



Title	熱電発電機の応用システムに関する研究
Author(s)	津吉, 彰
Citation	大阪大学, 2001, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://doi.org/10.11501/3184370
rights	
Note	

The University of Osaka Institutional Knowledge Archive : OUKA

<https://ir.library.osaka-u.ac.jp/>

The University of Osaka

熱電発電器の応用システムに関する研究

2000年

津吉 彰

内容梗概

本論文は熱電発電の特性解析、システム開発などに関する研究の成果をまとめたものであり、7章の構成とした。

第1章は序論であり、本論文の研究の背景、目的について述べた。

第2章では、自然エネルギーや広範囲に存在する低質産業廃熱などの未利用熱源に適用する熱電発電器の特性解析方法、ならびにそれを用いた最適設計とその結果について述べた。解析方法については伝熱管と熱電モジュールの結合体における接触効果などを合理的に考慮した方法を提案し、解析精度が向上することを実験によって検証した。

第3章では、液体Na冷却の高速増殖炉へ膜状アモルファス鉄シリサイド熱電素子を適用した熱電発電システムについて述べた。液体NaKを冷却用熱媒体とすることにより液体金属Naと水との反応の危険性が回避される安全な発電システムとなる可能性を示した。

第4章では、ゴミ焼却炉へ適用する熱電発電器として、熱媒体油を動作媒体とする熱電発電器を提案した。提案した熱電発電器は大量生産によるコスト低減が可能で、これまで検討されていたヒートパイプ式に比べ設置コストが安価で、経済的な発電が可能なシステムとなることを述べた。熱電発電器の開発について、試作器の試験、ならびにゴミ焼却施設(横浜市環境事業局栄工場)に設置した500 W発電器の開発について述べた。

第5章では、変動性のある廃熱から熱電発電器を用いて電力回収を行う場合に有効な技術として、蓄熱技術を取り上げ、蓄熱器を導入した場合の熱電発電器の特性評価を行った。蓄熱器を導入することによる熱電発電システムの経済性の改善効果を評価し、発電コストを評価パラメータとして蓄熱器の適用法について検討した結果を示した。

第6章では熱電発電器の高性能化や高度利用技術を目的として提案した3件の応用システムについて述べた。1件目として、ケミカルヒートポンプを用いて熱源を高温化し、熱電発電器の性能向上を図るシステムを示した。2件目として、熱応力緩和のために開発された傾斜機能材料を電極に利用する熱電発電モジュールの高性能化技術について述べた。3件目として、分散した低質な廃熱源を巡回しながらエネルギー回収を行う移動式熱電発電-水素製造システムについて、その構成ならびに廃熱回収・水素生成に関する実験結果を示した。

第7章では、研究全体の総括を行い、結論とした。

目次

第1章 緒論	2
第1章 参考文献	4
第2章 熱電発電器の解析と最適設計	5
2.1 緒言	5
2.2 熱電発電器における熱電現象	6
2.3 熱電発電器の動作原理	9
2.4 熱電素子の特性解析	14
2.5 大形熱電発電器の定常解析	19
2.6 熱電発電器の過渡解析	25
2.7 熱電発電器の接触効果	35
2.8 熱電発電器の最適設計	39
2.9 結言	51
2.10 第2章参考文献	52
第3章 高速増殖炉への熱電発電器の適用可能性検討	53
3.1 緒言	53
3.2 高速増殖炉に適用する熱電発電器の概念設計	54
3.3 FeSi ₂ 膜状素子熱電発電器の特性解析	56
3.4 FeSi ₂ 膜状素子熱電発電器の要素モデルによる検討	65
3.5 結言	68
3.6 第3章参考文献	69
第4章 焼却施設に適用する熱電発電器の開発	70
4.1 緒言	70
4.2 焼却炉に適用する熱電発電器の基本構成の検討	73
4.3 高温熱媒体油加熱熱電発電器の実験的検討	77
4.4 500W級プロトタイプ熱電発電器の開発と焼却施設における運用	85
4.5 結言	88
4.6 第4章参考文献	89
第5章 蓄熱器を用いた熱電発電器の運転	90
5.1 緒言	90
5.2 蓄熱器を熱源とした熱電発電実験の概要	91
5.3 廃熱回収熱電発電への蓄熱器の適用	95
5.4 結言	98
5.5 第5章参考文献	99
5.6 第5章付録	100
第6章 熱電発電器の高度利用技術の検討	102
6.1 緒言	102
6.2 ケミカルヒートポンプ利用熱電発電	103
6.3 傾斜機能材料(FGM)電極を有する熱電発電モジュール	108
6.4 移動式熱電発電-水素製造システム	113
6.5 結言	122
6.6 第6章参考文献	123
第7章 結論	124
謝辞	127
本論文に関する研究業績	128

第1章 緒論

導電性の物質の一端に熱を加え、物質内に温度勾配を与えると電子が低温部に拡散し、物質の高温端と低温端に電氣的なポテンシャルの差が生まれ、この両端を導線で結ぶと電流が流れる。この現象はゼーベック(T.J. Seebeck、ドイツ)によって1821年に発見された⁽¹⁾⁽²⁾。その電流を流すための起電力の大きさは、高温端－低温端の温度差に比例することがわかり、その効果はゼーベック効果と呼ばれ、その比例係数はゼーベック係数と呼ばれるようになった。ついで、1834年ペルチェ(J.C.A. Peltier、ドイツ)は、2つの異種金属をつないだ回路に直流電流を流すと、一方の接合部では発熱が、他方の接合部では吸熱が生じ、電流を逆転するとその関係も逆転すること⁽³⁾を発見した。この発熱吸熱現象はペルチェ効果とよばれる。さらに、1851年トムソン(W. Thomson、イギリス)は、ゼーベック効果、ペルチェ効果の可逆性を熱力学によって理論づけ、温度差が与えられた導体があるとき、その温度勾配にそって電流を流すと、導体内で熱の吸収、発生が生じること⁽⁴⁾を予測した。この現象はトムソン効果と命名され、後日実験的にも証明された。このゼーベック効果、ペルチェ効果、トムソン効果の3現象は熱電現象として知られるようになった。

この熱電現象を利用した技術としては熱電冷却と熱電発電がよく知られている。熱電冷却はいわゆるペルチェモジュールを利用した電子冷却で、恒温槽の温度制御、半導体素子の冷却など幅広い分野の恒温技術として利用されている。一方、熱電発電は半導体熱電素子に与えられた高温熱源と低温熱源との温度差により発生する熱起電力をもって、接続された負荷に電力を供給する直接発電方式であり、次の様な特長を有する。

- 1) 熱電半導体を発電材料としているため、発電に機械的運動を要しない。
- 2) 機械的運動が無いため、静粛で必要なメンテナンスが少なく、信頼性が高い。
- 3) 運転温度域では熱源の温度変動にかかわらず発電が可能である。

しかしながら、発電機能を提供する熱電半導体は高価であり、材料のみの発電効率もトップデータで17%⁽⁵⁾にとどまっているのが現状であるため、電力コストという面からは既存の発電設備に対する競争力は皆無である。そのため、これまでは宇宙利用⁽⁶⁾や僻地におけるメンテナンスフリーの電源⁽⁷⁾など熱電発電の特長が特に求められる特殊用途で利用されている。

近年、1973年、1979年の2回の石油危機を経験した日本は1980年代に入り省エネルギー技術を各産業で発展させ、1986年には石油の輸入量を1973年の76%にまで削減し、全エネルギー供給に占める石油の割合を56%までに低減するとともに、GDPの伸びが総エネルギーの需要の伸びを上回る、いわゆるエネルギー弾性値が1以下を呈する状況になっていた。しかしながら、1987年になると再びエネルギー供給量が増加し始めるとともに、エネルギー弾性値が1を越え始めた。さらに1990年代以降においては、個人生活スタイルの変化(少子高齢化による世帯数の伸び)やオフィス床面積の増加という社会スタイルの変化によって、エネルギー供給量の増加が顕著になっている⁽⁸⁾⁽⁹⁾。そのような状況下、1997年12月に「地球温暖化防止京都会議」が開催され、各国のCO₂排出削減目標値が示された。この目標を達するため、炭素税、エネルギー効率の改善、自動車のCO₂排出量規制や再生可能エネルギーの導入が検討され、実施され始めている⁽¹⁰⁾。このようなCO₂排出抑制対策と同時にNO_x、SO_xなどの排出削減による酸性雨防止、フロンなどオゾン層を破壊する環境負荷の低減など多くの環境対策が求められている。一般に、エネルギー安定供給(Energy security)、環境保全(Environmental protection)、経済成長(Economical growth)の3Eは互いに相反する関係となり、「3Eのトリレンマ」と呼ばれることもある。しかし、自然エネルギーを含めた今後のエネルギー政策においては、この3Eの同時達成を目指す事に努力が払われるべきである。特に検討する対象を一次エネルギーに絞るならば、少なくとも核融合という夢の代替エネルギーが実現されるまでは、化石燃料や原子力を中心に考えざるを得ないのが現実であり、電力に関していえば、石油、石炭、LNG、原子力の巨大発電システムを中心に、水力、地熱、太陽、風力、ゴミ発電などの分散電源を有効に設置することが求められる。

このようにエネルギー供給に関しての要求が高まる中、熱電発電はその特長から以下の様な点において、「3Eのトリレンマ」の同時達成に有効な技術としての可能性がある。

(1)未利用エネルギーからの熱電発電器による電力回収。

D.M.Roweらの提案する北海油田採掘後の地熱利用⁽¹¹⁾、梶川らの提案するゴミ焼却炉の余熱利用⁽¹²⁾、堀らの提案するリン酸型燃料電池の廃熱利用⁽¹³⁾⁽¹⁴⁾など多数のタービン発電が適合しない未利用熱の電力回収の可能性がある。

(2)高速増殖炉への熱電発電器の適用。

高速増殖炉に空冷式の熱電発電器を適用することにより信頼性を向上するとともに、Na,NaK ループと水冷方式を併用しない発電方式とすることで液体金属Naと水との危険な反応を回避し、高速増殖炉のインヘレントセーフティーを実現する。

そこで、これらの可能性を踏まえ、本論文では熱電発電器の実用化に向けた応用システムに関する研究について述べる。まず、第2章では大阪大学と UWCC (University of Wales College of Cardiff)が共同で行った「低熱落差利用熱電発電器の最適設計」に関する研究、第3章では日本原子力発電株式会社、山口大学、大阪大学の3者が共同で行った「高速増殖炉への熱電発電器の適用」に関する研究、第4章、第5章では株式会社クボタ技術開発研究所と神戸市立工業高等専門学校が共同で行った「ゴミ焼却炉に適合する熱電発電器の開発や運用法」に関する研究について、それぞれ筆者が行った研究内容について述べ、さらに第6章では熱電発電器を高度利用するシステムや熱電発電器の高性能化の技術に関する研究について述べる。

第1章 参考文献

- (1) T.J.Seebeck: "Magnetische Polarization der Metalle und Erze durch Temperature -Differenz", *Abhandlungen der Deutschen Akademie der Wissenschaften zu Berlin*, p.265 (1822)
- (2) T.J.Seebeck: "The Magnetic Polarization of Metals and Ores by a Temperature Difference", *Repts. Prussian Acad. Sci.* (1823)
- (3) Peltier J.C.A., *Ann. de Chim. et de Phys.* 2, Serie 56. (1834)
- (4) Thomson. W., *Phil. Trans. roy. Soc.* 1. (1855)
- (5) 康燕生, 木皿 且人: "新エネルギー材料の創製を目指して", 航空中技術研究所ニュース「なる」, No.472 p.1 (1998)
- (6) P.A.O' Riordan: "The US Department of Energy's Thermoelectric Development Program for Space Power," *Proc. 4th ICTEC, Arlington*, p.15 (1982)
- (7) 森本他: "低消費電力マイクロ波通信システム用電源システム", *NEC 技報*, 35 NO.11, p.72 (1982)
- (8) 資源エネルギー庁編, "総合エネルギー統計 (平成 10 年度)", 電力新報社 (1999)
- (9) 資源エネルギー庁監修, "資源エネルギーデータ集 (1998 版)", 電力新報社 (1999)
- (10) 朝日新聞, "温暖化対策 各国に温度差", 1998 年 9 月 16 日, 4 面 (1998)
- (11) K. Matsuura, D.M.Rowe, A. Tsuyoshi, G. Min: "Large Scale Thermoelectric Generation of Low Grade Heat," *Proc. 10th ITC, Cardiff*, p.233-241 (1991)
- (12) T.Kajikawa, M.Itoh, E.Shibuya, N. Hirayama: "Conceptual Design of Thermoelectric Power Generation System Utilizing Heat of Combustible Solid Waste," *Proc. 12th ITC, Yokohama*, pp.491-496 (1982)
- (13) 梶川武信ら編: "熱電変換システム技術総覧", pp.150-153, (1995)
- (14) 堀康彦、伊藤哲夫、葛間泰邦、渡辺泰夫: 電力中央研究所研究報告, W93037, pp.31-33 (1994)

第2章 熱電発電機の解析と最適設計

2.1 緒言

熱電発電機は、 200°C 未満の比較的低温な熱源や、温度の一定しない変動性のある熱源についても適応性が高い。その特徴から低温蒸気などの産業廃熱のみならず、地熱⁽¹⁾やソーラーポンド⁽²⁾などの自然エネルギーも利用可能である。また、本研究に関して大阪大学と共同研究を行ったイギリスのUWCC(University of Wales College of Cardiff)のD.M.Rowe教授らは北海油田の採掘基地(Oil Platforms)の石油枯渇後の再利用法として、図2.1.1に示すような海底の地熱を有効利用するシステムの可能性を指摘している⁽³⁾。このような未利用エネルギーを利用した熱電発電システムの中核として用いられるのはペルチェ素子として実用化されているBi-Te系熱電半導体からなるモジュールである。しかし、熱電発電のためにペルチェモジュールを使用すると、熱電冷却とは全く異なる使用状態となるため、熱電発電モジュールとして使用するためにはモジュールの構造自体から再検討する必要がある。そのためには、熱電モジュールを使用した熱電発電機の特性を正確に把握することが求められる。本研究ではペルチェモジュールを使用した熱電発電機を製作し、実験により特性測定を行うとともに、発電器内の熱伝導、熱電現象を解析し、熱電発電機の出力特性のシミュレーションを実現した。本章では、まず熱電発電機の出力特性の解析原理と提案した解析手法について述べ、次に試作熱電発電機の出力特性のシミュレーション結果、シミュレーションプログラムを用いた熱電発電機の最適設計に関する検討について述べる。

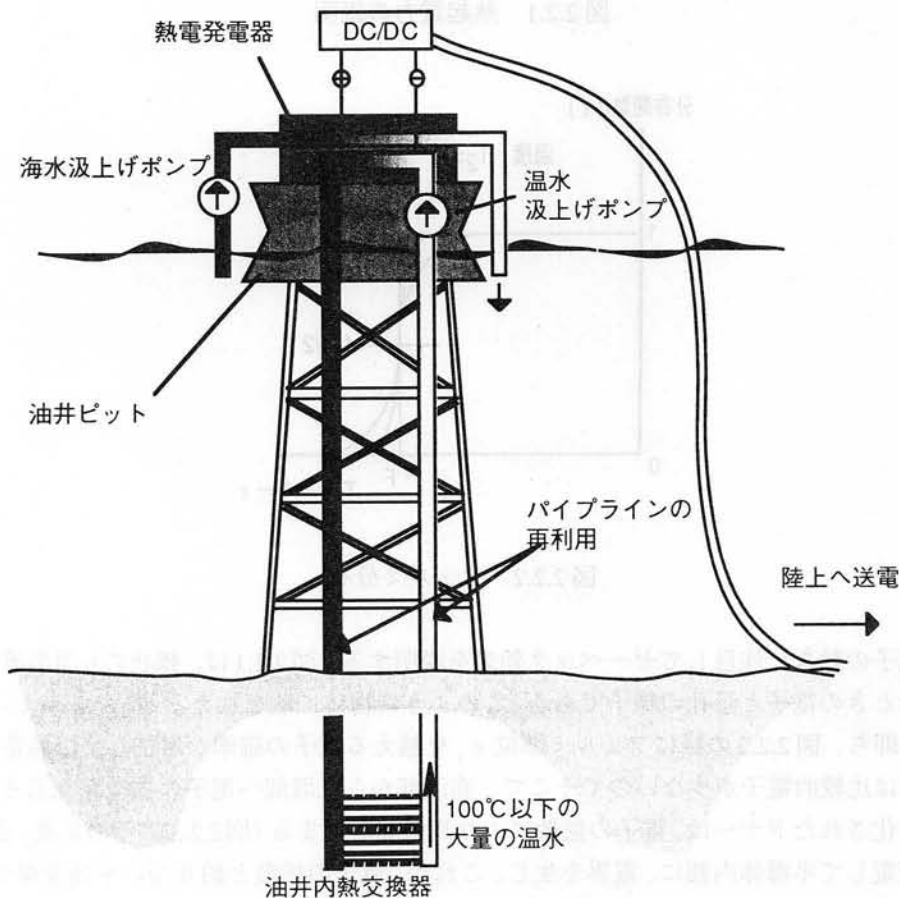


図 2.1.1 石油採掘基地における熱電発電

2.2 熱電発電器における熱電現象

固体内の熱-電気の相互的可逆的な現象のことを熱電現象という。熱電現象は、ゼーベック効果、ペルチエ効果、トムソン効果からなり、これらは熱電発電器を解析する上での基礎となる原理⁽⁴⁾であるので、その概要を以下に示す。

2.2.1 ゼーベック効果

ゼーベック効果とは、導体や半導体に温度勾配を与えると、起電力を発生する現象のことである。熱電発電は、このゼーベック効果を利用して、熱から電気に直接変換するものである。

