

MPPT Control Method Considering Scattered Internal Resistance of Thermoelectric Modules in Thermoelectric Generation System

熱電発電システムにおいて各モジュール間の内部抵抗の違いを考慮した最大出力点追尾の制御手法

Masatoshi OKU Daisuke TASHIMA Tatsuya SAKODA
 奥 将俊^{1‡} 田島 大輔² 迫田 達也³
 Noriyuki HAYASHI Ichijo HODAKA
 林 則行⁴ 穂高 一条³

Abstract

In this paper, authors proposed a new maximum power point voltage researching method considering scattered internal resistance of thermoelectric modules in thermoelectric generation system. The estimated MPP voltage was compared and considered with result of simulation using LT-Spice and experimental results. From simulation result, the new maximum power point voltage researching method considering scattered internal resistance of thermoelectric modules can estimate MPP voltage with accuracy 1.5%. On other hand, maximum power point voltage researching method not considering scattered internal resistance of thermoelectric modules estimated MPP voltage with accuracy 11%. The experiment result also shows the same result with simulation result. These results show that newly proposed method in this paper can be estimated MPP voltage more accurately than proposed method in the past.

Keywords: Thermoelectric generation system, Maximum power point tracking, Open circuit voltage, Internal resistance
 キーワード：熱電発電システム, 最大出力追尾, 開放電圧, 内部抵抗

1. はじめに

近年, 温泉熱⁽¹⁻³⁾や太陽熱⁽⁴⁻⁶⁾, 自動車廃熱⁽⁷⁻⁹⁾や工場廃熱^(10, 11)等の豊富な未利用エネルギーを電力変換できる機器として熱電発電システムが利用されている. これまでに著者らは複数列の熱電発電モジュール列で構成した熱電発電システムの調査を行い⁽¹²⁻¹⁵⁾, 熱電発電モジュール (Thermoelectric module : TEM) の発電電力が異なっても開放電圧を測定するだけで適用できる MPP 電圧の探索法を提案した⁽¹⁶⁾. しかし, この手法は各 TEM の開放電圧のばらつきのみを考慮しており, 熱電発電システムの発電特性に影響を及ぼす内部抵抗は全ての TEM で同じだと仮定している.

ところで, 市販の TEM は製造過程で生じる電気的特性

のばらつき, 長期運転に伴う多数回のヒートサイクルによって電気的特性の変化^(17, 18)が生じる. また, 故障により TEM を交換する際, 電気的特性の異なる TEM を代替利用することも考えられる. これらの要因のためシステムを構成する各 TEM の内部抵抗が必ず同じ状態を常に保つことができるとは限らない. このような互いに内部抵抗値が異なる TEM で構成される熱電発電システムに対して, 著者らが過去に提案した手法⁽¹⁶⁾ を用いて熱電発電システムの発電電力が最大となる電圧 (Maximum power point : MPP 電圧) を計算すると, 内部抵抗の値のばらつきによって推定結果に誤差が生じる可能性がある.

本論文では先に新提案手法を拡張し, 互いに異なる内部抵抗を持つ TEM を含む熱電発電システムにおいても高精度で MPP 電圧を計算できる手法を提案する. そして以下の3点について報告する. (1) 新提案手法と既報で紹介した従来手法で熱電発電システムにおける MPP 電圧の算出を行う. (2) 算出した MPP 電圧をシミュレーションで求め, 新提案手法と従来手法の精度の違いを確認する. (3) 小規模な TEM を用いた実験を行い, 新提案手法と従来手法の精度の違いを確認する.

*1 宮崎大学大学院農学工学総合研究科博士後期課程学生
 (〒889-2192 宮崎市学園木花台西 1-1 電力システム研究室)
 ‡ e-mail: nc12004@student.miyazaki-u.ac.jp

*2 福岡工業大学工学部電気工学科助教

*3 宮崎大学工学教育研究部教授

*4 宮崎大学工学教育研究部教授

e-mail: n.hayashi@kyudai.jp

(原稿受付: 2017年8月23日, 受理日: 2018年1月22日)

2. MPP 電圧推定のための手法と手順

2.1 MPP 候補電圧推定の手法

一般的に熱電発電システムの TEM 列 (以下, スtring と呼ぶ) は複数個の TEM と逆流防止ダイオードを直列接続して構成される. 図 1 に 3 個の TEM を直列接続した String の等価回路を示す. 熱電発電システムは図 1 で示した String が 1 列, あるいは複数列を並列接続して構成される. 図 2 に String 1 列と負荷 R で構成した熱電発電システムを示す. 図 2 の熱電発電システムの回路電流 I_{out} は熱電発電システムの出力電圧 V_{out} の関数として次式 (1) で求まる.

$$I_{out} = -\frac{1}{r}V_{out} + \frac{E - V_d}{r} = -\frac{1}{r}V_{out} + I_s \quad (1)$$

ただし, r : String の内部抵抗, I_s : String の短絡電流, E : String の開放電圧, V_d : 最大加熱温度における String 短絡時のダイオード順方向電圧である. 式 (1) は String の $V - I$ 特性が傾き $-1/r$, y 切片 I_s の直線となることを示している.

図 3 に図 1 右の String を n 列 (1, 2, 3, \dots , n) 並列接続して構成した熱電発電システムの等価回路を示す. 図 3 の各 String の開放電圧と内部抵抗, 出力電流は各 String の開放電圧が小さい順にそれぞれ $E_n, E_{n-1}, E_{n-2}, \dots, E_1, r_n, r_{n-1}, r_{n-2}, \dots, r_1, I_n, I_{n-1}, I_{n-2}, \dots, I_1$ と示している. また, 互いに内部抵抗が異なる n 列の String で構成した熱電発電システムの $V - I$ 特性を図 4 に示す. 図 4 の $I_{ns}, I_{n-1s}, \dots, I_{1s}$ は String の短絡電流を示している. また, 太点線①~⑤は, それぞれ String n ~String 1 の $V - I$ 特性である (式 (1) 参照).

