH 1 189.9°C TH 2 188.9°C TH 3 187.6°C TH 4 171.1°C TH 5 171.1°C TH 6 154.5°C Hot side thermoelectric element temp. (TH7) 154.5°C Cold side thermoelectric element temp. (TL7) 60.7°C TL 6 60.7°C TL 5 44.8°C TL 4 44.8°C TL 3 28.9°C TL 2 27.9°C TL 1 27.2°C QQQ1 3830.1W QQQ2 358.5W QQQ3 149.5W	TH 1 189.6°C TH 2 188.5°C TH 3 187.1°C TH 4 175.0°C TH 5 175.0°C TH 6 163.0°C Hot side thermoelectric element temp. (TH7) 163.0°C Cold side thermoelectric element temp. (TL7) 51.2°C TL 6 51.2°C TL 5 39.7°C TL 4 39.7°C TL 3 28.2°C TL 2 27.0°C TL 1 26.2°C QQQ1 4574.3W QQQ2 358.5W QQQ3 149.0W

ミック板および電極部でのそれらの物性値⁽⁴⁾および形状から計算されるそれらの合計の温度落差は、接触部や素子部での温度落差に比べて小さく、最大でも全温度落差の1%程度以下であるために、本検討では無視した。また、伝熱板の伝熱部分は6.6mm厚のアルミニウム合金(3003)でつくられている。そこで、アルミニウム合金(3003)の熱伝導率の文献値⁽⁴⁾を用いて、伝熱板の熱抵抗を算出した。

表2に、実験により得られた入力データをもとに、上記の方法によりモデルシステム内の各部の通過熱量および各部の温度を解析した結果を示す。また、この解析結果から求めたモデルシステム構成部材の温度分担率を図8に示す。

表2において、0.2MPaと1.2MPaの場合で、QQQ1が異なっている。これは図5のQQQ1が流れる回路上の熱抵抗のうち、接触熱抵抗分(RH3+RH5+RL3+RL5)が0.2MPaの場合より、1.2MPaの場合の方が小さいため、QQQ1の通過熱量として、0.2MPaの場合より、1.2MPaの場合の方が大きくなることに起因する。

図8より0.2MPaと1.2MPaの2つの圧接力的場合ともに、熱電素子部以外では4つの接触部での温度分担率が高く、接触部が発電特性を大きく低下させていることがわかる。この4カ所の接触部の熱抵抗の温度分担率は、圧接力的0.2MPaの時には合計40%もあったが、1.2MPa時に

図 8 熱電発電モデルシステムの各部の温度分担
Fig. 8. Temperature drop percentages in the thermoelectric equipment at pressures on modules.

は29%に低下した。これに伴い、素子部の温度分担率は圧接力的0.2MPaの時の58%から、1.2MPaの時には68%と増大した。これより、圧接力的の増加による接触熱抵抗の低減が、発電特性の向上に非常に有効であることがわかった。

5. まとめ

試作した熱電発電モデルシステムにおいて、以下の結果が得られた。

(1) 部材間の接触熱抵抗は、1MPa時に4カ所の合計値として、 $1.0 \times 10^{-3} \text{ (m}^2 \text{K/W)}$ 程度であった。

(2) 出力密度は、圧接力的0.5MPaまでは接触熱抵抗の低下に起因して増加し、それ以上では飽和傾向を示した。これより、モジュールへの圧接力的として出力密度の飽和の観点から0.5~1.0MPa程度が妥当であると考えられる。また、1.0MPa時には、出力密度として1.6kW/m²が得られた。

(3) 圧接力的が0.2MPaと1.2MPaの時、温度分担率として熱電素子部以外では4つの接触部での温度分担率が高く、接触部が発電特性を大きく低下させていることがわかった。また、圧接力的の増加に伴い、素子部の温度分担率は圧接力的0.2MPaの時の60%程度から、1.2MPaの時には70%程度に増大したことより、圧接力的の増加による接触熱抵抗の低減が、発電特性の向上に非常に有効であることがわかった。

(平成14年4月25日受付、平成15年1月10日再受付)

文 献

- (1) Y. Hori, T. Ito, and Y. Kuzuma: "Analysis on Thermoelectric Genetating Characteristic influenced by Shape of module", *T. IEE Japan*, Vol.118-B, No.7/8, pp.802-810 (1998-7/8) (in Japanese)
堀 康彦・伊藤哲夫・葛岡泰邦:「熱電発電モジュール形状が熱電発電ユニットの発電特性に与える影響」, 電学論 B, 118, 7/8, pp.802-810 (1998-7/8)
- (2) Y. Hori and T. Ito: "The preliminary design of thermoelectric generation system using the fluid heat sources", *Proc. 30th Intersociety Energy Conversion Engineering Conference*, Vol.3, pp.109-114 (1995)
- (3) 「モジュール用熱電発電素子データ」, Hi-Z 社技術資料 (1992)
- (4) 日本熱物性学会編: 熱物性ハンドブック, 養賢堂 (1990)
- (5) J.G. Stockholm and P.M. Schlicklin: "Industrial thermoelectric cooling in the kilowatt range", *Proc. 6th International Conference on Thermoelectric Energy Conversion*, pp.83-89 (1986)
- (6) 西川兼康・藤田恭伸: 伝熱学, 理工学社 (1982)

堀 康 彦

(正員) 1966年9月9日生。1989年3月筑波大学第三学群基礎工学類卒業。1991年3月筑波大学大学院工学研究科修士号取得。同年4月(財)電力中央研究所入所。現在, 同所横須賀研究所エネルギー材料部主任研究員。熱電変換に関する研究に従事。

伊 藤 哲 夫

(正員) 1948年1月22日生。1966年3月横須賀工業高校電気科卒業。同年4月(財)超高压電力研究所入所。1977年7月(財)電力中央研究所入所。現在, 同所横須賀研究所電力部上席研究員。電力ケーブル線路等の熱解析に関する研究に従事。

泉 邦 和

(正員) 1945年10月4日生。68年3月関東学院大学工学部2部電気工学科卒業。64-77年(財)超高压電力研究所勤務。77年(財)電力中央研究所入所。83年横浜国立大学工学部研究員。89-90年米国コネチカット大学客員研究員。現在, 横須賀研究所大電力試験所所長。主として, 送変電機器の研究開発に従事。工学博士。92年電気学会進歩賞, 98年電気学会論文賞受賞。