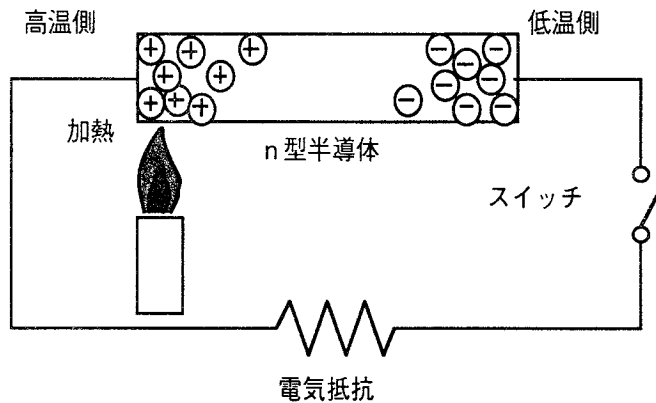


図 2.2.1 熱起電力の説明

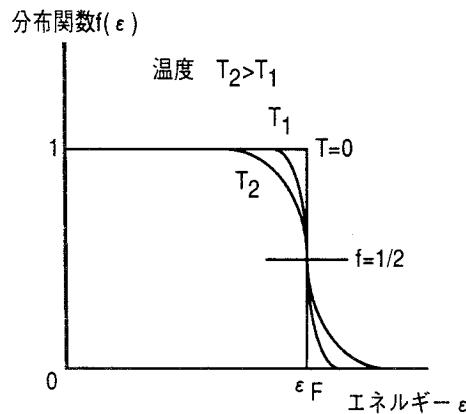


図 2.2.2 フェルミ分布

半導体内部の電子の動きに注目してゼーベック効果を説明する。図 2.2.1 は、棒状の n 型半導体の両端に温度勾配を与えたときの電子と正孔の様子である。このように物体に熱を加えると、フェルミ-ディラックの分布則に従い、即ち、図 2.2.2 の様にフェルミ準位 ϵ_F を越える電子の確率が増加し、伝導帯に電子が多く現れる。低温部は比較的電子が少ないのでそこで、高温部から低温部へ電子の拡散が生じる。さらに、加熱によりイオン化されたドナーは、電子の拡散により高温部に集まる（図 2.2.3）。その結果、高温部は正に、低温部は負に帯電して半導体内部に、電界を生じ、これが、電子の拡散と釣り合い平衡を保つようになる。棒の両端には、電位差 ΔV が生じる。 ΔV は温度差 ΔT が小さい範囲では、 ΔT に比例し、

$$\Delta V = \alpha \Delta T \quad (2.2.1)$$

なる関係がある。この α は物質により異なる係数で、ゼーベック係数と呼ばれ、一般に温度の関数である。

また、 ΔV は、熱起電力と呼ばれ、これは、一般に、温度差 $\Delta T(T_2-T_1)$ が大きくなったときは、次式で表される。

$$V_S = \int_{T_1}^{T_2} \alpha(T) dT \quad (2.2.2)$$

以上ゼーベック効果をn型半導体につき説明したが、p型半導体では正孔が電流の担い手であるから、正孔の拡散とフェルミ準位の変化により起電力が生じ、その向きはn型と逆である。通常、p型のゼーベック係数を正と定めている。

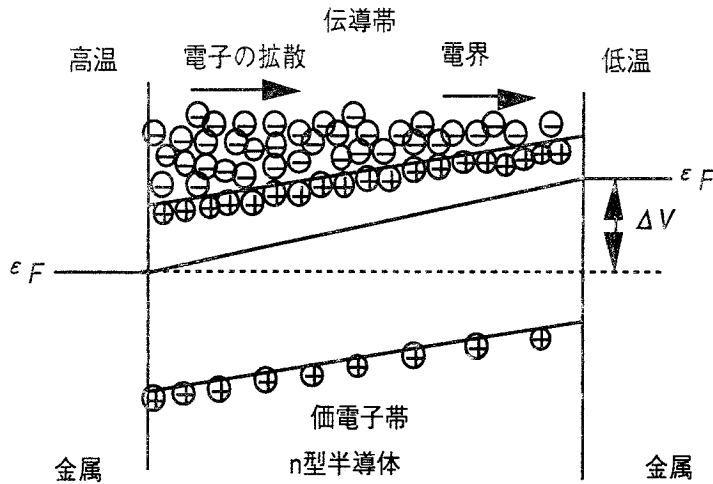


図 2.2.3 n 型半導体における電子のエネルギー状態の温度による変化

2.2.2 ペルチエ効果

ゼーベック効果を示す半導体に直流電流を流した場合、その接合部に発熱及び吸熱が起きることをペルチエ効果と呼ぶ。当然、ゼーベック効果を用いた熱電発電を行う場合においても、ペルチエ効果が生じ、熱電半導体で発電に利用される有効温度差を減少させる。図2.2.1のように電気抵抗、熱伝導および熱起電力の全くない仮想的なリード線で、負荷を接続して熱電回路を作る。半導体棒の抵抗を r 、負荷抵抗を R とすると、この回路にはスイッチを閉じたとき半導体棒の両端に生じた熱起電力 V_S により次に示す電流 I が流れる。

$$I = \frac{V_S}{R+r} \quad (2.2.3)$$

この電流により半導体とリード線との高温側接合部では吸熱、低温側接合部では発熱が起きる。ペルチエ効果は、このように印加された温度差を減少させる方向に働く。

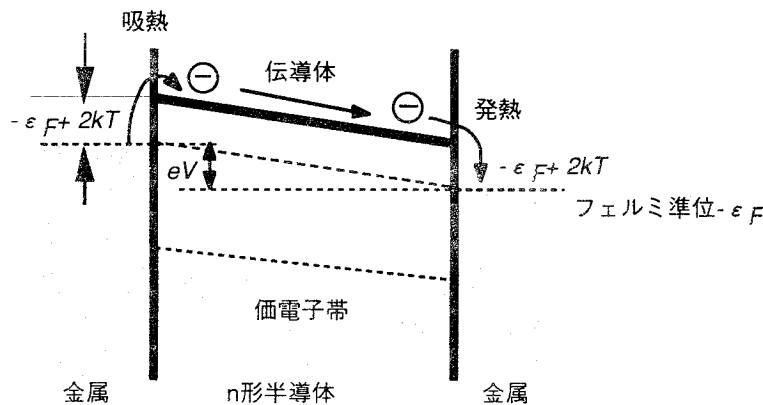


図 2.2.4 エネルギー状態図によるペルチエ効果の説明

ここで、ペルチエ効果を半導体内部の電子の動きから説明する。図2.2.4は金属とn型半導体との接合部における電子のエネルギー状態図で、電子は左から右へ流れているものとする。その電子の内、半導体へ流入する電子は平均運動エネルギー $-\epsilon_F + 2kT$ を金属から運び、金属は接合部において高いエネルギーを持った電子を失って温度が下がることになる。一方、半導体から流出する電子は平均運動エネルギー $-\epsilon_F + 2kT$ を金属に与えるため、逆に接合部の温度は上がることになる。結局接合部から接合部へ電子の流れる方向に熱が運ばれたことになり、ペルチエ効果は電流による熱のポンピング現象と考えられる。

以上のことから、半導体内への電子の流れに比例して、ペルチエ効果により接合部での吸・発熱量は増加すると思われる。実際、接合部での吸・発熱量は電流に比例することが実験的に確認されており、電流を I 、吸・発熱量を Q とすると、

$$Q = \pi I \quad (2.2.4)$$

のように表される。ここで、 π は、定数でペルチエ係数と呼ばれるものである。また、ペルチエ係数はゼーベック係数 α と次のような関係がある。

$$\pi = \alpha T \quad (2.2.5)$$

これらから、吸、発熱量 Q は、あらためて次式のように表される。

$$Q = \alpha T I \quad (2.2.6)$$

2.2.3 トムソン効果

温度勾配のある導体や半導体に電流を流すとき、その物質のゼーベック係数が温度によって変化する場合には、その物質全体にわたって発熱、吸熱が起こる。この現象をトムソン効果という。

物質の温度勾配 dT/dx に沿って電流 I を流すとき、トムソン効果による吸、発熱量 Q は、物質の単位長さあたり、

$$Q = \tau \frac{dT}{dx} I \quad (2.2.7)$$

で、与えられ、 $\tau > 0$ のとき吸熱を表す。この τ をトムソン係数という。トムソン係数 τ は、ゼーベック係数 α と次のような関係がある。

$$\tau = T \frac{d\alpha}{dT} \quad (2.2.8)$$

以上の熱電効果以外に不可逆現象としてジュール熱の発生がある。ジュール熱は電流が流れたことで導体や半導体に発生する熱のことであるが、物質内で発生したジュール熱は高温部、低温部へ2分されて吸収される。

これらを総合した半導体内部でのエネルギーの流れは、図2.2.5のようになる。

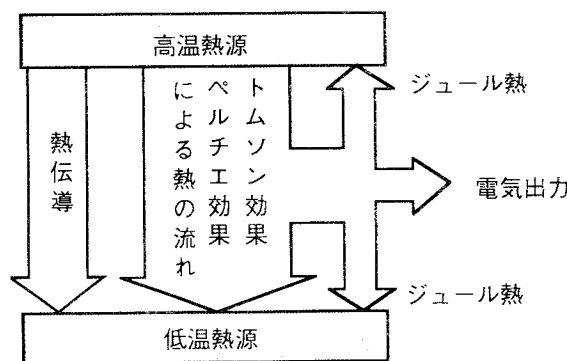


図2.2.5 熱電素子内のエネルギー収支

2.3 熱電発電機の動作原理

図2.3.1のような熱電発電機を考え、定常状態の動作を考える。高温側温度を T_h 、低温側温度を T_c とする。更に高温側熱源から発電機に流入する熱量を Q_h 、発電機から低温側熱源へ流出する熱量を Q_c とする。また、ゼーベック係数を α 、電気抵抗率を ρ 、熱伝導率を κ 、断面積を A とし、p型・n型の別をそれぞれ添字 p と n で表すことにする。また、それぞれの物質定数は温度によらず一定と仮定する。さらに、素子の長さ、断面積をそれぞれ L 、 A とし、低温側を基準に高温側に向けて x 軸をとる。また、回路に流れる電流を I とする。

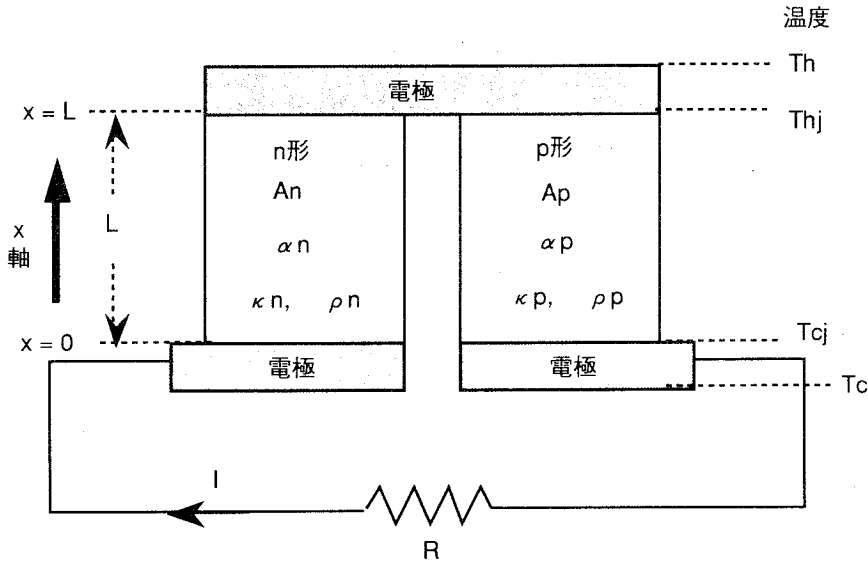


図 2.3.1 最小単位の熱電発電回路

定常状態では、高温、低温各接合部におけるエネルギーの出入りは等しいはずで、高温部におけるエネルギー収支から、

$$Q_h = \{ \alpha_p(T_h) - \alpha_n(T_h) \} T_h I + \kappa_p(T_h) A_p \left(\frac{dT}{dx} \right)_{x=L} + \kappa_n(T_h) A_n \left(\frac{dT}{dx} \right)_{x=L} \quad (2.3.1)$$

となる。右辺第一項はペルチエ効果による吸熱、第二項と第三項は熱伝導により接合部から2つの半導体へ流出していく熱流を表している。式(2.3.1)から Q_h を求めるには、高温接合部、即ち $x=L$ における温度勾配 dT/dx を求める必要があるが、それには次の熱伝導の方程式を解かなければならない。

$$A \frac{d}{dx} \left(\kappa \frac{dT}{dx} \right) + I^2 \frac{\rho}{A} - I \tau \frac{dT}{dx} = 0 \quad (2.3.2)$$

境界条件は $x=0$ で $T=T_c$ 、 $x=L$ で $T=T_h$ である。

この式は両半導体について成立し、p型とn型では第三項の符号が逆転する。また、左辺第二項はジュール熱を表し、左辺第三項はトムソン熱（トムソン効果による熱）を表している。式(2.3.2)を解くと

$$\left(\frac{dT}{dx} \right)_{x=L} = - \frac{T_h - T_c \pm \frac{i\rho}{\tau} L}{1 \pm \exp\left(-\frac{i\tau}{\tau} L\right)} \frac{i\tau}{\kappa} - \frac{i\rho}{\tau} \quad (2.3.3)$$

ただし、 i は電流密度であり、複号の+はn形素子の場合を示し、-はp形素子の場合を示す。

通常、 $i \tau L / \kappa$ は小さいので、その2次の項までをとると、

$$\left(\frac{dT}{dx} \right)_{x=L} = \frac{T_h - T_c}{L} \pm \frac{1}{2} \frac{i \tau}{\kappa} (T_h - T_c) - \frac{1}{2} \frac{i^2 \rho}{\kappa} L \quad (2.3.4)$$

となる。

右辺第一項は $\tau = \rho = 0$ となるとき得られる直線温度勾配で、第二項はトムソン熱による温度勾配であり、 n 型の場合が+である。第三項はジュール熱による付加的な温度勾配である。

式(2.3.1)に、式(2.3.2)の関係を代入し、整理すると、

$$\begin{aligned} Qh = & \left\{ \left(\alpha_p(T_h) - \frac{1}{2} \tau_p \frac{\Delta T}{T} \right) - \left(\alpha_n(T_h) - \frac{1}{2} \tau_n \frac{\Delta T}{T} \right) \right\} T_h I \\ & + (\kappa_p A_p + \kappa_n A_n) \frac{\Delta T}{L} - \frac{1}{2} \left(\frac{\rho_p}{A_p} + \frac{\rho_n}{A_n} \right) L I^2 \end{aligned} \quad (2.3.5)$$

となる。この式の第一項においては、トムソン熱の影響はゼーベック効果の中に入れてしまい、

$$\bar{\alpha} = \alpha(T_h) - \frac{1}{2} \tau \frac{\Delta T}{T} \quad (2.3.6)$$

と改めたゼーベック係数を用いた時のペルチエ熱と解釈され、第二項は熱伝導に起因する熱流と考えられ、式(2.3.1)の dT/dx を、温度差 ΔT を長さ L で割った温度勾配 $\Delta T/L$ で置き換えたものである。最後の第三項については半導体内で発生したジュール熱が2分されたもので、高温部と低温部に吸収される熱流と考えられる。

次に、この発電機の出力 W を求める。起電力 E は、

$$E = \int_{T_c}^{T_h} \{ \alpha_p(T) - \alpha_n(T) \} dT \quad (2.3.7)$$

で与えられる。ここで、発電機内部抵抗を r とすると電流 I は、

$$I = \frac{E}{R + r} = \frac{E}{R + \left(\frac{\rho_p}{A_p} + \frac{\rho_n}{A_n} \right) L} \quad (2.3.8)$$

と表され、負荷抵抗 R を、

$$R = m r \quad (2.3.9)$$

とおき、また、式(2.3.7)の代わりに式(2.3.6)の α を用いて、

$$E = (\bar{\alpha}_p - \bar{\alpha}_n) \Delta T \quad (2.3.10)$$

とすると、

$$W = \frac{(\bar{\alpha}_p - \bar{\alpha}_n)^2 \Delta T^2 m}{r(m+1)^2} \quad (2.3.11)$$

が得られる。

式(2.3.5)から式(2.3.11)を用いて効率 η を求めると、次式が得られる。

$$\eta = \frac{W}{Q_h} = \frac{\Delta T}{T_h} \frac{\frac{m}{m+1}}{1 + \frac{Kr}{(\bar{\alpha}_p - \bar{\alpha}_n)^2} \frac{m+1}{T_h} - \frac{1}{2} \frac{\Delta T}{(m+1)T_h}} \quad (2.3.12)$$

ただし、

$$K = \frac{\kappa_p A_p + \kappa_n A_n}{L} \quad (2.3.13)$$

と置いた。

さらに、式(2・20)で

$$Z = \frac{(\bar{\alpha}_p - \bar{\alpha}_n)^2}{Kr} \quad (2.3.14)$$

と置くと、効率 η は、この Z のみの関数となる。つまり、式(2.3.12)は、次のように表される。

$$\eta = \frac{\Delta T}{T_h} \frac{\frac{m}{m+1}}{1 + \frac{1}{Z} \frac{m+1}{T_h} - \frac{1}{2} \frac{\Delta T}{(m+1)T_h}} \quad (2.3.15)$$

以上のことから、この Z を増加させる、即ち、式(2.3.14)での熱電素子の熱伝導率 κ 及び、電気抵抗率 ρ を小さく、ゼーベック係数 α を大きくすることにより、発電機の効率を上げられることがわかる。この Z のことを性能指数(Figure of Merit)⁽⁵⁾と呼び、熱電素子の効率の指標となるものである。

次に、式(2.3.15)を m について微分して、極大を求めると、

$$m_{opt} = M = \left\{ 1 + \frac{1}{2} Z(T_h + T_c) \right\}^{\frac{1}{2}} \quad (2.3.16)$$

のとき、効率は、

$$\eta = \frac{\Delta T}{T_h} \frac{M-1}{M + \frac{T_c}{T_h}} \quad (2.3.17)$$

で極大となることがわかる。いま、 T_c を一定に保ち、 T_h を上げていくと、式(2.3.17)により M が大となり、また、カルノー効率とあいまって η が増大する。 $T_c=300K$ (一定) とし、 Z をパラメータにしてこの様子を示したのが図 2.3.2 である。