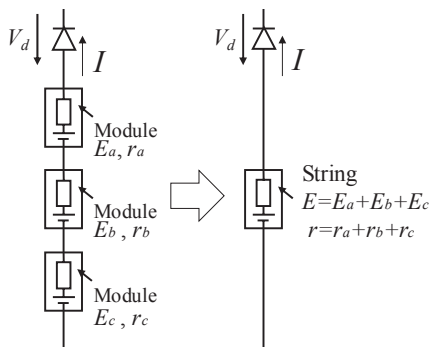


Fig.1 Equivalent circuit of thermoelectric module line.

図 1 熱電発電モジュールの String の等価回路

図 3 で示した出力電圧 V_{out} と各 String の開放電圧 ($E_i - V_d$) との大小関係で各 String の逆流防止ダイオードの導通 / 不導通が決まる. このため図 3 で示したシステムの各 String の $V - I$ 特性は, 式 (1) から分かるように内部抵抗の値で傾きが決まる直線になり, 図 4 中の点線のように描くことができる. システム全体の $V - I$ 特性は各 String の $V - I$ 特性を合成することで求まり, その結果,

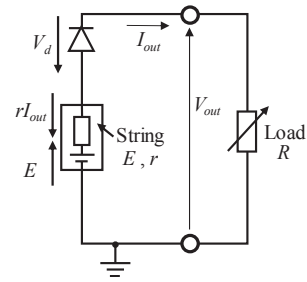


Fig.2 Equivalent circuit of module line and load.

図 2 String と負荷で構成された回路

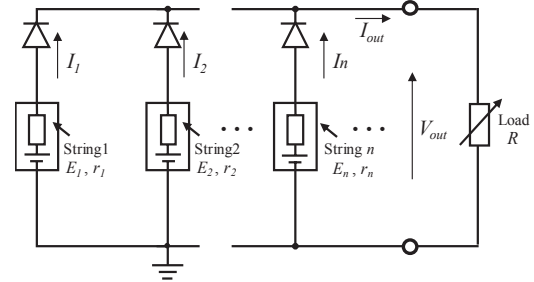


Fig.3 Diagram of thermoelectric generation system.

図 3 熱電発電システムの構成図

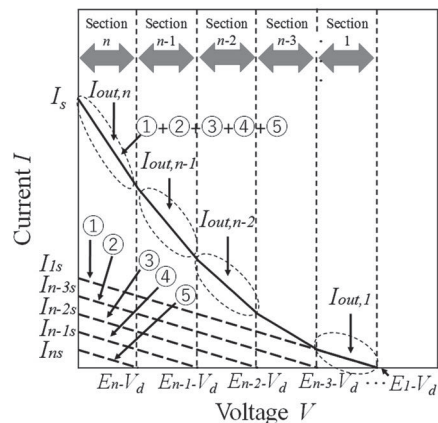


Fig.4 V-I characteristic in module line number n .

図 4 String 数 n 列における $V - I$ 特性 (内部抵抗が互いに異なる場合)

図 4 の実線で示したような開放電圧で区切った n 個の区間に傾き異なる屈曲した特性になる. 図 4 の任意の区間 m ($m = 1, 2, 3, \dots, n$) において V_{out} が $E_{m+1} - V_d$ 以上 $E_m - V_d$ 未満 (区間 m) の回路電流 $I_{out,m}$ は次式 (2) のように表すことができる.

$$I_{out,m} = \sum_{k=1}^m I_k = -\left(\sum_{k=1}^m \frac{1}{r_k}\right)V_{out} + \left(\sum_{k=1}^m \frac{E_k - V_d}{r_k}\right) \quad (2)$$

なお, V_d は String の開放電圧の中で最も低い開放電圧 E_n よりも小さいとする ($V_d < E_n$).

以上の要領で n 個の区間全てに対して回路電流 $I_{out,m}$ を求める.

続いて、発電電力と MPP 候補電圧の推定方法を示す。まず、区間 m における発電電力 P_m は区間 m の $I_{out,m}$ と V_{out} を使って次式 (3) のように表される。

$$P_m = V_{out} I_{out,m} = - \left(\sum_{k=1}^m \frac{1}{r_k} \right) V_{out}^2 + \left(\sum_{k=1}^m \frac{E_k - V_d}{r_k} \right) V_{out} \quad (3)$$

式 (3) から区間 m における発電電力 P_m は極大値を持つことがわかる。区間 m において発電電力 P_m が最大となる時の V_{out} を MPP 候補電圧 V_m とすると、 V_m は式 (3) で与えられる P_m を次式 (4) へ代入し、 V_m について整理して算出することができる。

$$\frac{dP_m}{dV_{out}} = 0 \quad (4)$$

式 (3) と式 (4) から区間 m ($E_{m+1} - V_d \leq V_m < E_m - V_d$) の V_m は次式 (5) のように示される。

$$V_m = \sum_{k=1}^m \left(\frac{E_k - V_d}{r_k} \right) / \left(2 \sum_{k=1}^m \frac{1}{r_k} \right) \quad (5)$$

2.2 内部抵抗の測定法

著者が既報で提案した従来手法では式 (5) において「内部抵抗がほぼ等しい ($r_1 \doteq r_2 \doteq \dots \doteq r$) と考える」とした⁽⁴⁶⁾。しかし、ストリング毎に内部抵抗が異なる場合や最大出力制御の精度を上げたい場合は、内部抵抗が等しいと仮定すると従来手法で算出された MPP 候補電圧は実際の MPP 電圧と異なる値になる。そこで本節では、このために必要な内部抵抗測定法を説明する。

図 5 に TEM が 1 個だけ直列抵抗 R_s に接続された回路を示す。直列抵抗 R_s に加わる電圧 V_s は次式 (6) で求まる。

$$V_s = \frac{R_s}{r + R_s} (E - V_d) \quad (6)$$

ここで内部抵抗 r に注目して式 (6) を整理すると内部抵抗 r は次式 (7) のように示すことができる。

$$r = R_s \left(\frac{E - V_d}{V_s} - 1 \right) \quad (7)$$

このことから TEM に直列抵抗 R_s を接続することで、開放電圧 E と直列抵抗 R_s に加わる電圧 V_s から内部抵抗が求められることがわかる。

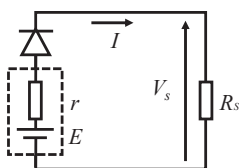


Fig.5 Internal resistance measurement circuit of TEM string.