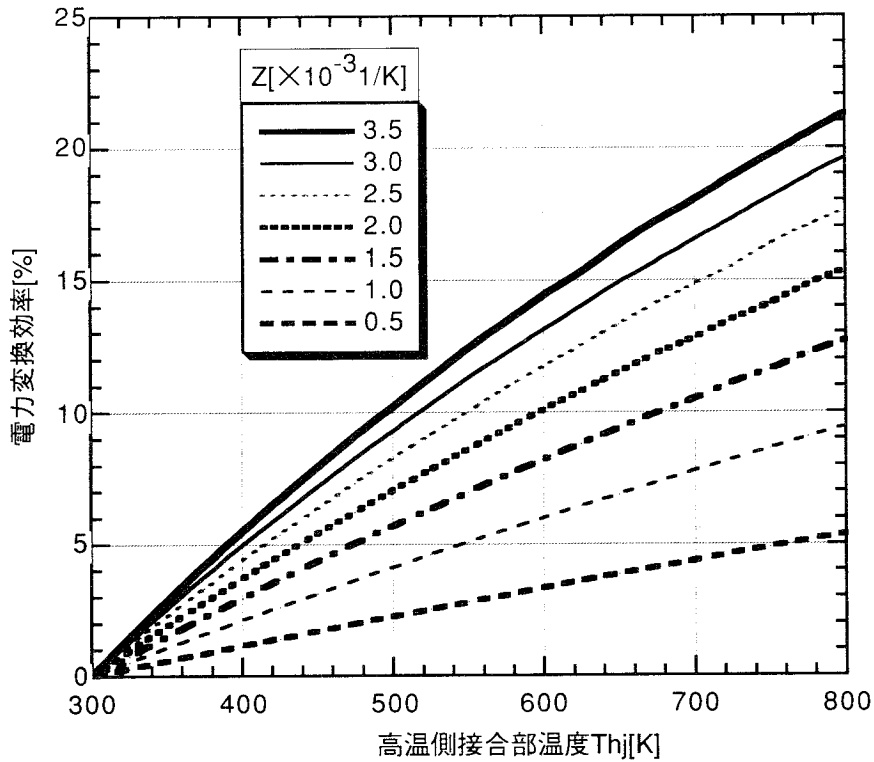


図 2.3.2 高温ジャンクション温度と電力変換効率の関係

さらに、式(2.3.14)で示した熱電素子の性能指数の他に熱電材料の性能指数がある。これは、p形、n形それぞれ次のように表される。

$$Z_p = \frac{\alpha_p^2}{\rho_p \lambda_p} \quad (2.3.18)$$

$$Z_n = \frac{\alpha_n^2}{\rho_n \lambda_n} \quad (2.3.19)$$

これらは、式(2.3.14)のZに対して、熱電素子の形状に関係ない材料固有の熱電特性を表す。図2.3.3、2.3.4にp形、n形の主な熱電材料の性能指数を表す。

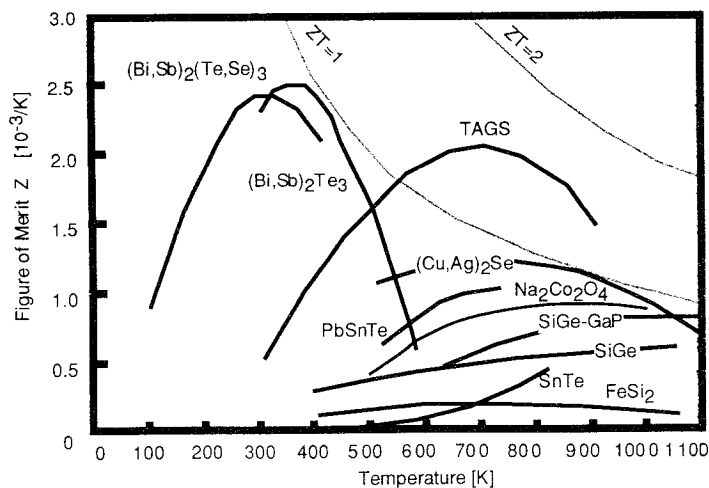
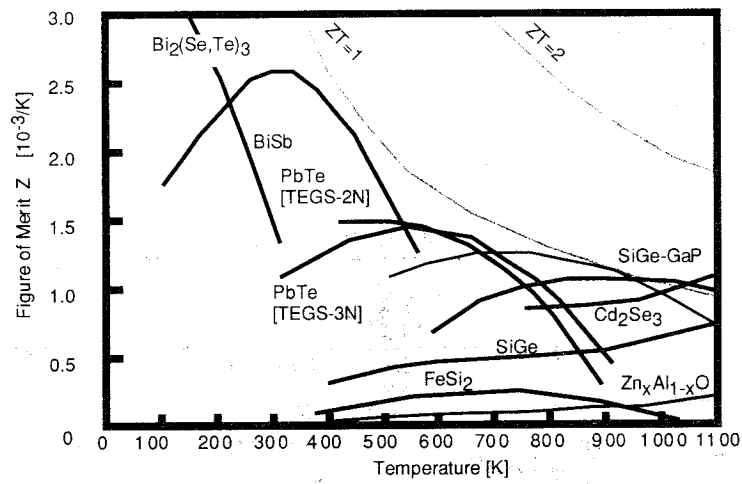


図 2.3.3 p形熱電半導体の性能指数⁽⁶⁾⁽⁷⁾

図 2.3.4 n形半導体の性能指数⁽⁶⁾⁽⁸⁾

2.4 熱電素子の特性解析

2.4.1 熱電素子の出力計算

図 2.4.1 は熱電素子における熱の流れの概略を表している。

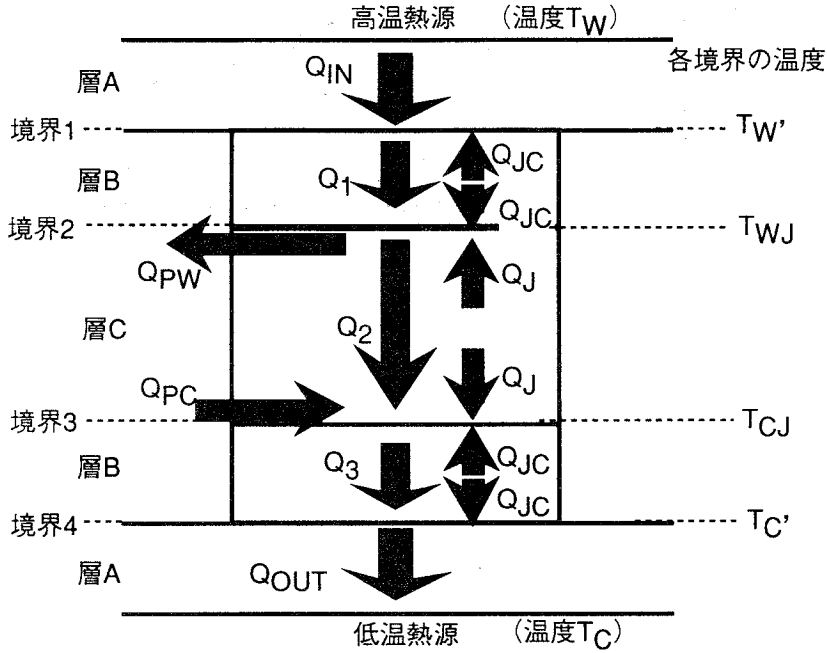


図 2.4.1 熱電素子における熱の流れ

図中の層Aは、熱源と熱電素子との間にある隔たりで、高温側と低温側で独立した伝熱管を有する間接熱交換型の熱電発電器では、アルミ伝熱管とセラミック絶縁体がこれに相当する。また層Bは熱電素子の電極の部分であり、層Cは熱電半導体である。いま外部への熱放散がないとすると、図 2.4.1 の境界1～4において熱流は連続であるから次の各式が成立する。

$$Q_{IN} = Q_1 - Q_{JC} \quad (2.4.1)$$

$$Q_1 + Q_{JC} = Q_2 - Q_J + Q_{PW} \quad (2.4.2)$$

$$Q_2 + Q_J + Q_{PC} = Q_3 - Q_{JC} \quad (2.4.3)$$

$$Q_3 + Q_{JC} = Q_{OUT} \quad (2.4.4)$$

ここで、 Q_{IN} は高温熱源から境界1へ入ってくる熱流で、 Q_1 は境界1から境界2へ流れる熱流、 Q_2 は境界2から境界3へ流れる熱流、 Q_3 は境界3から境界4へ流れる熱流、 Q_{OUT} は境界4から低温熱源へ出ていく熱流を各々表す。また、 Q_{PW} 、 Q_{PC} は各々ペルチェ吸熱、ペルチェ発熱を表し、 Q_J は熱電半導体の内部抵抗によるジュール熱を、 Q_{JC} は界面電気抵抗によるジュール熱を表す。各々の熱流は、各層の熱コンダクタンスと各部の温度を用いて、次のように表せる。

$$Q_{IN} = K_{AW}(T_W - T_W') \quad (2.4.5)$$

$$Q_1 = K_{BW}(T_W' - T_{WJ}) \quad (2.4.6)$$

$$Q_2 = K(T_{WJ} - T_{CJ}) \quad (2.4.7)$$

$$Q_3 = K_{BC}(T_{CJ} - T_C') \quad (2.4.8)$$

$$Q_{OUT} = K_{AC}(T_C' - T_C) \quad (2.4.9)$$

$$Q_{PW} = \alpha T_{WJ} I \quad (2.4.10)$$

$$Q_{PC} = \alpha T_{CJ} I \quad (2.4.11)$$

$$Q_J = \frac{1}{2} R I^2 \quad (2.4.12)$$

$$Q_{JC} = \frac{1}{2} R_C I^2 \quad (2.4.13)$$

式(2.4.5)から式(2.4.13)を式(2.4.1)から式(2.4.4)に代入すると次式が得られる。

$$K_{AW}(T_W - T_W') = K_{BW}(T_W' - T_{WJ}) - \frac{1}{2} R_C I^2 \quad (2.4.14)$$

$$K_{BW}(T_W' - T_{WJ}) + \frac{1}{2} R_C I^2 = K(T_{WJ} - T_{CJ}) - \frac{1}{2} R I^2 + \alpha T_{WJ} I \quad (2.4.15)$$

$$K(T_{WJ} - T_{CJ}) + \frac{1}{2} R I^2 + \alpha T_{CJ} I = K_{BC}(T_{CJ} - T_C') - \frac{1}{2} R_C I^2 \quad (2.4.16)$$

$$K_{BC}(T_{CJ} - T_C') + \frac{1}{2} R_C I^2 = K_{AC}(T_C' - T_C) \quad (2.4.17)$$

式(2.4.14)～(2.4.18)から T_W' , T_C' を消去して整理すると、

$$\begin{pmatrix} X_W(K + \alpha I) + 1 & -X_W K \\ X_C K & -X_C(K - \alpha I) - 1 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} T_{WJ} \\ T_{CJ} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} A \\ B \end{pmatrix} \quad (2.4.18)$$

ただし、

$$X_W = K_{AW}^{-1} + K_{BW}^{-1} \quad (2.4.19)$$

$$X_C = K_{AC}^{-1} + K_{BC}^{-1} \quad (2.4.20)$$

$$A = T_W + X_W \cdot \frac{1}{2} R I^2 + (X_W - \frac{1}{2} K_{BW}^{-1}) R_C I^2 \quad (2.4.21)$$

$$B = -T_C - X_C \cdot \frac{1}{2} R I^2 - (X_C - \frac{1}{2} K_{BC}^{-1}) R_C I^2 \quad (2.4.22)$$

と置いた。ここで、層Bは熱電素子の電極であり、一般に銅などの高熱伝導金属でかつ非常に薄い形状であるため、 $K_{BW}^{-1} \ll X_W$, $K_{BC}^{-1} \ll X_C$ と考えられる。よって、式(2.4.21), (2.4.22)のA, Bを次式のように近似する。

$$A = T_W + X_W \left(\frac{1}{2} R + R_C \right) I^2 \quad (2.4.23)$$

$$B = -T_C - X_C \left(\frac{1}{2} R + R_C \right) I^2 \quad (2.4.24)$$

また式(2.4.18)を、

$$\begin{pmatrix} a_{11} & a_{12} \\ a_{21} & a_{22} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} T_{WJ} \\ T_{CJ} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} A \\ B \end{pmatrix} \quad (2.4.25)$$

と置き換えると、 T_{WJ} , T_{CJ} は、

$$\begin{pmatrix} T_{WJ} \\ T_{CJ} \end{pmatrix} = \frac{1}{\Delta} \begin{pmatrix} \Delta W \\ \Delta C \end{pmatrix} \quad (2.4.26)$$

となる。ただし、

$$\Delta = a_{11}a_{22} - a_{12}a_{21} \quad (2.4.27)$$

$$\Delta W = a_{22}A - a_{12}B \quad (2.4.28)$$

$$\Delta C = -a_{21}A + a_{11}B \quad (2.4.29)$$

と置いた。これより、熱電素子の半導体接合部間温度差は次式のように表せる。

$$T_{WJ}-T_{CJ}=\frac{\Delta W-\Delta C}{\Delta} \quad (2.4.30)$$

次に、 Δ と ΔW - ΔC を電流 I の関数として計算する。まず式(2.4.27)より、 Δ を計算すると次式を得る。

$$\Delta=a_2I^2+a_1I+a_0 \quad (2.4.31)$$

ただし、

$$a_2=\alpha^2X_WX_C \quad (2.4.32)$$

$$a_1=\alpha(X_C-X_W) \quad (2.4.33)$$

$$a_0=-K(X_W+X_C)-I \quad (2.4.34)$$

と置いた。

ここで、実験用熱電発電機におけるデータをもとにして、係数 a_2 、 a_1 、 a_0 のオーダーについて考える。 a のオーダーを $O(a)$ のように表すすると、各係数のオーダーは次式のようになる。

$$O(a_2)=10^{-5} \quad (2.4.35)$$

$$O(a_1)=10^{-3} \quad (2.4.36)$$

$$O(a_0)=10^0 \quad (2.4.37)$$

よって、有効数字3桁程度の精度で $a_2=0$ 、 $a_1=0$ とみなすことができる。したがって、 $\Delta \doteq a_0$ と近似する。

次に、式(2.4.28),(2.4.29)より ΔW - ΔC を計算すると次式のようになる。

$$\Delta W-\Delta C=b_3I^3+b_2I^2+b_1I+b_0 \quad (2.4.38)$$

ただし、

$$b_3=2\alpha X_WX_C\left(\frac{1}{2}R+R_C\right) \quad (2.4.39)$$

$$b_2=(X_C-X_W)\left(\frac{1}{2}R+R_C\right) \quad (2.4.40)$$

$$b_1=\alpha(X_C T_W+X_W T_C) \quad (2.4.41)$$

$$b_0=T_C-T_W \quad (2.4.42)$$

と置いた。ここでも Δ と同様に各係数のオーダーについて考えると、次のようになる。

$$O(b_3)=10^{-4} \quad (2.4.43)$$

$$O(b_2)=10^{-3} \quad (2.4.44)$$

$$O(b_1)=10^0 \quad (2.4.45)$$

$$O(b_0)=10^1 \quad (2.4.46)$$

よって、有効数字3桁程度の精度で $b_3=0$ 、 $b_2=0$ とみなすことができる。したがって、

ΔW - $\Delta C \doteq b_1I+b_0$ と近似する。

以上より熱電素子の半導体接合部間温度差 $T_{WJ}-T_{CJ}$ は次式のような電流の1次関数で近似できる。

$$T_{WJ}-T_{CJ}=\frac{b_1I+b_0}{a_0} \quad (2.4.47)$$

熱電素子の電圧 E は、

$$E=\alpha(T_{WJ}-T_{CJ})-R_{total}I \quad (2.4.48)$$

である。ただし、 R_{total} は熱電素子の全電気抵抗である。よって、式(2.4.47),(2.4.48)を用いて、熱電素子の電圧 E は次式のように電流の1次関数として表せる。

$$E = \frac{\alpha(T_W - T_C)}{K(X_W + X_C) + 1} - (R_{total} + \Delta R)I \quad (2.4.49)$$

ただし、

$$\Delta R = \frac{\alpha(X_C T_W + X_W T_C)}{K(X_W + X_C) + 1} \quad (2.4.50)$$

と置いた。式(2.4.49)の右辺第一項は熱電素子の開放電圧を表し、右辺第二項は通電時の電圧の低下分を表している。 ΔR はペルチェ効果による半導体接合部間温度差の減少に起因する熱起電力の低下の電流に対する割合を表しており、見かけ上素子の内部電気抵抗と等価になる。これは、ペルチェ吸発熱が電流に比例し、その結果起こる半導体接合部間温度差の減少量も近似的には電流に比例するからである。このように熱電素子は出力時にペルチェ効果によって、近似的には見かけ上内部抵抗が増えるような現象が起こる。この内部抵抗の増分 ΔR は、実験用熱電発電器においては熱電素子の全電気抵抗 R_{total} の20～40%であった。熱源温度差が約30[K]の場合について、実験用熱電発電器の熱電モジュール（米国メルコア社製CP-5-31-10L）の電流－電圧特性、電流－出力特性をペルチェ効果を見捨てた場合の計算値とあわせて、それぞれ図2.4.2、図2.4.3に示した。図2.4.2より、実験値の電流－電圧特性はほぼ一直線上にならんでおり、上述の近似の精度が十分であることがわかる。実験値を結ぶ直線は最小二乗法による線形近似であり、偏差は0.99996であった。また、図2.4.3より出力の実験値とペルチェ効果を見捨てた場合の計算値との違いは電流が大きくなるほど顕著になり、出力の最大値においては30%程度の誤差を生じた。