図 5 ストリング内部抵抗測定回路

2.3 TEM の内部抵抗を考慮した MPP 電圧推定法

新提案手法では熱電発電システム内の各ストリングに直列抵抗 R_{sk} ($k = 1, 2, 3, \dots, n$) を設置する。図 6 は各列に直列抵抗 R_{sk} を挿入した熱電発電システムを示す。スイッチを A 側に入れると TEM の発電電力を出力、B 側に入れると TEM の開放電圧の測定、C 側へ入れると直列抵抗 R_{sk} に加わる電圧 V_{sk} の測定をすることができる。

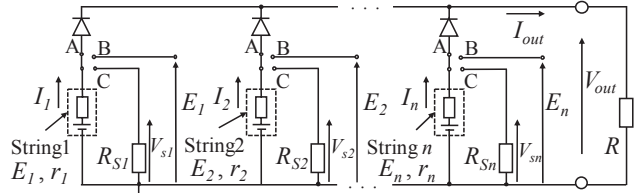


Fig.6 Diagram of thermoelectric generation system for considering scattered internal resistance.

図 6 内部抵抗を考える場合の熱電発電システム構成図

本回路を実装する際、 R_{sk} として 1 つの抵抗 R_s を複数のストリングで共有する方法がある。以下、このような実装回路を想定し、MPP 電圧推定手順を説明する。 $R_{sk} = R_s$ ($k=1, 2, \dots, n$) とし、第 2.2 節の方法で k 列のストリングの内部抵抗を測定すると k 列の内部抵抗 r_k は式 (8) で求まる。

$$r_k = R_s \left(\frac{E_k - V_d}{V_{sk}} - 1 \right) \quad (8)$$

式 (8) を用いると式 (5) は式 (9) となる。

$$V_m = \left\{ \sum_{k=1}^m \frac{V_{sk}}{E_k - V_d - V_{sk}} (E_k - V_d) \right\} / \left\{ 2 \sum_{k=1}^m \frac{V_{sk}}{E_k - V_d - V_{sk}} \right\} \quad (9)$$

次に式 (9) を用いて各区間 m の V_m を求め、 n 個の区間毎に $V_n \sim V_1$ を算出して $V_n \sim V_1$ が電圧範囲内にあるか確認する。その際、複数の電圧が電圧範囲内に収まることもある。このような場合は以降で述べる方法を使って、最適な電圧を決めることになる。

区間 m における電圧 V_m の時、発電電力 P_m は回路電流 $I_{out,m}$ を用いて次式 (10) で表される。

$$P_m = V_m I_{out,m} = \left\{ - \sum_{k=1}^m \frac{1}{R_s \left(\frac{E_k - V_d}{V_{sk}} - 1 \right)} \right\} V_m^2 + \left\{ \sum_{k=1}^m \frac{1}{R_s \left(\frac{E_k - V_d}{V_{sk}} - 1 \right)} (E_k - V_d) \right\} V_m = \frac{1}{R_s} \left[\left\{ - \sum_{k=1}^m \frac{V_{sk}}{E_k - V_d - V_{sk}} \right\} V_m^2 + \left\{ \sum_{k=1}^m \frac{V_{sk}}{E_k - V_d - V_{sk}} (E_k - V_d) \right\} V_m \right]$$

$$= \frac{1}{R_s} k_m \tag{10}$$

ここで k_m は

$$k_m = \left\{ - \sum_{k=1}^m \frac{V_{sk}}{E_k - V_d - V_{sk}} \right\} V_m^2 + \left\{ \sum_{k=1}^m \frac{V_{sk}}{E_k - V_d - V_{sk}} (E_k - V_d) \right\} V_m \tag{11}$$

で与えられ、以後、 k_m を V_m の式の出力電力判別係数と呼ぶ。 k_m は R_s に依存しないことがわかる。また、式 (10) から発電電力 P_m は k_m に比例するため、この k_m を用いると直列抵抗 R_s の値にかかわらず、MPP 候補電圧毎に発電電力の大小関係を判定することができる。また、 k_m が最大となる電圧において発電電力が最大となることから、発電電力を算出せずに MPP 電圧を選択することができる。

最後に式 (11) を用いて各区間の k_m を計算し、 k_m が最大となる V_m が MPP 電圧 V_{mpp} となる。なお、本論文で提案している最大出力追尾法はシステム全体で制御する集中型のマッピング法を想定している。

2.4 計算手順

一例としてストリング 2 列の熱電発電システムを使い、第 2.3 節で示した手順を具体的に説明する。図 7 はストリングを 2 列並列に接続した熱電発電システムの等価回路である ($E_1 > E_2$ と仮定する)。図 8 は図 7 で示した熱電発電システムの V-I 特性の模式図を示している。ストリングが 2 列なので $n=2$ 、かつ区間の数は $2 (m=1, 2)$ とし、MPP 電圧は以下の 1) ~ 5) に示す手順で算出する。

1) $n=2$ として式(12)、式(13)、式(15)、式 (16) を得る。

(a) 区間 2 ($m=2$) に対して ($0 \leq V_2 < E_2 - V_d$)

$$V_2 = \frac{\frac{V_{s1}}{E_1 - V_d - V_{s1}} (E_1 - V_d) + \frac{V_{s2}}{E_2 - V_d - V_{s2}} (E_2 - V_d)}{2 \left\{ \frac{V_{s1}}{E_1 - V_d - V_{s1}} + \frac{V_{s2}}{E_2 - V_d - V_{s2}} \right\}} \tag{12}$$