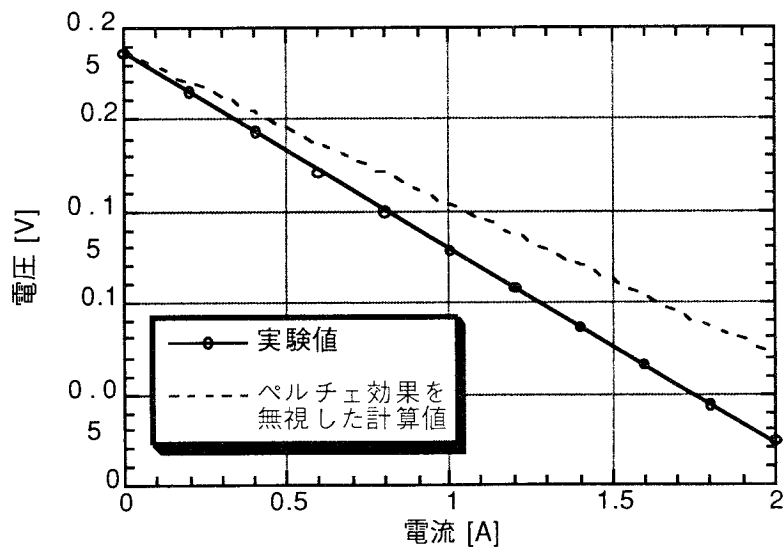


図 2.4.2 熱電モジュールの電流 - 電圧特性（熱源温度差=30[K]）

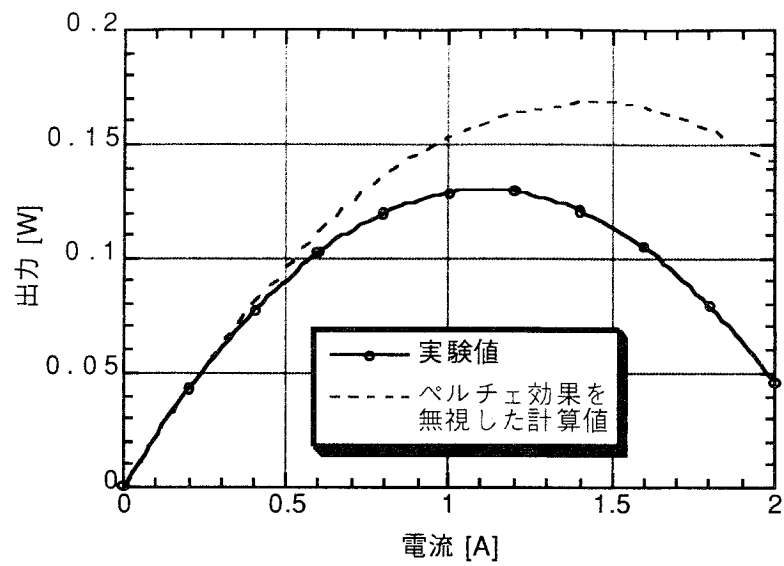


図 2.4.3 熱電モジュールの電流 - 出力特性 (熱源温度差 = 30[K])

2.5 大型熱電発電機の定常解析

2.5.1 大形発電機の定常解析の手法

前節では熱電素子の出力特性について定常状態におけるヒートバランスから素子に加わる温度差を求める手法により解析した。しかし、発電器内の熱媒体の温度変化（流れに伴う高温熱媒体の温度低下ならびに低温熱媒体の温度上昇）が無視できないような、熱電モジュール数枚以上の発電器（以降本論文では大形発電機と呼ぶ）については、前節の手法では解析が困難である。そこで、Mathiprakatham らは熱電素子を通る熱流に着目し、発電器全体のヒートバランスから熱媒体の温度を入口からの距離の関数として求めることにより、発電機の定常状態における出力を解析する計算手法⁽⁷⁾を提案した。ここではその解析手法について紹介し、本研究において行った実験値との照合⁽⁸⁾について述べる。

まず、大形熱電発電機の構造の概略を図2.5.1に示す。図の点線で囲まれた部分を大形熱電発電機の1ユニットと定義し、以下は1ユニットについて考えるものとする。伝熱管の長さ方向に z 軸をとり、低温側伝熱管の入口をその原点とした。一般に伝熱管内部を通る熱媒体流体の温度は、伝熱管の長さ方向の位置すなわち z の関数となり、熱電素子の各部の温度も全て z の関数として表すものとした。そこで、前節で述べたヒートバランスの式を適用するため、図2.5.1の伝熱管の長さ方向の微小区間 dz 内においてはそれらの温度が一定であるとする。また、各層の熱コンダクタンスと熱電半導体の内部電気抵抗、界面電気抵抗およびゼーベック係数は全て熱電素子1pn対あたりのものであり、かつ全て素子のpn対数に比例するから、微小区間 dz 内の熱電素子のpn対数 d_n をかけたものに置き換えるとする。この d_n は、1ユニットの熱電素子のpn対数を N とし、伝熱管の長さを L とすると次式で表される。

$$dn = N \frac{dz}{L} \quad (2.5.1)$$

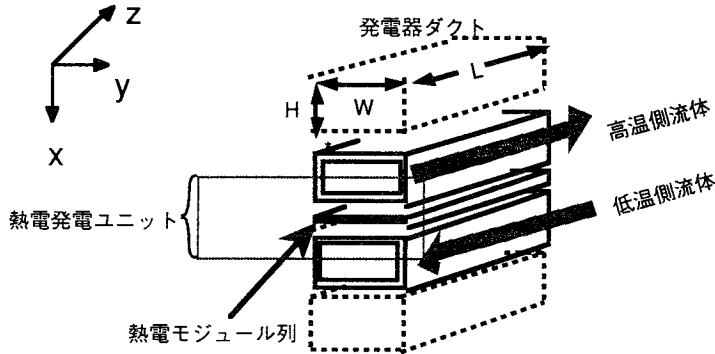


図 2.5.1 熱電発電機の概観

いま、図2.5.1において温度が均一と見なせる微小区間 dz において、ヒートバランスを考える。微小区間 dz における高温側、低温側の流体温度の変化の大きさを各々 dT_w, dT_c とすると、式(2.5.9)～(2.5.12)より、

$$Q_{IN} = Q_2 + Q_{PW} - Q_J - 2Q_{JC} \quad (2.5.2)$$

$$Q_{OUT} = Q_2 + Q_{PC} + Q_J + 2Q_{JC} \quad (2.5.3)$$

ここで、 Q_{IN} と Q_{OUT} は各々微小区間 dx において高温側流体が失う熱量と低温側流体が得る熱量とに等しいから、

$$Q_{IN} = \frac{1}{2} c_w \rho_w Q_w dT_w \quad (2.5.4)$$

$$Q_{OUT} = \frac{1}{2} c_C \rho_C Q_C dT_C \quad (2.5.5)$$

と表せる。ただし、 c_w 、 ρ_w 、 Q_w は各々高温側流体の比熱、密度、流量を表し、 c_C 、 ρ_C 、 Q_C は各々低温側流体の比熱、密度、流量を表す。式(2.5.4),(2.5.5)の右辺の係数1/2は、伝熱管は図2.5.1のように積層されているため、高温側流体が失った熱量は半分ずつ上下に分かれて流れると考えられるからである。低温側流体についても同様のことがいえる。

式(2.4.1)～(2.4.4)に式(2.4.5)～(2.4.13)と式(2.5.4)～(2.5.5)を代入して整理すると次式が得られる。

$$\phi_w \frac{dT_w}{dz} = 2NK(T_{WJ} - T_{CJ}) + 2N\alpha T_{WJ}I - N(R + 2R_C)I^2 \quad (2.5.6)$$

$$\phi_C \frac{dT_C}{dz} = 2NK(T_{WJ} - T_{CJ}) + 2N\alpha T_{CJ}I + N(R + 2R_C)I^2 \quad (2.5.7)$$

ただし、

$$\phi_w = c_w \rho_w Q_w \quad (2.5.8)$$

$$\phi_C = c_C \rho_C Q_C \quad (2.5.9)$$

$$dz = \frac{dx}{L} \quad (2.5.10)$$

と置いた。

式(2.5.6)～(2.5.7)に式(2.4.18)より得られる T_{WJ} 、 T_{CJ} を代入して整理すると次式が得られる。

$$\frac{dT_w}{dz} = a_w T_w + b_w T_C + k_w \quad (2.5.11)$$

$$\frac{dT_C}{dz} = a_C T_C + b_C T_w + k_C \quad (2.5.12)$$

ただし、

$$a_w = \frac{2N}{\phi_w \Delta} \{a_{22}(K + \alpha I) + a_{21}K\} \quad (2.5.13)$$

$$b_w = \frac{2N}{\phi_w \Delta} \{a_{12}(K + \alpha I) + a_{11}K\} \quad (2.5.14)$$

$$k_w = \frac{2N}{\phi_w \Delta} \{(a_{22}A_0 + a_{12}B_0)(K + \alpha I) + (a_{21}A_0 + a_{11}B_0)K\} - \frac{N}{\phi_w} (R + 2R_C)I^2 \quad (2.5.15)$$

$$a_C = \frac{2N}{\phi_C \Delta} \{a_{11}(K - \alpha I) + a_{12}K\} \quad (2.5.16)$$

$$b_C = \frac{2N}{\phi_C \Delta} \{a_{21}(K - \alpha I) + a_{22}K\} \quad (2.5.17)$$

$$k_C = \frac{2N}{\phi_C \Delta} \{(a_{21}A_0 + a_{11}B_0)(K - \alpha I) + (a_{22}A_0 + a_{12}B_0)K\} + \frac{N}{\phi_C} (R + 2R_C)I^2 \quad (2.5.18)$$

と置いた。

式(2.5.11)～(2.5.18)は、2元連立1階線形常微分方程式であるから解析的に解くことができる。高温側、低温側流体の伝熱管入口温度を各々 $T_w(IN)$ 、 $T_C(IN)$ とすると、式(2.5.11)～(2.5.12)の境界条件は次式となる。

$$T_w(z=1) = T_w(IN) \quad (2.5.19)$$

$$T_C(z=0) = T_C(IN) \quad (2.5.20)$$

式(2.5.69)～(2.5.70)の微分方程式をこの境界条件のもとに解いた解は非常に複雑な形になるので、ここでは簡単に解を $T_w(z)=T_{ws}(z)$, $T_c(z)=T_{cs}(z)$ とする。実際の解については巻末の付録に記述する。

以上より、高温側、低温側流体の伝熱管出口温度が次式のように求められる。

$$T_{W(OUT)}=T_{WS}(z=0) \quad (2.5.21)$$

$$T_{C(OUT)}=T_{CS}(z=1) \quad (2.5.22)$$

これより、大形熱電発電器の1ユニットの出力を P とすると次式で与えられる。

$$P=\frac{1}{2}\phi_W(T_{W(IN)}-T_{W(OUT)})-\frac{1}{2}\phi_C(T_{C(OUT)}-T_{C(IN)}) \quad (2.5.23)$$

上式の右辺第一項は1ユニットあたりの高温側流体が失った熱量を、右辺第二項は1ユニットあたりの低温側流体が得た熱量を各々表している。すなわち、高温側流体が失った熱量から低温側流体が得た熱量を差し引いたものが熱電発電器の出力となる。(ただし、伝熱管壁などからの放熱は無視している。実際、伝熱管などの断熱を施せば放熱はかなり小さくできるものと思われる。)

2.5.2 大形発電器の定常特性の実験値と理論値の照合

本研究ではシミュレーションの妥当性確認のため、実験用の大形熱電発電器（熱電冷却モジュール、メルコア社製 CP5-31-10L を 120 個使用）を製作し、特性を測定した。図 2.5.2 に示すように熱電モジュールと伝熱管の積層構造によって発電ユニットを構成した。各発電ユニットを図 2.5.3 のような構成で接続し、実験装置を構成した。実験装置を用い、流量や温度差をパラメータとして電流－電圧特性、電流－出力特性を測定し、シミュレーションと実験値を比較した。結果を図 2.5.4 に示す。図 2.5.4 に示すように、計算値と実験値はほぼ同じ特性を示しているが、流量が大きい範囲すなわち図ではレイノルズ数 Re の大きな範囲と、 ΔT が 30K と温度差が大きい範囲で、理論値と実験値の隔たりが大きい。この誤差の原因としては、後の節でのべる接触熱抵抗、電気抵抗の影響などが予想される。