区間 2 の出力電力判別係数 k_2

$$k_2 = - \left\{ \frac{V_{s1}}{E_1 - V_d - V_{s1}} + \frac{V_{s2}}{E_2 - V_d - V_{s2}} \right\} V_2^2 + \left\{ \frac{V_{s1}}{E_1 - V_d - V_{s1}} (E_1 - V_d) + \frac{V_{s2}}{E_2 - V_d - V_{s2}} (E_2 - V_d) \right\} V_2 \tag{13}$$

一方、従来手法で MPP 候補電圧を推定する場合 ⁽⁶⁾

$$V_2 = \frac{(E_1 - V_d) + (E_2 - V_d)}{2 \times 2} \tag{14}$$

(b) 区間 1 ($m=1$) に対して ($E_2 - V_d \leq V_2 < E_1 - V_d$)

$$V_1 = \frac{E_1 - V_d}{2} \tag{15}$$

区間 1 の出力電力判別係数 k_1

$$k_1 = - \left\{ \frac{V_{s1}}{E_1 - V_d - V_{s1}} \right\} V_1^2 + \left\{ \frac{V_{s1}}{E_1 - V_d - V_{s1}} (E_1 - V_d) \right\} V_1 \tag{16}$$

- 2) 各ストリングの開放電圧 E_1, E_2 を測定する。
- 3) 各ストリングへそれぞれ直列抵抗 R_s を接続し、各ストリングの電圧 V_{s1}, V_{s2} を測定する。
- 4) 式 (12)、式 (15) へ値を代入して V_1 と V_2 を算出する。
- 5) V_2 が区間 2 ($0 \leq V_2 < E_2 - V_d$) にあるか、 V_1 が区間 1 ($E_2 - V_d \leq V_1 < E_1 - V_d$) にあるか確認する。この時、 V_1 と V_2 が共に電圧範囲内にある場合、式 (13) と式 (16) から k_1 と k_2 を計算し、大きい方の出力電力判別係数を与える MPP 候補電圧を MPP 電圧とする。

以上で説明した MPP 電圧の算出手順をフローチャートで示すと図 9 のようになる。

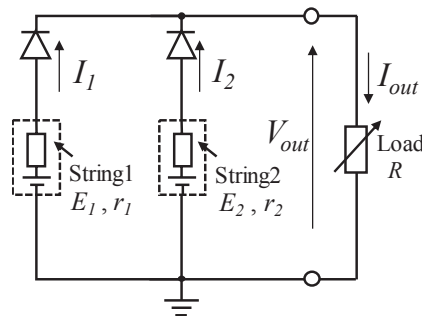


Fig.7 Diagram of thermoelectric generation system in the case of two TEM raws.

図 7 ストリング 2 列の場合の熱電発電システム構成図

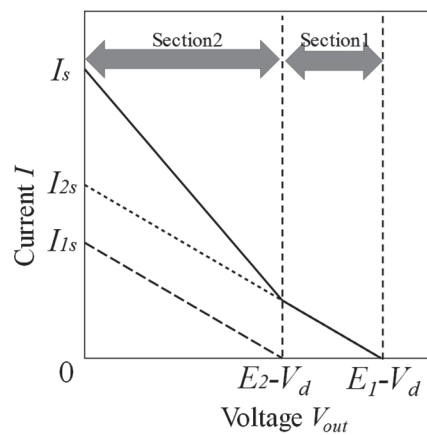


Fig.8 V-I characteristic of thermoelectric generation system.

図 8 ストリング 2 列の場合の熱電発電システムの V-I 特性の模式図

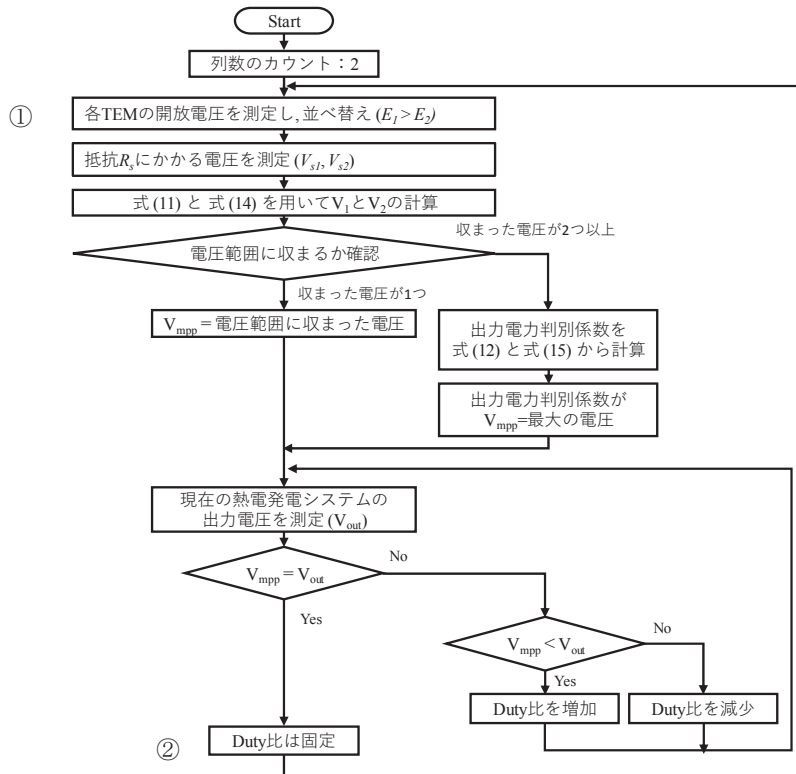


Fig.9 Flowchart of procedure for calculating of MPP voltage in case of two TEW string.