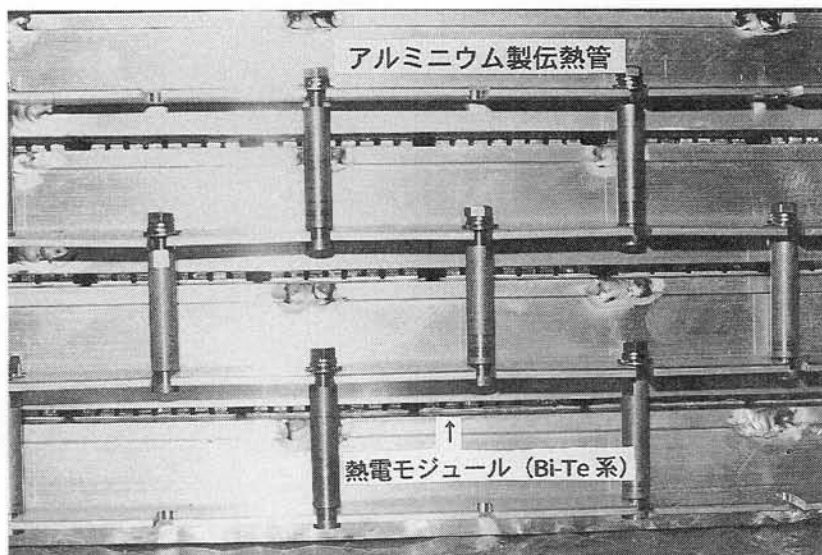


図 2.5.2 実験用熱電発電器の構造

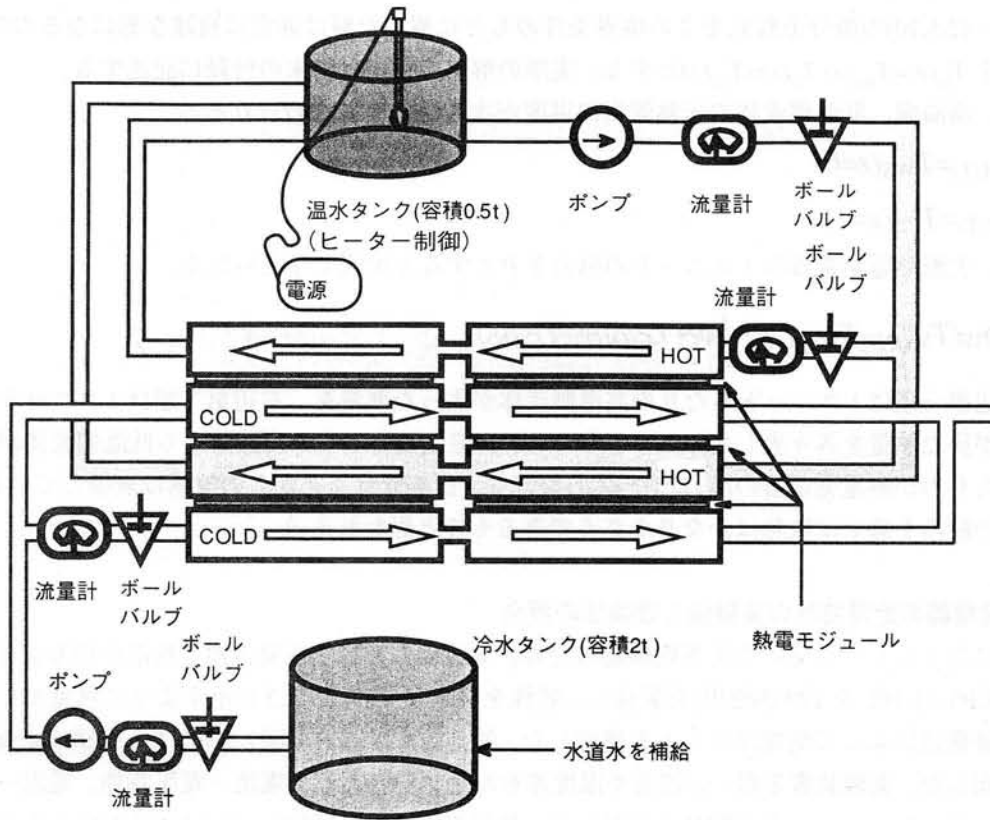


図 2.5.3 実験用熱電発電器の特性測定時の流路構成

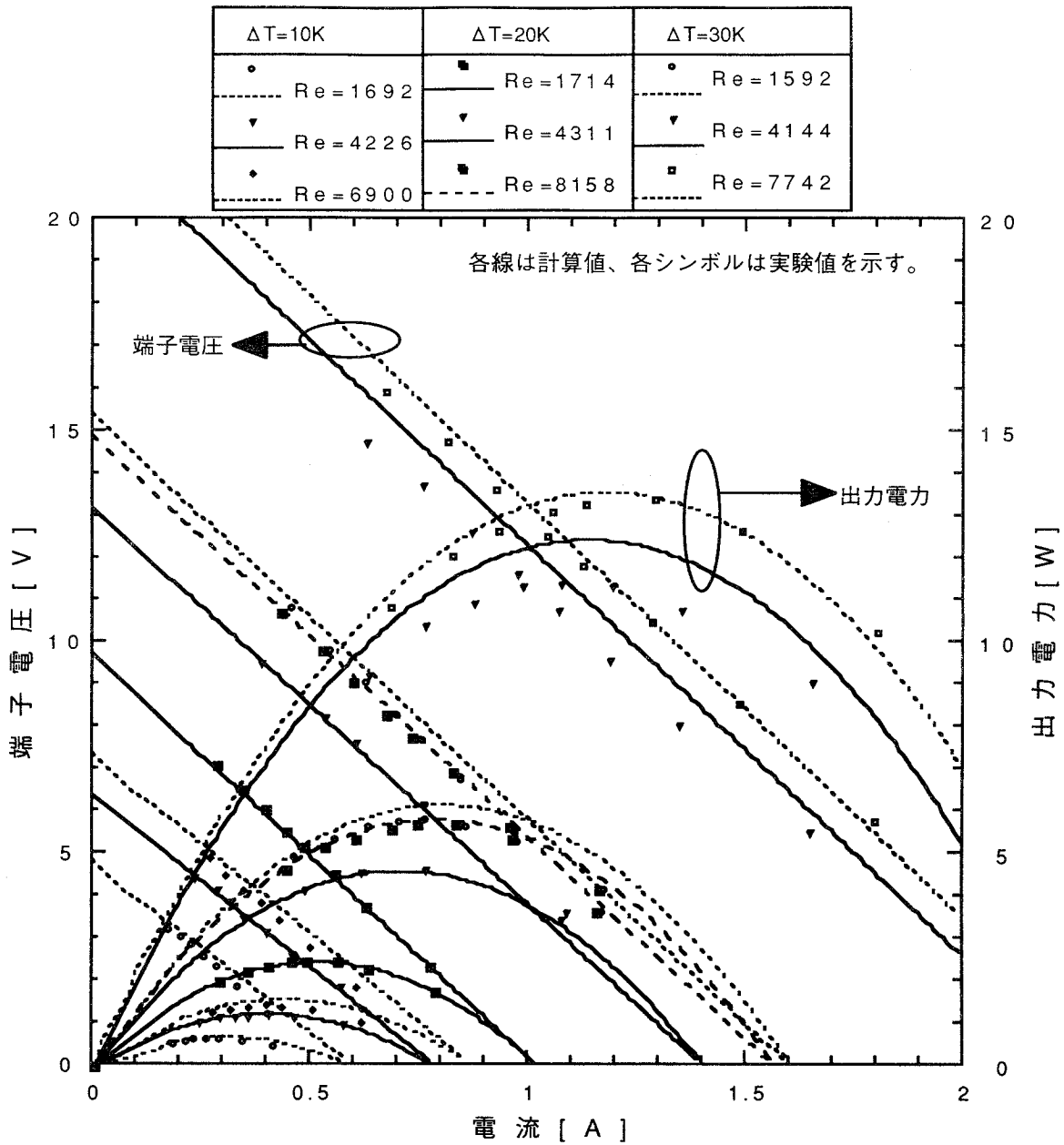


図 2.5.4 熱電発電機の出力量特性

2.5.3 大形発電機の正味出力と正味効率

一般に大型熱電発電機においては熱媒体流体を流すためのポンプが必要で、熱電発電機の正味出力は次式のようにポンプ動力を差し引いたものとなる。

$$P_{NET} = P - \frac{1}{2}(P_{PW} + P_{PC}) \quad (2.5.24)$$

ただし、 P_{PW} 、 P_{PC} は各々高温側、低温側伝熱管一本あたりのポンプ動力で、次式により与えられる。なお、流体の汲み上げ損失は無いものとした。

$$P_{PW} = \frac{1}{\eta_{PW}} \left\{ \rho_W Q_W g \left(H_{DW} + \frac{v_W^2}{2g} \right) \right\} \quad (2.5.25)$$

$$P_{PC} = \frac{1}{\eta_{PC}} \left\{ \rho_C Q_C g \left(H_{DC} + \frac{v_C^2}{2g} \right) \right\} \quad (2.5.26)$$

ただし、 η_{pw} , η_{pc} は各々高温側、低温側のポンプ効率で、 g は重力加速度、 H_{pw} , H_{pc} は各々高温側、低温側の損失水頭、 v_w , v_c は各々高温側、低温側の流体流速を各々表す。損失水頭と流体流速は各々次式で与えられる。

$$H_{pw} = \frac{\lambda_w L v_w^2}{2gD} \quad (2.5.27)$$

$$H_{pc} = \frac{\lambda_c L v_c^2}{2gD} \quad (2.5.28)$$

$$v_w = \frac{Q_w}{S} \quad (2.5.29)$$

$$v_c = \frac{Q_c}{S} \quad (2.5.30)$$

ただし、 L は伝熱管の長さ、 S は伝熱管内部の断面積であり、 D は伝熱管の有効管径であり式(2.5.33)で与えられる。また、 λ_w , λ_c は各々高温側、低温側の伝熱管の摩擦係数で、Blasius の式⁽⁹⁾によると、各々次式で与えられる

$$\lambda_w = 0.3164 Re_w^{-0.25} \quad (2.5.31)$$

$$\lambda_c = 0.3164 Re_c^{-0.25} \quad (2.5.32)$$

$$D = \frac{4W_i H_i}{2(W_i + H_i)} \quad (2.5.33)$$

ただし、 Re_w , Re_c は各々高温側、低温側流体のレイノルズ数で、一般に次式で表せる⁽¹⁰⁾。

$$Re_w = \frac{D v_w}{\nu_w} \quad (2.5.34)$$

$$Re_c = \frac{D v_c}{\nu_c} \quad (2.5.35)$$

ただし、 ν_w , ν_c は各々高温側、低温側流体の動粘度である。式(2.5.34), (2.5.35) は各々のレイノルズ数が 10^5 よりも小さい範囲で成立する。また、 W_i と H_i は各々伝熱管内部における幅と高さを表す。

大形熱電発電機においては、実際には複数の伝熱管を直列につないで流体を流すことが考えられる。このような場合には伝熱管のつなぎめにおいて、曲がり損失や管を絞ることによる圧力損失が発生するため、ポンプ動力は式(2.5.26), (2.5.27) で与えられるものよりも大きくなると考えられる。

以上より熱電発電機の正味効率を η とすると、 η は次式により与えられる。

$$\eta = \frac{P_{NET}}{Q_{IN}} \quad (2.5.36)$$

2.6 熱電発電機の過渡解析

熱電発電機は、流体温度や流量の変化に対する出力の応答が非常に緩慢である。したがって、熱電発電機の出力特性を把握し、最大出力追従制御や、最大効率追従制御などについて検討する場合、前節で示した定常解析で得られる出力特性だけでは不十分である。そこで、本節では熱電発電機の伝熱回路をモデル化し、時間的な応答について解析を試みた。まず、流れに伴う熱媒体の温度低下を考慮する必要が無い、熱電モジュール1個の場合について、伝熱モデルによる熱電素子の過渡解析の手法を述べ、実験値との照合について示す。つづいて発電器内の熱媒体の温度変化（流れに伴う高温熱媒体の温度低下ならびに低温熱媒体の温度上昇）が無視できないような大形発電器について、出力の過渡解析の手法と実験値との照合について述べる。

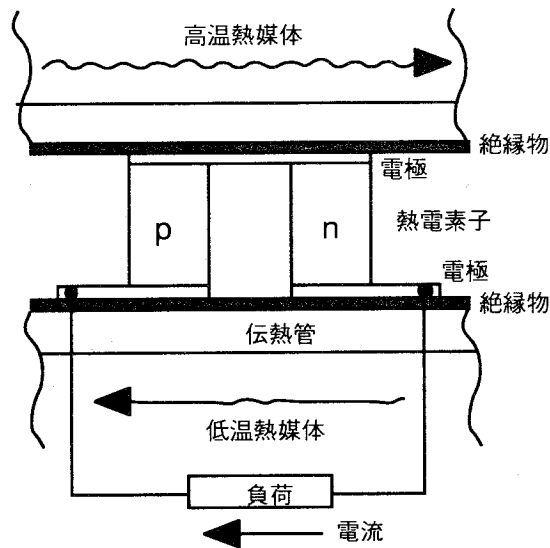


図 2.6.1 p-n 1 対からなる熱電発電器

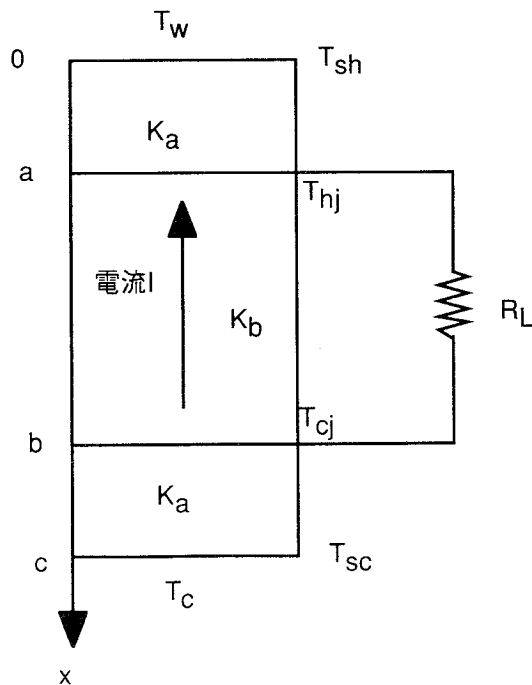


図 2.6.2 p-n 1 対の伝熱モデル

2.6.1 熱電素子の過渡特性の解析

熱電素子の過渡特性を把握するために、図2.6.1に示すようなp-n対に対し、次の条件ならびに図2.6.2の様な伝熱モデルを仮定する。

(モデル化の条件)

1. 流体と伝熱管の管壁は強制対流熱伝達が行われると仮定する。
2. 伝熱管、絶縁物、電極は熱電素子の断面積に対する等価熱コンダクタンスによりモデル化する。
3. ゼーベック起電力は電極-半導体-電極の接合部間の温度差($T_a - T_b$)に比例する熱起電力 V_s が発生する。
4. 半導体に電流が流れる事により、ジュール熱、ペルチェ吸発熱を生ずる。

このとき $0 \leq x \leq a$, $b \leq x \leq c$ での熱伝導方程式は次式で与えられる。

$$K_a \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} = w_a C_{pa} \frac{\partial T}{\partial t} \quad (2.6.1)$$

半導体に電流が流れているとすると、 $a \leq x \leq b$ では、

$$K_b \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \rho J^2 = w_b C_{pb} \frac{\partial T}{\partial t} \quad (2.6.2)$$

ただし、	$T(x)$:	位置 $x[\text{cm}]$ の温度 $[\text{K}]$
	Ka :	等価的な熱伝導率 $[\text{W/cmK}]$
	wa :	等価的な密度 $[\text{g/cm}^3]$
	Cpa :	等価的な比熱 $[\text{J/gK}]$
	Kb :	熱電素子の熱伝導率 $[\text{W/cmK}]$
	wb :	熱電素子の密度 $[\text{g/cm}^3]$
	Cpb :	熱電素子の比熱 $[\text{J/gK}]$

上式では外部への熱リーク、高温伝熱管～低温伝熱管への熱放射ならびにゼーベック係数の温度依存性に基づくトムソン効果は無視している。(2.6.1),(2.6.2)式をそれぞれ以下のように変形する。

$$D_a \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} = \frac{\partial T}{\partial t} \quad (0 \leq x \leq a, \quad b \leq x \leq c) \quad (2.6.3)$$

$$D_b \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \rho J^2 = \frac{\partial T}{\partial t} \quad (a \leq x \leq b) \quad (2.6.4)$$

$$\text{ただし、} \quad D_a = \frac{K_a}{w_a C_{pa}}, \quad D_b = \frac{K_b}{w_b C_{pb}}, \quad A_1 = \frac{\rho J^2}{w_b C_{pb}}$$

また境界条件として、高温側熱媒体、低温側熱媒体と伝熱管の熱伝達係数をそれぞれ、 h_w 、 h_c $[\text{W/cm}^2\text{K}]$ 、伝熱管表面温度を T_{hs} , T_{cs} $[\text{K}]$ とすると、伝熱管内部の熱伝導と伝熱管壁面の対流熱伝導の熱流束の連続性より

$$K_a \left(\frac{\partial T}{\partial x} \right)_{x=0} = h_w (T_w - T_s) \quad (2.6.5)$$

$$K_a \left(\frac{\partial T}{\partial x} \right)_{x=0} = h_w (T_w - T_s) \quad (2.6.6)$$

また、 $x=a, b$ における温度の連続性ならびにペルチェ効果を含めたヒートバランスの式より、

$$\lim_{x \rightarrow a-} T(x, t) = \lim_{x \rightarrow a+} T(x, t) \quad (2.6.7)$$

$$\lim_{x \rightarrow a-} K_a \frac{\partial T(x, t)}{\partial x} = \lim_{x \rightarrow a+} \left[K_b \frac{\partial T(x, t)}{\partial x} \pm A_2 T(x, t) \right] \quad (2.6.8)$$

$$\lim_{x \rightarrow b-} T(x, t) = \lim_{x \rightarrow b+} T(x, t) \quad (2.6.9)$$

$$\lim_{x \rightarrow b-} K_b \frac{\partial T(x, t)}{\partial x} = \lim_{x \rightarrow b+} \left[K_a \frac{\partial T(x, t)}{\partial x} \mp A_2 T(x, t) \right] \quad (2.6.10)$$

ただし、 $A_2 = \alpha J$

式(2.6.8),(2.6.8)において+はペルチェ吸熱、-はペルチェ発熱を表し、通常熱電素子を発電モードで使用する場合には上側の符号が適合する。

式(2.6.4),(2.6.5)を数値計算するために時間刻み Δt 、空間刻み Δx 、温度を $T_{i,j}=T(i \Delta x, j \Delta t)$ として離散化し、クラウンニコルスンによる陰的差分⁽¹³⁾で定式化すると次の近似差分方程式を得る。

$$(1 + \lambda D_a) T_{i,j+1} - \frac{\lambda D_a}{2} (T_{i-1,j+1} + T_{i+1,j+1}) = (1 - \lambda D_a) T_{i,j} + \frac{\lambda D_a}{2} (T_{i-1,j} + T_{i+1,j}) \quad (2.6.11)$$

$$(1 + \lambda D_b) T_{i,j+1} - \frac{\lambda D_b}{2} (T_{i-1,j+1} + T_{i+1,j+1}) = (1 - \lambda D_b) T_{i,j} + \frac{\lambda D_b}{2} (T_{i-1,j} + T_{i+1,j}) + \lambda \Delta x^2 A_1 \quad (2.6.12)$$

$$\text{ただし、} \lambda = \frac{\Delta t}{(\Delta x)^2}$$

また、式(2.6.5),(2.6.6)の境界条件はそれぞれ以下に示す通りとなる。

$$(K_a + \Delta x h_w) T_{0,j} - K_a T_{1,j} - \Delta x h_w T_w = 0 \quad (2.6.13)$$

$$(K_a + \Delta x h_c) T_{ic,j} - K_a T_{ic,j} - \Delta x h_c T_c = 0 \quad (2.6.14)$$

式(2.6.7),(2.6.8)の境界条件はまとめて次式に示す通りとなる。

$$(K_a + K_b \pm \Delta x A_2) T_{ia,j} = K_a T_{ia-1,j} + K_b T_{ia+1,j} \quad (2.6.15)$$

同様に、式(2.6.9),(2.6.10)の境界条件はまとめて次式に示す通りとなる。

$$(K_a + K_b \mp \Delta x A_2) T_{ib,j} = K_b T_{ib-1,j} + K_a T_{ib+1,j} \quad (2.6.16)$$

以上の式(2.6.11)~(2.6.16)より次の線形代数方程式を得る。

$$\begin{bmatrix} K_a + \Delta x h_w & -K_a & & & & & & & \\ -(1/2)\lambda D_a & 1 + \lambda D_a & -(1/2)\lambda D_a & & & & & & \\ & & \ddots & & & & & & \\ & & & -(1/2)K_a & -(1/2)(K_a + K_b + \Delta x A_2) & -(1/2)K_a & & & \\ & & & -(1/2)\lambda D_b & 1 + \lambda D_b & -(1/2)\lambda D_b & & & \\ & & & & & \ddots & & & \\ & & & & & & -(1/2)K_b & -(1/2)(K_a + K_b - \Delta x A_2) & -(1/2)K_b \\ & & & & & & -(1/2)\lambda D_a & 1 + \lambda D_a & -(1/2)\lambda D_a \\ & & & & & & & & \ddots \\ & & & & & & & & & -(1/2)\lambda D_a & 1 + \lambda D_a & -(1/2)\lambda D_a \\ & & & & & & & & & -K_a & K_a + \Delta x h_c \end{bmatrix} \begin{bmatrix} T_{0,j+1} \\ T_{1,j+1} \\ \vdots \\ T_{ia,j+1} \\ \vdots \\ T_{ib,j+1} \\ \vdots \\ T_{ic,j+1} \end{bmatrix}$$

$$= \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ (1/2)\lambda D_a & 1-\lambda D_a & (1/2)\lambda D_a \\ & 0 & 0 & 0 \\ & 0 & 0 & 0 \\ & (1/2)\lambda D_b & 1-\lambda D_b & (1/2)\lambda D_b \\ & & 0 & 0 & 0 \\ & & 0 & 0 & 0 \\ & & -(1/2)\lambda D_a & 1+\lambda D_a & -(1/2)\lambda D_a \\ & & & 0 & 0 \\ & & & (1/2)\lambda D_a & 1-\lambda D_a & (1/2)\lambda D_a \\ & & & & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} T_{0,j} \\ T_{1,j} \\ M \\ T_{2a,j} \\ M \\ M \\ T_{2b,j} \\ M \\ M \\ M \\ T_{2c,j} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \Delta x h_w T_w \\ 0 \\ M \\ 0 \\ \Delta t A_1 \\ M \\ \Delta t A_1 \\ M \\ M \\ M \\ 0 \\ \Delta x h_c T_c \end{bmatrix} \tag{2.6.17}$$

式(2.6.17)に初期温度を与え、繰り返し計算により任意の時間t,距離xの温度T(x,t)を求めることが可能となる。

2.6.2 熱電モジュールの過渡特性の実験値と理論値の照合

前節の解析手法の確認のため、実験用発電器内の1モジュールについて過渡特性の測定を行い、計算値との照合を試みた。解析に当たっては1モジュールの特性は1モジュールがp-n31対からなり、電氣的に直列、熱的には並列に構成されているので、温度分布はどのp-n対も平等であり、端子電圧はp-n 1対の31倍を生じると考えた。まず、1モジュールの過渡特性の解析に用いる各パラメータを表2.6. 1に示す。供試熱電モジュールとして、前節で紹介した実験用熱電発電器に組み込んだMelcor社製ペルチェモジュールCP5-31-10Lを使用した。物質固有の特性は文献(12)(13)より引用し、図2.6.2の伝熱モデルに適用する等価パラメータを算出した。等価パラメータの算出方法については巻末の付録に示す。