図9 スtring 2列の場合のMPP電圧計算手順のフローチャート

3. シミュレーションによる確認

3.1 シミュレーション回路と内容

本節では第 2.4 節で述べた手法の精度をシミュレーションによって確認する。シミュレーションには LT-spice を用いた。図 10 にシミュレーションに使用した回路を示す。シミュレーションに用いた熱電発電システムは Module1 と Module2 で構成したString A と、Module3 と Module4 で構成したString B の2つを並列に接続して構成した。各Stringの開放電圧を E_A, E_B とする。また、内部抵抗が異なっている状態を模擬するため、String A に直列に模擬内部抵抗 r_{in} を接続した。

表 1 にシミュレーションで用いた各 TEM の開放電圧 E と内部抵抗 r の値を示している。この値は第 4 章で述べる実験で使用した熱電発電モジュール (株式会社高木製作所 SU-05B) 4 個に対して、冷却水温度 15°C で実測した値である。これまでに TEM の高温側温度において各 TEM 間に 200°C 程度の温度ムラが生じることもあることが報告されている^{7), 8)}。従って本論文で提案する方式を確認する実験では、使用した TEM の仕様で使用可能な最高温度 (200°C) の制限内で各 TEM の起電力や内部抵抗に対して最も厳しいアンバランスを実現するために TEM の高温側温度は 30 ~ 190°C に設定した。シミュレーションでは Module1 を 30°C, 他の Module を 190°C に設定した。

また、TEM の内部抵抗がヒートサイクルによって 40% 増加した例が報告されている^(17, 18)。従ってシミュレーシ

ョンに用いる模擬内部抵抗には、ヒートサイクルによって TEM の内部抵抗が 40% 増加した場合と TEM の交換によって内部抵抗が大きく変わった場合を想定し、2 種類の値 (それぞれ 2.26 Ω と 7.01 Ω) を採用した。

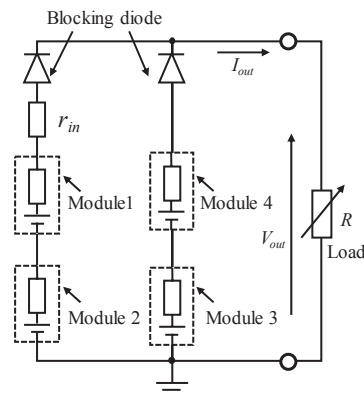


Fig.10 Architectonics of simulation circuit.

図 10 シミュレーション回路の構成

表 1 各熱電発電モジュールの設定値

Table.1 Setting value of each TEM.

	E [V]	r [Ω]
Module 1	0.56	2.10
Module 2	6.10	2.70
Module 3	5.87	2.77
Module 4	6.05	2.79

3.2 シミュレーション結果

図 11 に V-I 特性のシミュレーション結果を示す。また、図 12 に熱電発電システムの発電電力 P と熱電発電システムの出力電圧 V_{out} の関係を示した V-P 特性のシミュレーション結果を示す。図 11 において $E_A - V_d$ 付近で回路電流 I の傾きが変化している。これは V_{out} が $E_A - V_d$ を超え、ストリング A が熱電発電システムから解列されたためである。また、図 12 から $r_{in} = 2.26\Omega$ のとき MPP 電圧は 4.66 V であることがわかる。また、 $r_{in} = 7.01\Omega$ のとき MPP 電圧は 4.98 V であることがわかる。

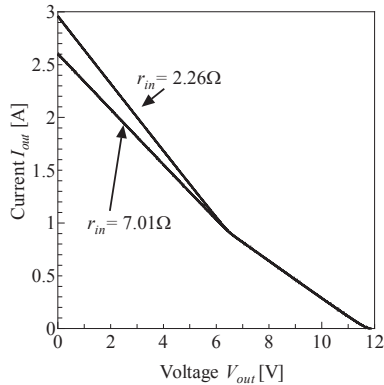


Fig.11 Simulation results of V-I characteristics.

図 11 V-I 特性のシミュレーション結果

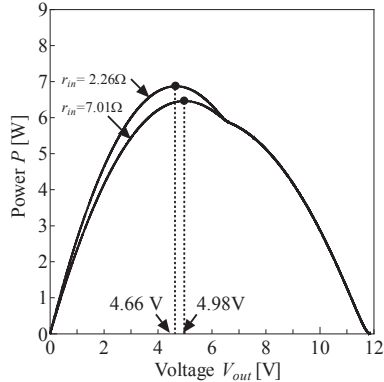


Fig.12 Simulation results of V-P characteristics.

図 12 V-P 特性のシミュレーション結果

3.3 シミュレーション結果の考察

ストリング数 2 なので以下の 2 区間を検討する。

- 1) 区間 2: 熱電発電システムが 0 以上 $E_2 - V_d$ 未満
 - 2) 区間 1: 熱電発電システムが $E_2 - V_d$ 以上 $E_1 - V_d$ 未満
- 区間 1 における MPP 候補電圧を V_1 、区間 2 における MPP 候補電圧を V_2 とする。

本節では模擬内部抵抗 $r_{in} = 2.26\Omega$ の場合と 7.01Ω の場合で行ったシミュレーション結果を検討する。

3.3.1 V_s のシミュレーション

第 2.4 節で示した計算手順を適用する場合、各ストリングへ直列抵抗 R_s を接続した際の R_s に加わる電圧 V_s の値が必要である。本節では、直列抵抗 R_s をストリング A に接続

した際の電圧 V_{sA} 、ストリング B へ接続した際の電圧 V_{sB} のシミュレーション結果を示す。図 13 にシミュレーションの回路を示す。シミュレーションでは直列抵抗 R_s の値を実験で使用した抵抗 C (メタルクラッド抵抗 ALCOL 社 HS150 4R7 J) の値 ($R_s = 4.64\Omega$) とした。シミュレーションの結果、 V_{sB} の値は 5.25 V 、 V_{sA} の値は $r_{in} = 2.26\Omega$ の時、 $V_{sA-2.26} = 2.50\text{ V}$ 、 $r_{in} = 7.01\Omega$ の時、 $V_{sA-7.01} = 1.79\text{ V}$ となった。