表 2.6.1 伝熱モデルのパラメータ

	伝熱管、絶縁板、電極 等価モデル	半導体部
熱コンダクタンス [W/cmK]	6.022	0.0097
比熱 [W/cmK]	6.23	4.3576
断面積 [cm ²]	0.19	0.19
長さ [cm]	0.39	0.254

表 2.6.2 実験条件

冷水温度	18[℃]
温水温度	33[℃]
負荷抵抗	0.017[Ω]
冷水流量	図2.6.3のQCのとおり
温水流量	図2.6.3のQwのとおり
熱伝達係数	600→1200→600[W/mK]

ここで、前節で紹介した実験用熱電発電器を用い、表2.6.2の条件で発電機の中央付近の熱電モジュール1個について負荷抵抗を接続し、所定の流量変化を与えたときの端子電圧の変化を測定した。実験結果を本節の解析手法に基づく計算値とともに図2.6.3に示す。

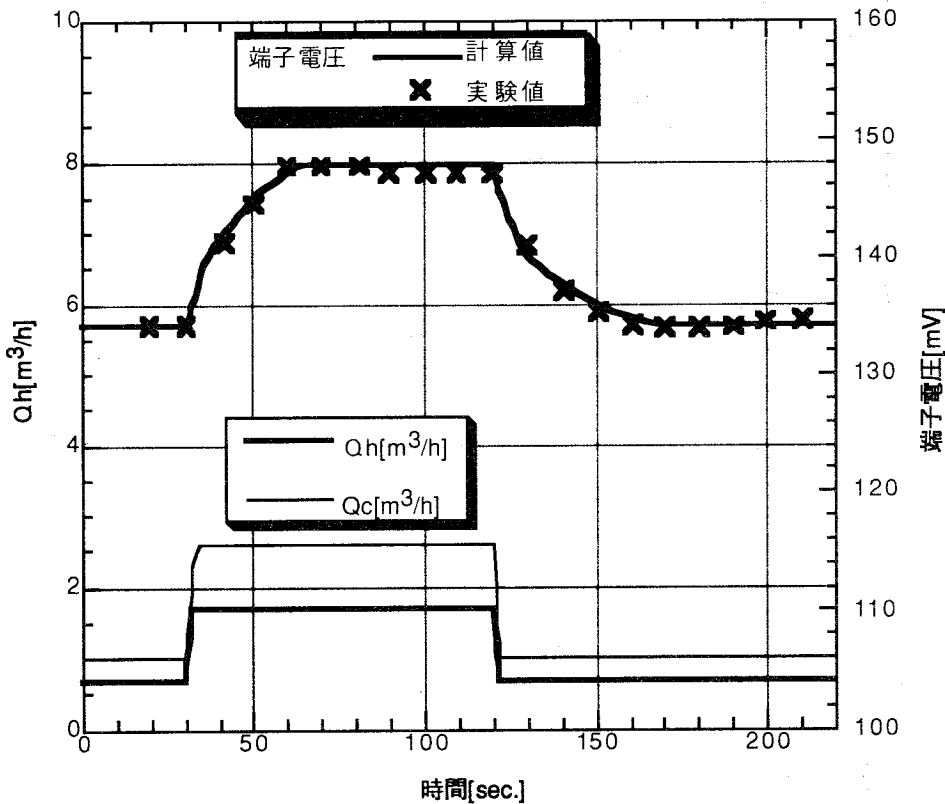


図 2.6.3 1 モジュールの過渡特性と p-n 1 対モデルによる計算結果

図2.6.3に示すように、実験値と計算値は時定数並びに収束値ともにほぼ一致しており、熱電モジュールの出力の過渡特性はほぼ推定可能であることが確認された。しかしながら、流れによって熱媒体の温度自体が変化する場合、このp-n 1対モデルの計算では不十分であるので、次節には本節のp-n 1対モデルを基にした解析方法について示す。

2.6.3 大形熱電発電機の過渡特性の解析手法

前節に示した様に、熱電モジュール1個程度の解析の場合は、p-n 1対を解析単位とした解析手法を用い、p-n対を必要数だけ積算することで十分解析可能であった。しかしながら、2.5.2節に示すような数十個のモジュールを有するような発電機の場合、熱電モジュールを介して、高温の熱媒体から低温の熱媒体へ熱エネルギーが流入するため、図2.6.4に示すように、高温熱媒体は流れとともにその温度が低下する一方、低温熱媒体はその熱エネルギーを得て、流れとともにその温度が上昇する。したがって、場所によって熱媒体の温度は異なり、必然的にp-n対に加えられる温度も場所によって異なる。その結果、p-n 1対の解析モデルの前提となる高温熱源と低温熱源の温度が定まらず、解析できない。そこで、本節では流体温度を未知数として取り扱うものの、発電機を熱媒体の流れ方向に分割したモデルで表し、その分割区間内では流体温度を一定と考えて、その区間ごとにp-n 1対を解析単位とした解析手法を用い、その流体の温度変化を盛り込んだ解析方法について述べる。

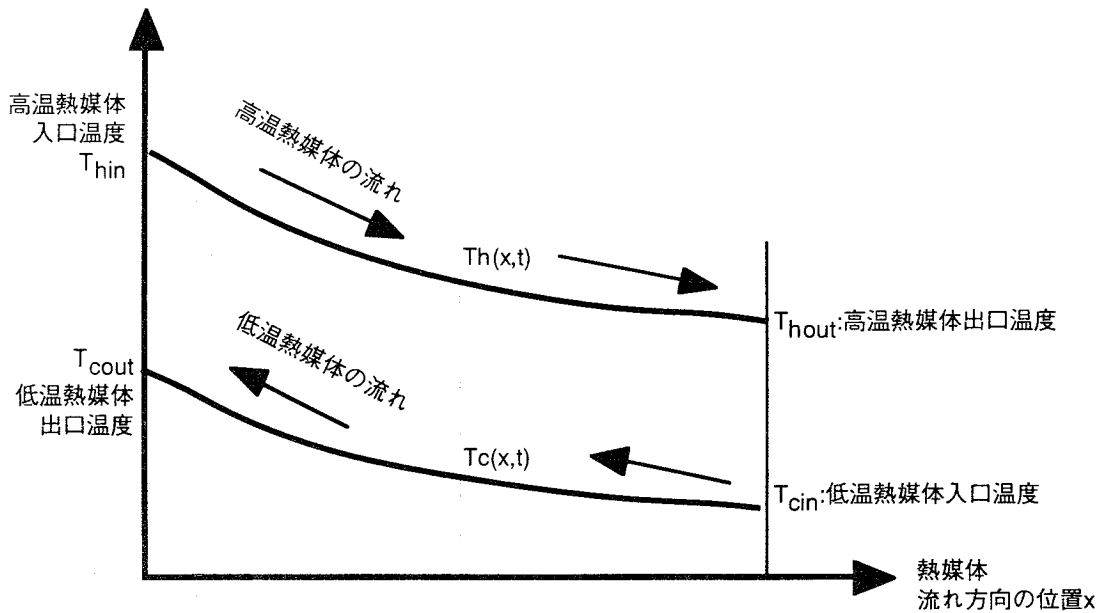


図 2.6.4 熱電発電器内の熱媒体の温度変化

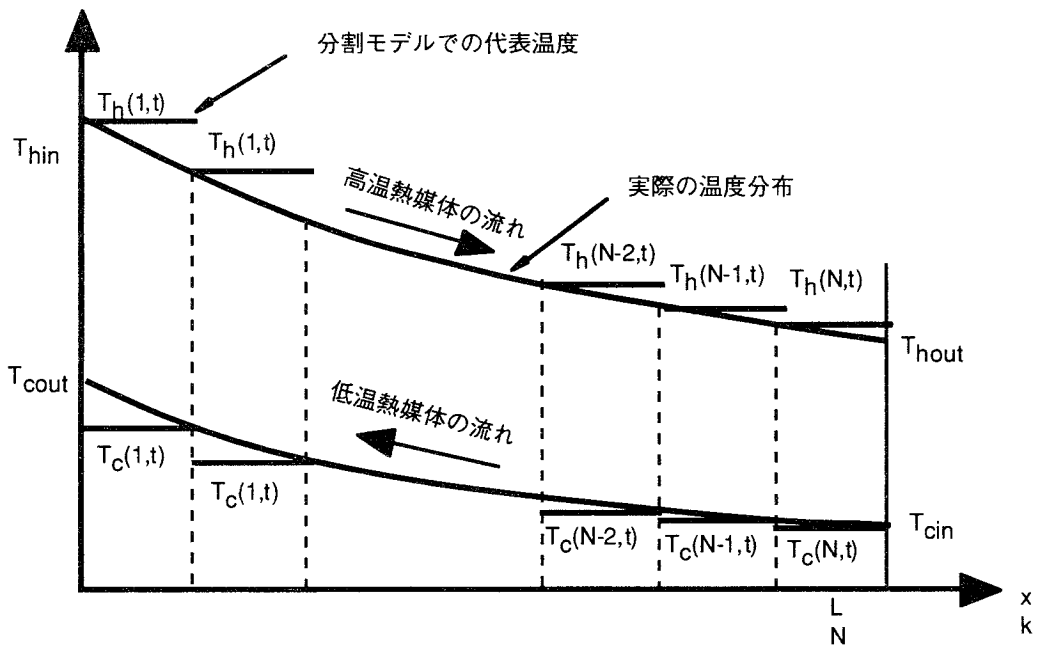


図 2.6.5 解析のための発電機の流れ方向での分割

まず、図 2.6.5 に示すように発電器を $p-n$ 1 対を解析単位とした解析手法で解析可能な程度の長さ（ここでは熱電モジュール 2 個～4 個と考えた）に分割して、その区間内では熱媒体の温度は一定であると考え、その区間を熱媒体が通過する時間 Δt_L の間は、それぞれの区間で流体温度は一定と仮定しているので $p-n$ 1 対の解析手法で過渡解析を行い、熱電モジュールを含む伝熱部の温度プロファイルを計算する。内部の温度プロファイルと共に伝熱間表面温度 T_{hs}, T_{cs} が求められるので、次式により高温熱媒体から奪われた熱エネルギー量 $W_h[J]$ 、低温熱媒体が与えられた熱エネルギー量 $W_c[J]$ を求める。

$$W_h(k) = \int_{t=t}^{t=t+\Delta t_L} h_h A (T_h(k,t) - T_{hs}(k,t)) dt \quad k = 1, \dots, N \quad (2.6.18)$$

$$W_c(k) = \int_{t=t}^{t=t+\Delta t_L} h_c A (T_{cs}(k,t) - T_c(k,t)) dt \quad k=1 \dots N \quad (2.6.19)$$

ただし、 $A[m^2]$ は区間での熱交換面積、 $H_h, H_c [W/m^2K]$ はそれぞれ伝熱管と高温熱媒体、低温熱媒体との熱伝達係数である。

時間 $t=t$ から $t=t+\Delta t_L$ 経過後は、熱媒体は次の区間に流れ込むがその際には、 $T_h(k,t), T_c(k,t)$ の温度であった流体から (2.6.17), (2.6.18) に示す熱エネルギーの授受があるため、次の区間の流体温度は $T_h(k+1, t+\Delta t_L)$ 、 $T_c(k+1, t+\Delta t_L)$ は次に示す値に変化する。

$$T_h(k+1, t+\Delta t_L) = T_h(k, t) - W_h(k) / C_{ph} \quad k=1 \dots N-1 \quad (2.6.20)$$

$$T_c(k+1, t+\Delta t_L) = T_c(k, t) - W_c(k) / C_{pc} \quad k=2 \dots N \quad (2.6.21)$$

ただし、 $C_{ph}, C_{pc} [J/K]$ はこの区間の熱媒体の熱容量である。

また同様に、熱媒体の出口温度は次式で与えられる。

$$T_{hout} = T_h(N, t) - W_h(N) / C_{ph} \quad (2.6.22)$$

$$T_{cout} = T_c(1, t) - W_c(1) / C_{pc} \quad (2.6.23)$$

熱電発電機の全熱起電力 $Vs(t) [V]$ は次式で与えられる。

$$Vs(t) = \sum_{k=1}^N N_d \alpha (Thj(k, t) - Tcj(k, t)) \quad (2.6.24)$$

ただし、 $\alpha [V/K]$ は p, n のゼーベック係数の平均値、 N_d は素子数（すべて直列）である。

負荷抵抗 R_L を接続している場合に流れる電流 $i(t)$ は、ペルチェ吸発熱によるジャンクション温度の変動が過渡計算ですでに折込済みであることから、単純に次式で与えられる。

$$i(t) = \frac{Vs(t)}{R_{teg} + R_L} \quad (2.6.25)$$

大形発電機の解析のためのフローチャートを図 2.6.6 に示す。

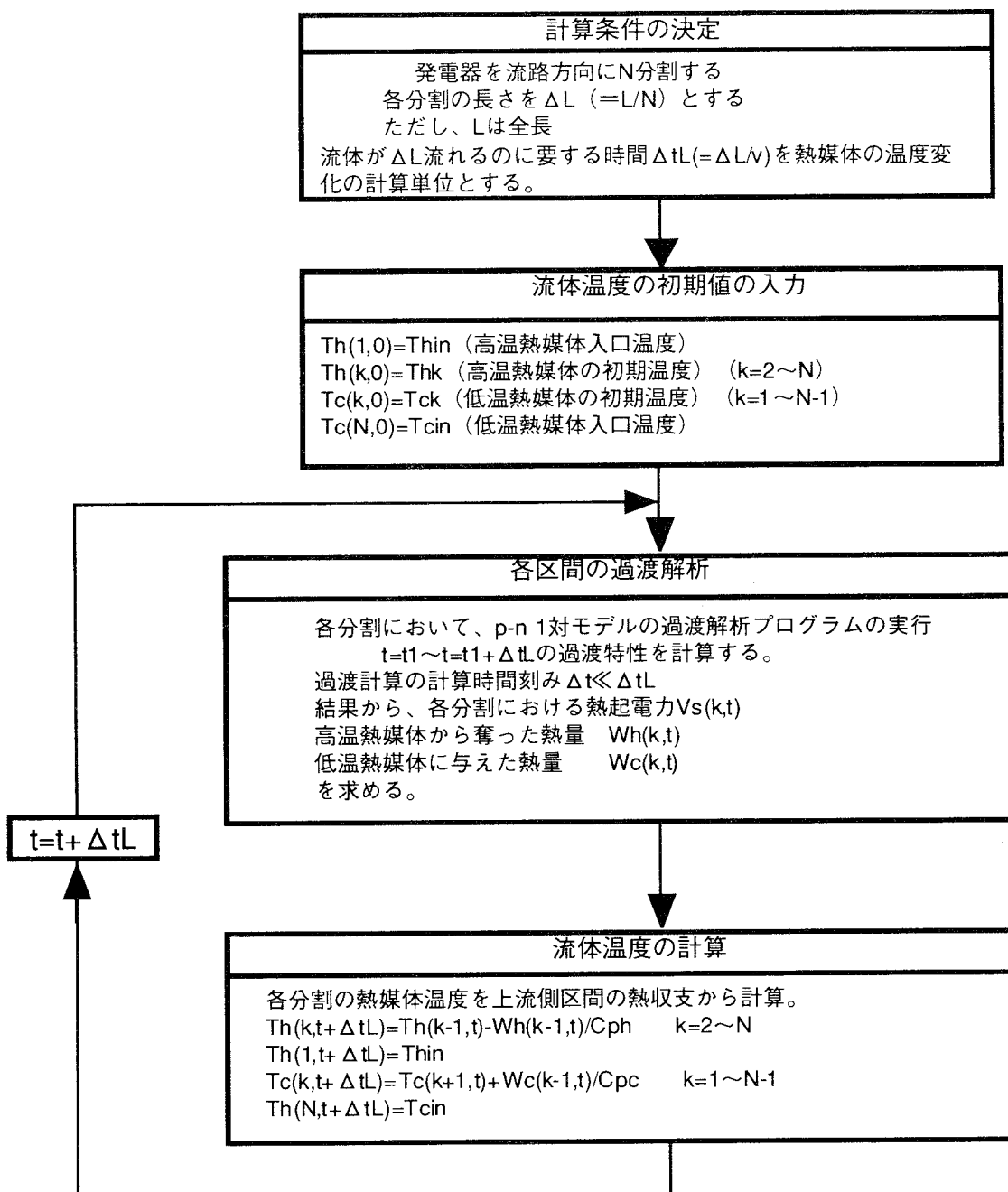


図 2.6.6 大形熱電発電機の解析方法のフローチャート

2.6.4 大形熱電発電機の過渡特性の実験値と理論値の照合

次の(1)～(3)のケースについて大形発電器による実験結果（グラフで実線で示す）と本節で示した大形発電器の解析手法による計算結果（×印で示す）を比較した。いずれの場合も計算値と実験値はほぼ一致しており、計算手法の妥当性が確認された。

(1) 始動特性の確認

実験条件 発電器内の流体温度の初期値 = 16.0[℃]

温水温度 = 38.9[℃]

冷水温度 = 11.8[℃]

熱伝達係数 = 700[W/m²K]

負荷抵抗 = 13.72[Ω]

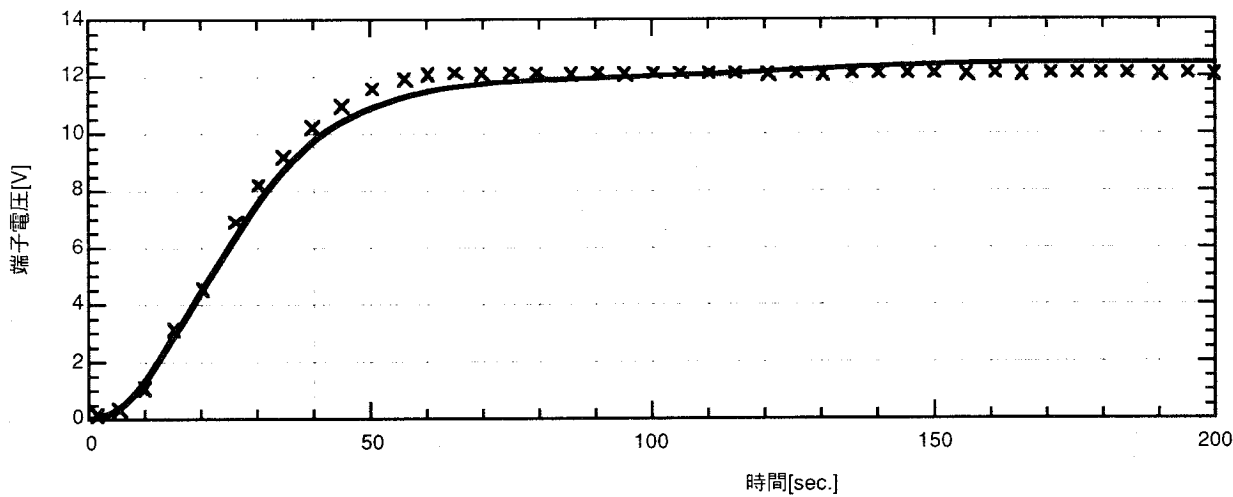


図 2.6.7 始動時の端子電圧の変化（実験値と計算値）

(2) 流量変動時の特性の確認

実験条件 温水温度 = 39.8[℃]
 冷水温度 = 11.8[℃]
 熱伝達係数 = 400 → 700 → 400[W/m²K]
 負荷抵抗 = 13.72[Ω]

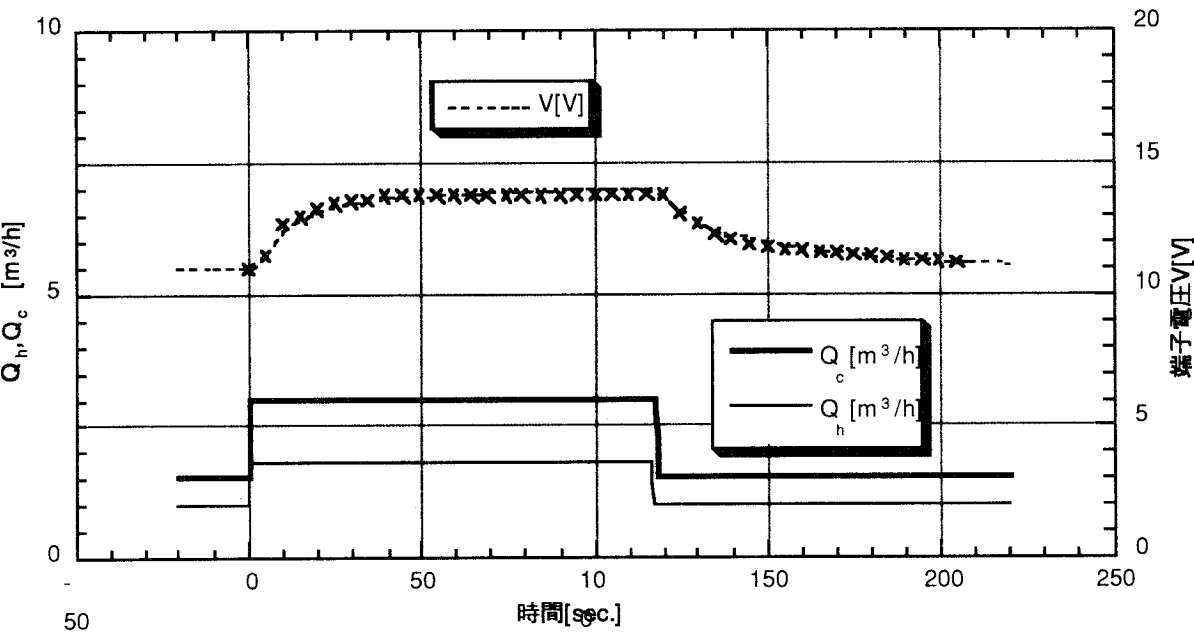


図 2.6.8 流量変動時の端子電圧の変化（実験値と計算値）

(3) 負荷変動時の特性の確認

実験条件 発電器内の流体温度の初期値 = 16.0[°C]
温水温度 = 40.9[°C]
冷水温度 = 11.7[°C]
熱伝達係数 = 700[W/m²K]
負荷抵抗 = 開放 → 13.72[Ω] → 開放 → 3.05[Ω]

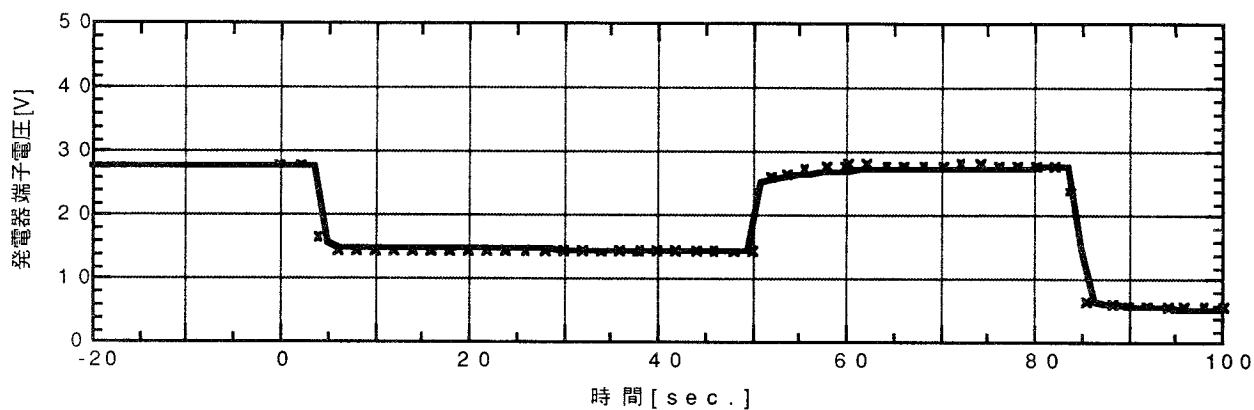


図 2.6.9 負荷変動時の端子電圧の変化（実験値と計算値）

2.7 熱電発電機の接触効果

熱電発電機には一般に接触熱抵抗と接触電気抵抗が存在し、これらの接触抵抗による影響を接触効果という。これまでの研究により、この接触効果は比較的大きく無視できないことがわかっている。以下、接触熱抵抗と接触電気抵抗について、その定義と測定原理および実験用熱電発電機における測定値について述べる。

2.7.1 接触熱抵抗

(1) 定義

接触熱抵抗とは、熱電素子と熱源との接触部分に存在する熱抵抗であり、それを R_{TC} と置くと、接触熱抵抗率（単位面積あたりの接触熱抵抗）が次式のように定義される。

$$\lambda_c = S_c R_{TC} \quad (2.7.1)$$

ここで、 λ_c は接触熱抵抗率、 S_c は接触面積を表している。

(2) 測定原理

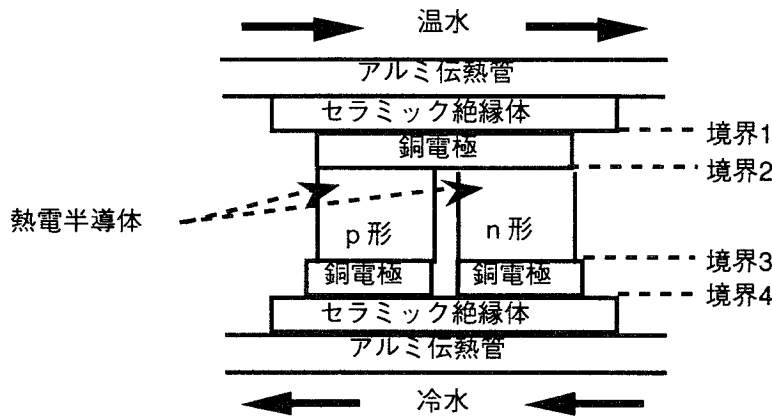


図 2.7.1 熱電発電機の1素子の断面図

図2.7.1は熱電発電機の1素子の断面図である。図2.7.1において、外部への熱放散がないとすると、熱電素子内部を流れる熱流は連続であるから次式が成立する。

$$\frac{\Delta T_J}{R_{TS}} = \frac{\Delta T}{R_{TS} + R_{TWW} + R_{TCW} + 2R_{T1} + 2R_{T2} + 2R_{T3} + R_{TC}} \quad (2.7.2)$$

ただし、 ΔT は流体間温度差、 ΔT_J は半導体の高、低温接合部間温度差、 R_{TS} は半導体の熱抵抗、 R_{TW} 、 R_{TC} は各々温水、冷水と伝熱管表面との間の境界熱抵抗、 R_{T1} 、 R_{T2} 、 R_{T3} は各々アルミ、セラミック、銅部分の熱抵抗、 R_{TC} は接触熱抵抗である。

また、

$$\Delta T_J = \frac{E_O}{\alpha} \quad (2.7.3)$$

ただし、 E_O は熱電モジュールの開放端子電圧、 α は熱電素子のゼーベック係数である。

式(2.7.2)、(2.7.3)より

$$R_{TC} = \frac{\alpha \Delta T}{E_O} R_{TS} - (R_{TS} + R_{TWW} + R_{TCW} + 2R_{T1} + 2R_{T2} + 2R_{T3}) \quad (2.7.4)$$

となる。ここで R_{TS} 、 R_{T1} 、 R_{T2} 、 R_{T3} は全て各々の物質の熱伝導率と幾何学的寸法から算出できる。また、

R_{TW} , R_{TC} は伝熱管の管径と流体の温度および流量から算出できる。よって実験用熱電発電器の流体間温度差と熱電素子の開放端子電圧を測定することによって、式(2.7.4)より熱電素子の接触熱抵抗を計算できる。

(3)測定結果

式(2.7.4)に基づき、先に示した実験用熱電発電器における接触熱抵抗を測定した。モジュールCP5-32-10Lの場合の結果を熱電半導体の熱抵抗並びに流体との熱伝達における熱抵抗と共に図2.7.2に示した。図示したように接触熱抵抗は $0.1 \sim 0.4[\text{K/W}]$ となり、単位面積あたりの接触熱抵抗として求められる接触熱抵抗率は、 $3 \sim 9 \times 10^4[\text{m}^2\text{K/W}]$ となった。Stockholmらのペルチェ冷却モジュールにおける接触熱抵抗率 $1.0 \times 10^4[\text{m}^2\text{K/W}]$ よりも数倍高い値を示している。これは、Stockholmらは接触抵抗をモジュールと伝熱部の界面1層のみを評価しているのに対し、本方法では、高温伝熱管とセラミックプレート、セラミックプレートと電極、電極と半導体素子、半導体素子と電極と、電極とセラミックプレート、セラミックプレートと伝熱管という6層から接触界面が構成されているためであり、ほぼ同レベルの接触熱抵抗となっていると評価できる。

2.7.2 接触電気抵抗

(1)定義

一般に熱電半導体と電極との接合部には電気抵抗が存在する。これと電極自体の電気抵抗をまとめて接触電気抵抗と定義する。接触電気抵抗を R_C とすると、接触電気抵抗率（単位面積あたりの接触電気抵抗）が次式のように定義される。

$$\rho_C = S_C R_C \quad (2.7.5)$$

ここで、 ρ_C は接触電気抵抗率、 S_C は接触面積を表している。

(2)測定原理

数個から数十個の熱電素子が電氣的に直列に、熱的には並列に接続されたものを一般に熱電モジュールと呼ぶ。接触電気抵抗の測定には米国メルコア社製のCP-5-31-06L（以下06Lと略す）とCP-5-31-10L（以下10Lと略す）の二種類の熱電モジュールを用いた。これらは共にBi-Teをベースとするp形とn形のエレメント31対を使用している。この二種類の熱電モジュール06Lと10Lは熱電半導体の厚さが異なる以外は全く同じ構造になっている（図3-1参照）。そこで熱電モジュール06Lと10Lの接触電気抵抗が等しいとすると、熱電モジュール06Lと10Lの全電気抵抗は各々次式で与えられる。

$$R_{06L} = \frac{\rho L_{06L}}{s} \times 2 \times 31 + R_C \quad (2.7.6)$$

$$R_{10L} = \frac{\rho L_{10L}}{s} \times 2 \times 31 + R_C \quad (2.7.7)$$

ここで、 R_{06L} , R_{10L} は各々06Lと10Lの全電気抵抗、 ρ は半導体の抵抗率、 L_{06L} , L_{10L} は各々06Lと10Lの半導体の厚さ、 s は半導体1個の断面積、 R_C は接触電気抵抗である。

よって、式(2.7.6),(2.7.7)より

$$R_C = \frac{L_{06L} R_{10L} - L_{10L} R_{06L}}{L_{06L} - L_{10L}} \quad (2.7.8)$$

となり、 R_{06L} と R_{10L} を測定することにより接触電気抵抗が求められる。

熱電モジュールの全電気抵抗の測定にはHEWLETT PACKARD社のミリオーム・メータを使用した。この装置は $1[\text{kHz}]$ の交流信号により最高 $10[\mu\Omega]$ の分解能で測定することができる。

(3)測定結果

実験用熱電発電器に使用している06L,10L各々120個についてモジュール1個の全電気抵抗を測定した結果を図2.7.2に示す。メルコア社によるとモジュールの電気抵抗値は出荷時点で10%程度のばらつきがあり、

これより測定値は最小値からプラス10%までの範囲にあるものを平均した。測定結果の平均値を表2.7.1にまとめて示す。

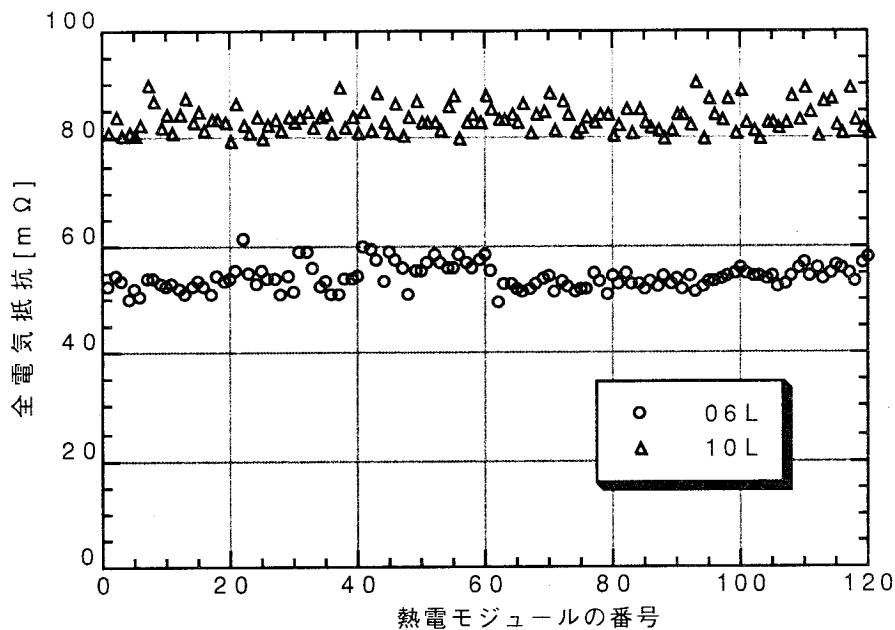


図 2.7.2 熱電モジュールの全電気抵抗

表 2.7.1 モジュール 1 個あたりの平均の測定結果

モジュール種別	06L	10L
全電気抵抗 [mΩ]	52.8	83.2
半導体の抵抗率 [mΩ・mm]	9.16	
接触電気抵抗 [mΩ]	7.24	
接触電気抵抗率[mΩ・mm ²]	1.11	

2.7.3 接触効果を考慮した場合の解析結果

本節では先の 2.7.1、2.7.2 で示した接触熱抵抗、接触電気抵抗を解析に取り入れた場合の理論値の変化について考察する。表 2.7.2 に示した接触熱抵抗、接触電気抵抗を計算に考慮した場合、無視した場合、実験結果の 3 者を比較した。1 モジュールの場合の比較結果を図 2.7.3 に示す。

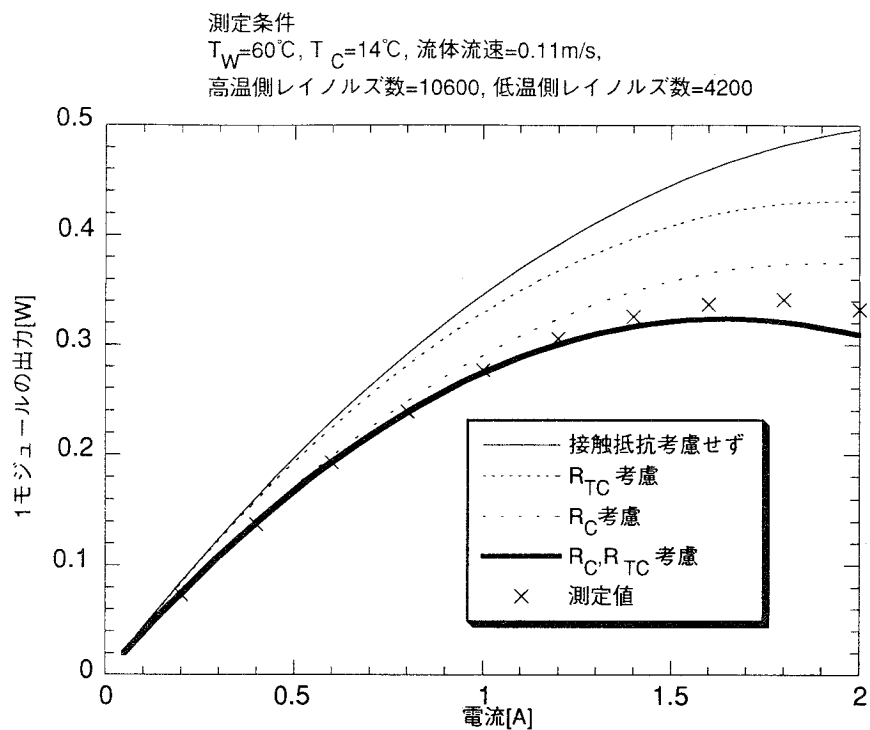


図 2.7.3 接触効果が理論値に与える影響

2.8 熱電発電機の最適設計

産業界で発生した廃熱については廃熱ボイラーやヒートポンプなどで有効利用がされているものの、なお低温蒸気は過剰傾向にある。また、都市部で大量に発生するゴミの焼却施設、国内で処理する方向となった高レベル核廃棄物などなお余剰熱が利用できていないケースもみられる。そのような低価値な熱源は熱電発電機を利用した商用発電の熱源となりえる。これまで、大規模な熱電発電機の設計については、国内では、OTEC⁽¹⁵⁾をはじめ、燃料電池の冷却水を熱源にした場合⁽¹⁶⁾や、焼却施設の燃焼熱を利用した場合⁽¹⁷⁾についてその概略が示されている。しかし、熱電発電機はこれまで用いる半導体素子が高価であるため、主として経済性を要求されない宇宙探査衛星や僻地での電源用などの特殊用途で多く実用化されてきたにすぎない。そのため、経済性については熱源の特性を含めた十分な解析が行われていない。そこで、先に示した焼却施設の燃焼熱や高レベル核廃棄物の発生熱など、経費や設備を投入し大気中などへ放出されている廃熱を熱源として利用した場合、熱電発電機による商用発電の可能性があると考え、その解析を行った。このような熱源を利用する場合、熱の廃棄が重要であり、熱源のコストならびに熱源から熱を取り出すために必要な設備費は熱電発電機の設備費からは除外して検討でき、熱電発電としての大幅なコストの低減が可能となる。本章では廃熱を熱源に利用した熱電発電機の特性解析を行ない、発電単価を評価関数とした熱電発電機の設計の手法ならびに最適設計の一例を示した。