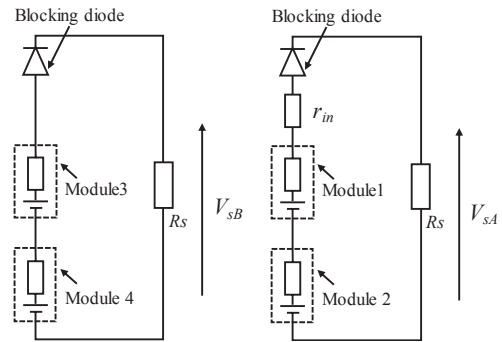


Fig.13 Architectonics of circuit for V_s voltage.

図 13 V_s のシミュレーションのための回路構成

3.3.2 $r_{in} = 2.26\Omega$ の場合

$r_{in} = 2.26\Omega$ の場合、 $E_A = 0.56 + 6.10 = 6.65\text{ V}$ である。また、 $E_B = 5.87 + 6.05 = 11.91\text{ V}$ である。 $E_B > E_A$ なので第 2.4 節の手順に従うと $E_1 = E_B$ 、 $E_2 = E_A$ である。第 3.3.1 節の結果から $V_{sB} = V_{s1} = 5.25\text{ V}$ 、 $V_{sA-2.26} = V_{s2} = 2.50\text{ V}$ 、 $V_d = 0.40\text{ V}$ である。

新提案手法では式 (11)、式 (14) から $V_1 = 5.76\text{ V}$ 、 $V_2 = 4.59\text{ V}$ と算出できる。 V_2 は $0 \leq V_2 < 6.25\text{ V}$ の条件を満たしたが、 V_1 は $6.25\text{ V} \leq V_1 < 11.51\text{ V}$ の条件を満たしていない。従って V_2 のみが適当であり、 $r_{in} = 2.26\Omega$ の場合、新提案手法では MPP 電圧が 4.59 V と推定される。

一方、従来手法では式 (13) と式 (14) から $V_1 = 5.76\text{ V}$ 、 $V_2 = 4.44\text{ V}$ と算出できる。 V_1 は $6.25\text{ V} \leq V_1 < 11.51\text{ V}$ の条件を満たしていない。従って計算結果より V_2 のみが適当であり、従来手法では MPP 電圧は 4.44 V と推定される。

表 2 は $r_{in} = 2.26\Omega$ におけるシミュレーション結果と各手法の算出結果を比べたものである。表 2 の誤差はシミュレーション結果を基準値として求めたものである。表 2 から従来手法では約 4.7% の誤差が生じたが、新提案手法で生じた誤差は約 1.5% だったことがわかる。このことから新提案手法は従来手法と比べて、より正確に MPP 電圧を推定できることがわかる。

また、新提案手法は従来手法と比べて約 3% 誤差を改善することができた。この約 3% の改善はわずかな値であるが、本論文で採用したシステムの出力は数 W 程度であり、著者らが想定しているシステムの出力は数 kW～数十 kW 程度では十分に大きな改善だと考えられる。

表2 $r_{in}=2.26\Omega$ におけるシミュレーション結果と各手法の算出結果の比較

Table.2 Comparison of each results in the case of $r_{in}=2.26\Omega$.

	MPP Voltage [V]	Error [%]
従来手法	4.44	4.70
新提案手法	4.59	1.50
シミュレーション結果	4.66	—

3.3.3 $r_{in} = 7.01\Omega$ の場合

$r_{in} = 7.01\Omega$ の場合, $E_A = 0.56 + 6.10 = 6.65\text{ V}$ である. また, $E_B = 5.87 + 6.05 = 11.91\text{ V}$ である. $E_B > E_A$ なので第 2.4 節の手順に従うと $E_1 = E_B, E_2 = E_A$ である. 第 3.3.1 節の結果から $V_{sA-7.01} = V_{s2} = 1.79\text{ V}, V_{sB} = V_{s1} = 5.25\text{ V}, V_d = 0.40\text{ V}$ である.

新提案手法では式 (11), 式 (14) から $V_2 = 4.91\text{ V}, V_1 = 5.76\text{ V}$ と算出できる. V_2 は $0 \leq V_2 < 6.25\text{ V}$ の条件を満たすが, V_1 は $6.25\text{ V} \leq V_1 < 11.51\text{ V}$ の条件を満たさない. そのため, $r_{in} = 7.01\Omega$ の場合, 新提案手法では MPP 電圧は 4.91 V と推定できる.

一方, 従来手法では内部抵抗の値が反映されないため $r_{in} = 7.01\Omega$ の場合でも MPP 電圧は 4.44 V である.

表 3 に $r_{in} = 7.01\Omega$ におけるシミュレーション結果と各手法の算出結果を比べたものを示す. 表 3 から従来手法では 10.9% の誤差が生じたが, 新提案手法で生じた誤差は 1.5% であることが分かる. このことから新提案手法は従来手法と比べ, より正確に MPP 電圧を推定できることがわかる.

表3 $r_{in} = 7.01\Omega$ におけるシミュレーション結果と各手法の算出結果の比較

Table.3 Comparison of each results in the case of $r_{in}=7.01\Omega$.

	MPP Voltage [V]	Error [%]
従来手法	4.44	10.86
新提案手法	4.91	1.50
シミュレーション結果	4.98	—

4. 実験による確認

4.1 実験装置と実験内容

本節では第 3 章のシミュレーションと同じ条件で実験を行い, V-I 特性と V-P 特性を実測した結果を示す. 実験では図 10 の回路を市販の熱電発電ユニット (株式会社高木製作所製 SU-05B) を 4 つ, TEM 加熱ヒーターを 4 つ, 逆流防止ダイオード (Vishay 社 SB540), 模擬内部抵抗の値は $r_{in} = 2.26\Omega, 7.01\Omega$ として, それぞれメタルクラッド抵抗 (ALCOL 社 HS100 2R2 J) とメタルクラッド抵抗 (ALCOL 社 HS150 4R7 J) を各 1 つ, 電子負荷 (菊水電子工業株式会社製 PLZ-664WA) で構成した. 熱電発電システムの回路電流 I_{out} は回路中に直列に挿入した分流器 (日置電機株式会社製 HS-1-30 50mV/30A) 両端の電位差から求め, 各ストリングの開放電圧は電圧計 (岩通通信機株式会社製 VOAC7521H) で測定した.

図 14 に実験回路を示す. 実験ではヒーターを用いてシミュレーションと同様に Module1 の TEM の高温側を 30°C , 他の Module は 190°C で加熱した. TEM の低温側は 14°C の水道水で常時冷却して発電させた. 熱電発電システムは熱源温度により発電電力が変動するが, 図 9 の①~②のプロセスは温度変化を無視できる時間内で実施する必要がある. そこで実験は TEM の温度差 ΔT が一定の状態で行った. そして, 図 10 中の抵抗負荷 R の値を変化させて熱電発電システムの出力電圧 V_{out} と回路電流 I_{out} を測定し, この結果から熱電発電システムの V-I 特性と V-P 特性を求めた.

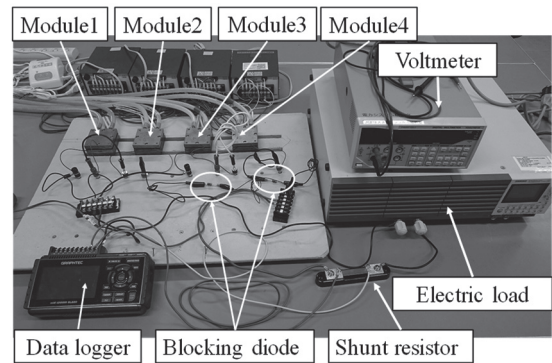


Fig.14 Experimental circuit.

図 14 実験回路

4.2 実験結果

図 15 に V-I 特性の実験結果, 図 16 に V-P 特性の実験結果を示す. 表 4 にストリング A の開放電圧 E_A , ストリング B の開放電圧 E_B , 直列抵抗 R_s をストリング A へ接続した際の電圧 V_{sA} , 直列抵抗 R_s をストリング B へ接続した際の電圧 V_{sB} の測定結果を示す. 図 15 からシミュレーションと同様に $E_A (= 6.7\text{V}$ 表 4 参照) 付近で V-I 特性の傾きが変化することがわかる. また, 図 16 から熱電発電システムの発電電力 P は $r_{in} = 2.26\Omega$ の時, 4.59 V 付近で 6.70 W , $r_{in} = 7.01\Omega$ の時, 4.99 V 付近で 6.20 W で最大となることがわかる.

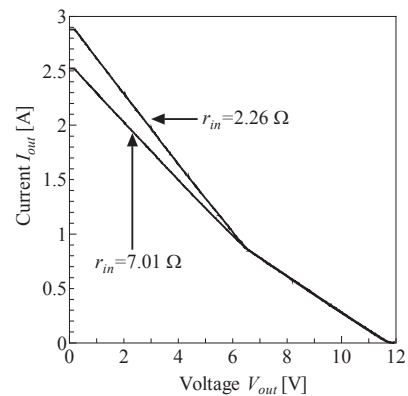


Fig.15 Experimental results of V-I characteristics.

図 15 V-I 特性の実験結果

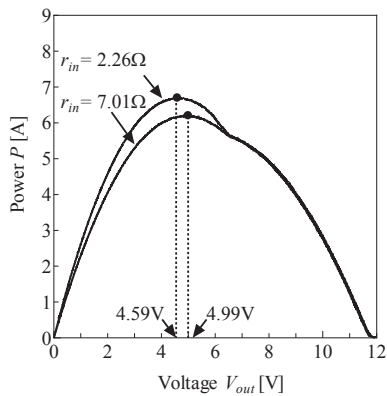


Fig.16 Experimental results of V-P characteristics.

図 16 V - P 特性の実験結果
表 4 各電圧の測定結果

Table.4 Measurement result of each voltage.

	E_B [V]	E_A [V]	V_{sB} [V]	V_{sA} [V]
$r_{in}=2.26\ \Omega$	12.03	6.78	5.64	2.89
$r_{in}=7.01\ \Omega$	11.97	6.72	5.79	1.93

4.2 実験結果の考察

本節では実験結果の MPP 電圧と新提案手法で算出した MPP 電圧、従来手法で算出した MPP 電圧を比較検討する。表 5 に $r_{in} = 2.26\ \Omega$ における結果の比較、表 6 に $r_{in} = 7.01\ \Omega$ における比較した結果を示す。表 5 と表 6 の誤差は実験結果の値を基準値として算出したものである。 $r_{in} = 2.26\ \Omega$ の時、従来手法では約 2%の誤差が生じたが、新提案手法で生じた誤差は約 0.2%となっている。また、 $r_{in} = 7.01\ \Omega$ の時、従来手法では誤差が約 10%生じたが、新提案手法では生じた誤差は約 0.2%となっている。このことから従来手法と比べて新提案手法は MPP 電圧をより正確に推定できていることがわかる。

表 5 $r_{in} = 2.26\ \Omega$ における MPP 電圧の比較

Table.5 Comparison of results in the case of $r_{in}=2.26\ \Omega$.

	MPP Voltage [V]	Error [%]
従来手法	4.50	1.96
新提案手法	4.58	0.15
実験結果	4.59	—

表 6 $r_{in} = 7.01\ \Omega$ における MPP 電圧の比較

Table.6 Comparison of results in the case of $r_{in}=7.01\ \Omega$.

	MPP Voltage [V]	Error [%]
従来手法	4.47	10.42
新提案手法	4.98	0.20
実験結果	4.99	—

5. まとめ

本論文では、開放電圧や内部抵抗が互いに異なる TEM で構成される熱電発電システムにおいて MPPT 制御を行うために各熱電発電モジュールの開放電圧と TEM に接続した直列抵抗に加わる電圧を用いた MPP 電圧算出手法を新たに提案した。そして以下の知見を得た。

- (1) シミュレーションを行い、従来手法と新提案手法で MPP 電圧を算出し、推定精度を比較検討した。その結果、従来手法では 11%の誤差が生じたが、新提案手法で生じた誤差は 1.5%となり、従来手法と比べると MPP 電圧をより正確に推定できることを確認した。
- (2) 実験を行い、従来手法と新提案手法で MPP 電圧を算出し、推定精度を比較検討した。その結果、従来手法では誤差が 10%生じたが、新提案手法で生じた誤差は 0.2%となり、従来手法と比べて MPP 電圧をより正確に推定できることを確認した。

本システムの実装時に求められるスイッチング時間間隔は、熱電モジュール毎の低温熱源や高温熱源の温度変化の状況など、TEM の起電力や内部抵抗に影響を及ぼすパラメータの変化状況に応じて決めることになる。

6. 謝辞

本研究は宮崎大学名誉教授 大坪昌久氏、及び宮崎大学工学部電気システム工学科学部生 前田祐太氏の協力により実施された。関係の皆様へ謝意を表す。

7. 参考文献

- 1) 新藤尊彦, 中谷祐二郎, 大石高志, 未利用エネルギーを有効に活用する熱電発電システム, 東芝レビュー, 63 (2), 7-10 (2008.2).
- 2) Changwei Liu, Pingyun Chen, Kewen Li, A 1KW Thermoelectric Generator for Low-temperature Geothermal Resources, PROCEEDINGS, Thirty-Ninth workshop on geothermal reservoir engineering, (2014), 1, California, USA.
- 3) 武藤佳恭, 熱海温泉での熱電発電, 日本熱電学会誌, 7 (3), 11-14 (2011).
- 4) Ali Ekber Özdemir, Yavuz Köysal, Engin Özbas, Tahsin Atalay, The Experimental Design of Solar Heating Thermoelectric Generator With Wind Cooling Chimney, Energy Conversion and Management, 98, 127 (Jul. 2015).
- 5) 梶川武信, 自然エネルギー利用システムの可能性, 技術総合誌 OHM, 98 (2), 31-34 (2011.2).
- 6) Ning Zhu, Takeru Matsuura, Ryutaro Suzuki, Takashi Tsuchiya, Development of a Small Solar Power Generation System based on Thermoelectric Generator, Energy Procedia, 52, 651 (2014).
- 7) Yanliang Zhang, Martin Cleary, Xiaowei Wang, Nicholas

- Kempf, Luke Schoensee, Jian Yang, Giri Joshi, Lakshmi-mikanth Meda, High-temperature and high-power-density nanostructured thermoelectric generator for automotive waste heat recovery, *Energy Conversion and Management*, 105 (15), 127 (2015).
- 8) 梶川武信, 熱電変換システム総覧, 252-257 (2004), リアライズ理工センター, 東京.
 - 9) Shiho Kim, Soonseo Park, Sunkook Kim, Seok-Ho Rhi, A Thermoelectric Generator Using Engine Coolant for Light-Duty Internal Combustion Engine-Powered Vehicles, *Journal of electronic materials*, 40 (5), 812 (2011).
 - 10) 海部宏昌, 梶原健, 藤本慎一, 牧野一也, 八馬弘邦, 熱電発電による工場廃熱回収, *コマツ技報*, 57 (164), 26 (2011).
 - 11) 小林公樹, 中村倫之, 箕輪昌啓, 倉田博司, 奥山進, 柴田均, 黒木高志, 壁矢和久, 工業炉を利用した熱電発電システムの発電実証試験, *昭和電線レビュー*, 60 (116), 15 (2014)
 - 12) Tomoko Ishitsu, Masatoshi Oku, Daisuke Tashima, Nori-yuki Hayashi, Improvement of Output Characteristic of Thermoelectric Generation System by Using a Diode By-pass Circuit, *ICEE2015*, (Jul. 2015), A-186, Hong Kong China.
 - 13) Masatoshi Oku, Daisuke Tashima, Tatsuya Sakoda, Nori-yuki Hayashi, Compensation of output power characteristics of a partly-malfunctioned thermoelectric generator system by using a diode bypass circuit, *ICEE2014*, (Jun. 2014), 384, Jeju, Korea.
 - 14) 奥将俊, 石津智子, 田島大輔, 林則行, 熱電発電システム内の熱電発電モジュール出力不均衡時における出力特性, 04-2P-08, 平成 26 年度 電気・情報関係学会九州支部連合大会講演論文集, (Sep.2014), 472, 鹿児島.
 - 15) 奥将俊, 山口昂平, 田島大輔, 林則行, ダイオードバイパス回路による故障した熱電発電モジュールの出力補償特性, 7-043, 平成 26 年電気学会全国大会, (Mar.2014), 68-69, 愛媛.
 - 16) 奥将俊, 石津智子, 田島大輔, 迫田達也, 林則行, 穂高一条, 熱電発電システムにおける開放電圧を用いた最大出力点の探索法, *太陽エネルギー*, 42 (4), 49 (2016).
 - 17) 中村倫之, 岡田彩起子, 箕輪昌啓, 酸化物熱電変換モジュールの高出力化と耐久性評価, *昭和電線レビュー*, 59 (1), 19 (2012).
 - 18) 梶川武信, 熱あるところ”熱電”あり!, *季刊情報誌 SAWS*, 4 (2003)