2.8.1 熱電発電機の設計手法の概要

本節では、本論文で検討した熱電発電機の設計パラメータについて示し、そのパラメータを用いた発電特性の解析手法について示す。

<1>熱電発電機の設計パラメータと評価関数 熱電発電機は製作上の便から、矩形管を発電器ダクト（高温、低温熱源の流路）として用い、図2.8.1に示すように高温側発電器ダクト、熱電素子、低温側発電器ダクトで発電器1ユニットを構成することを想定した。熱電モジュールは上下2つの発電器ダクトの向かい合う面全体にくまなく配置されるものとした。また、同図に示されるように大形発電機は熱電発電ユニットを多数並列に用いて実現されると考えた。

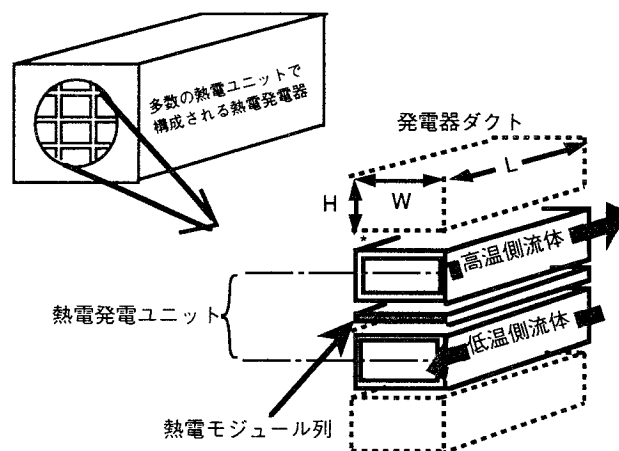


図2.8.1 熱電発電ユニットの構造

本論文では、与えられた熱源の条件などに応じて、表2.8.1のパラメータを選んで熱電発電機の最適設計を行なった。

表 2.8.1 設計パラメータ

設計パラメータの種類	シンボル
発電器ダクトの高さ	$H[m]$
発電器ダクトの幅	$W[m]$
発電器ダクトの長さ	$L[m]$
熱電素子の厚さ	$d[m]$
モジュールの素子占有率	$c[\%]$
熱媒体の流束速	$v[m/s]$

ここで、熱電発電機の最適設計のための評価関数として発電単価を用いた。発電特性、発電単価の計算には設計パラメータ以外に次のようなデータが必要となる。

- (1)熱源の温度などの条件
- (2)熱源の対価
- (3)冷却装置の設置費用と運用経費
- (4)熱電素子の価格
- (5)発電器ダクト、ポンプ、熱源との熱交換器の価格
- (6)発電器寿命と利用率、熱負荷の変動率

(1)の熱源の条件については、熱源そのものの温度や媒質の条件について言及すると想定すべきケースが限定できないので、それらをあらかじめ熱電発電機への導入に適切な状態に熱交換が行われると考え、得られる高温側の熱媒体の状態で次の3ケースを想定し、検討した。

- case1 300℃の熱媒体油
- case2 200℃の熱媒体油
- case3 80℃の水

300℃を熱源の上限としたのは今回検討した熱電発電機がビスマステル系熱電半導体を用いているため、素子部の温度が250℃付近より高温では十分な性能が得られず、また性能劣化の可能性があるからである。200℃の熱源は燃焼後の排気などから熱媒体油への熱交換が容易な一般的な温度域である点、80℃の熱源は水を熱媒体とした安価なシステムが製作可能な点で採用した。冷却側については、case.1,case.2は熱電発電機内で加熱された水を冷却塔で冷却するものとし、case.3は河川水など大量の冷却水が得られるものとした。これらの熱交換の概要を図2.8.2(a),(b),(c)に示す。(2)の熱源の対価については廃熱利用であるから無償とした。(3)の冷却装置については本来熱の廃棄のために必要な設備であるので、熱電発電の設備には加えないものとした。(4)から(6)の諸条件については、評価関数として用いる発電単価の計算とともに2.8.4に示す。

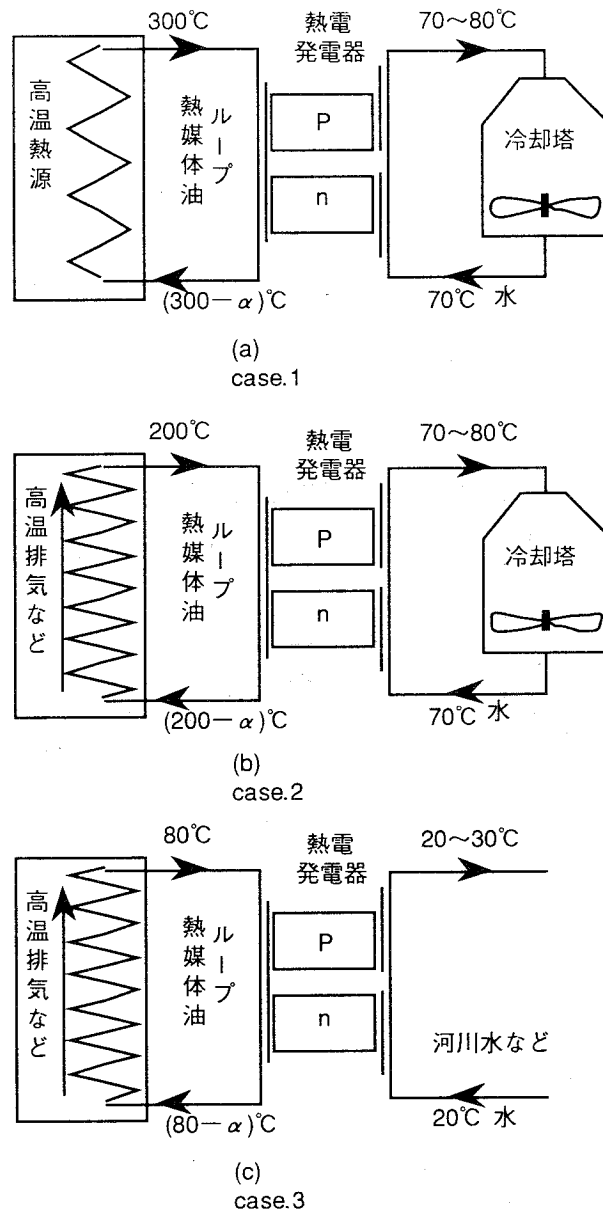


図 2.8.2 検討した熱電発電システムのモデル

<2> 熱電発電器の解析手法 熱電発電器の熱媒体の温度変化は図2.8.3に示すようになり、熱媒体の発電器の入口部での温度と出口部での温度は大きく異なる。したがって、発電特性を解析するためには、単なる平均温度はもちろんのこと、熱交換器の概略設計で用いられるような対数平均温度を用いても、解析は不正確となる可能性が高い。そこで、そのような長い流路を有する熱電発電器の解析では、2.5節で示したように、B.Mathiprakasamらによって提案されたジュール熱、ペルチェ熱を含めたヒートバランスの式から求めた発電器の定常解析の手法⁽¹⁰⁾が用いられる。しかし、この手法ではジュール熱、ペルチェ熱を計算するための物性値を温度によらない定数として取り扱い、熱電半導体内部での熱伝導を解析していない。したがって熱媒体や熱電半導体の物性値の温度特性を解析に取り入れる場合、平均温度での物性値で代表せざるを得ない。結局、熱電発電器の各部の温度に応じた物性値を正確に解析に反映するためには、2.6節で示した半導体での熱伝導を取り扱う手法、すなわち2.6節に示した松浦の提案による熱電発電器の過渡特性の解析方法⁽¹¹⁾のように、熱媒体の流路方向に分割計算を行なう手法によらねばならない。

表2.8.1で示すように熱電発電器の設計パラメータは最低でも6種類存在し、そのパラメータを全て検討

するためには莫大な計算時間を要する。そこで、評価関数のパラメータへの依存性を調べ、検討すべきパラメータの領域を決定する過程では定常解析の手法を、さらに詳細に設計値を算出する過程では過渡解析の手法を用いた。特に過渡解析の手法では、本論文で示す熱電発電機の最適設計のように各種パラメータを変更して計算を行なう時、その流路方向の分割数を大きくした場合、計算時間の増大が問題となる。そこで、計算精度が保たれる範囲であらかじめ分割数を低減することを考えた。そもそも、熱媒体の流路方向に分割計算を行なう手法は、図2.8.3の分割数5と分割数10の比較を見ても明らかなように、主としてその区間の熱媒体の温度をより正確に表現することが重要であるから、その区間での熱媒体の温度変化が出力に与える影響が0.1%以内となるような範囲に収まるような温度変化（ここでは0.2℃とした）になるように分割数を調整しながら計算を行なった。

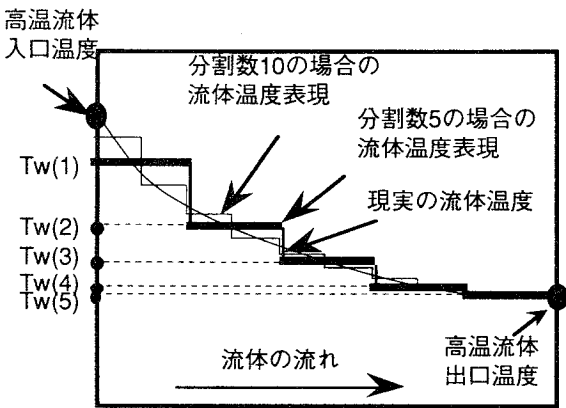


図 2.8.3 熱電発電器内での熱媒体温度の分布と分割計算における温度表現

2.8.2 熱電発電機のパラメータと発電特性、発電単価の関係

本節では、前節で示した解析手法により評価関数である発電単価と設計パラメータとの関係を明らかにする。以下の検討では高温側熱源温度を前章のcase.1,2,3のように定め、まず特性の把握を容易にするため、それぞれの節で検討するパラメータを除くすべての設計パラメータを表2.8.2のように仮定し、一つのパラメータのみを変化させて、評価関数である発電単価を求めた。その後、最適設計の一例として、発電単価が最小となるパラメータの組み合わせを示した。

表 2.8.2 設計パラメータの標準値一覧

1)発電器ダクトの高さ	H=0.055[m]
2)発電器ダクトの幅	W=0.055[m]
3)発電器ダクトの長さ	L=10.0[m]
4)熱電素子の厚さ	d=0.003[m]
5)熱媒体の流速	v=0.3[m/sec]
6)熱電素子のモジュール面積に占める割合	c=40.0[%]

<1>発電器ダクトの高さの効果 発電器ダクトの高さを1cmから10cmまで変化させた場合の発電単価の変化を図2.8.4に示す。本稿で検討した熱電発電機は図2.8.1のように垂直に高温側発電器ダクト、熱電モジュール、低温側発電器ダクトを多数重ねた構造をしており、ダクトの側面にはモジュールを配置していない。そのためダクト側面からの熱の回り込みが発生するので、発電器ダクトの高さを大きくすることは、伝熱促進の効果がある。しかしながら、高さの増加にともない流量、ポンプ動力が増大し、同時に伝熱促進の効果も頭打ちになっている。

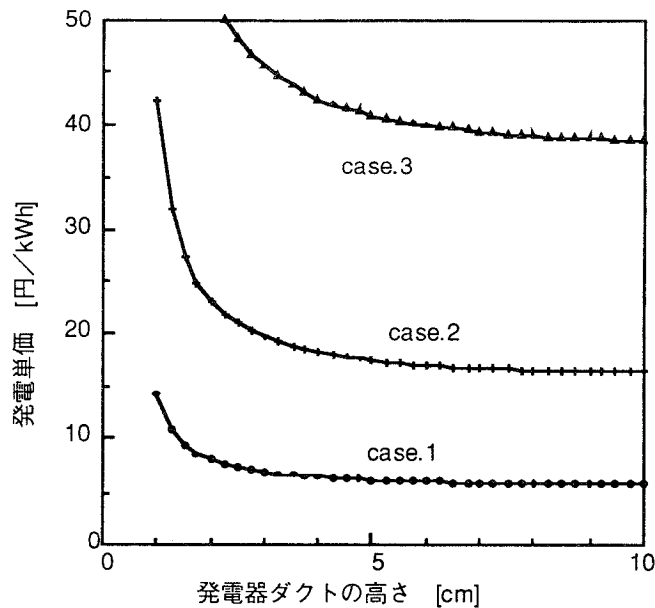


図 2.8.4 発電器ダクトの高さに対する発電単価の変化

<2>発電器ダクトの幅の効果 発電器ダクトの幅を1cmから10cmまで変化させたときの発電単価の変化を図2.8.5に示す。発電器ダクトの幅を減少させることは、発電器ダクトの側面からの熱の回り込みが増加する。これは前節の発電器ダクトの高さを増加させることと同じ効果となる。したがって、幅を小さくすることにより伝熱が促進され出力の増加がみられる。

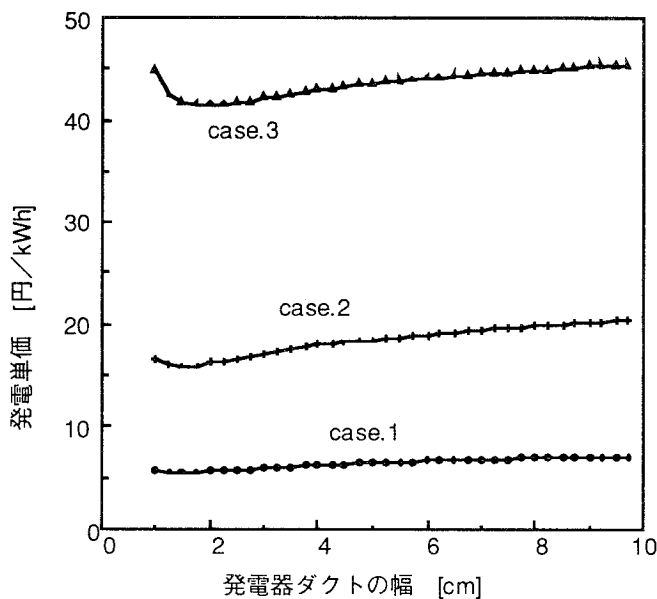


図 2.8.5 発電器ダクトの幅に対する発電単価の変化

<3> 発電器ダクトの長さの効果 発電器ダクトの長さを1mから20mまで変化させたときの発電単価の変化を図2.8.6に示す。発電器ダクトの長さが短いとユニットあたりの発電量が小さくなり、発電器ダクト以外での圧損によるポンプ動力が必要なため、正味出力が低下する。また、発電器ダクトが長くなりすぎると、発電器ダクト内での高温側熱媒体の温度低下、低温側熱媒体の温度上昇のため平均温度差が減少するため、モジュールあたりの出力が低下し、発電単価が上昇している。

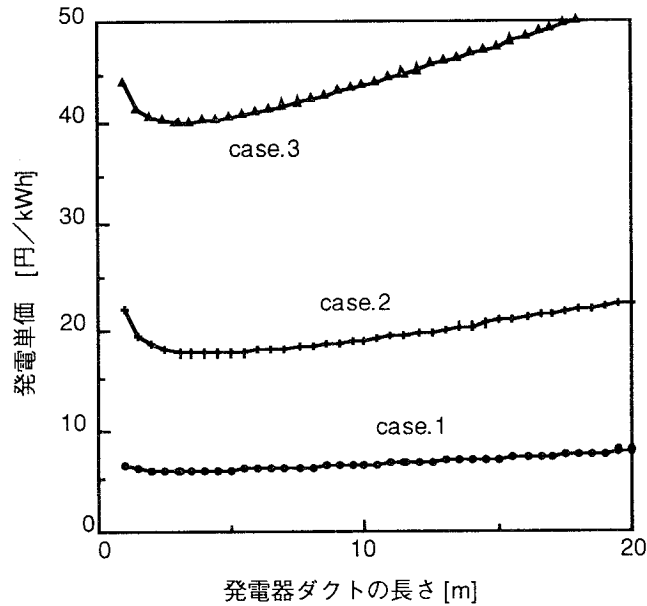


図 2.8.6 発電器ダクトの長さに対する発電単価の変化

<4> 熱電素子の厚さの効果 熱電素子の厚さを1mmから10mmに変化させた際の発電単価を図2.8.7に示す。熱電素子を薄くすると熱電材料の使用量が減少するので熱電モジュールの単価が小さくなり、ある厚さまで発電出力が増加し、発電単価が低下するが、素子が薄くなりすぎると熱電素子に加わる温度差が減少するため、逆に発電出力が低下し、発電単価が上昇する。

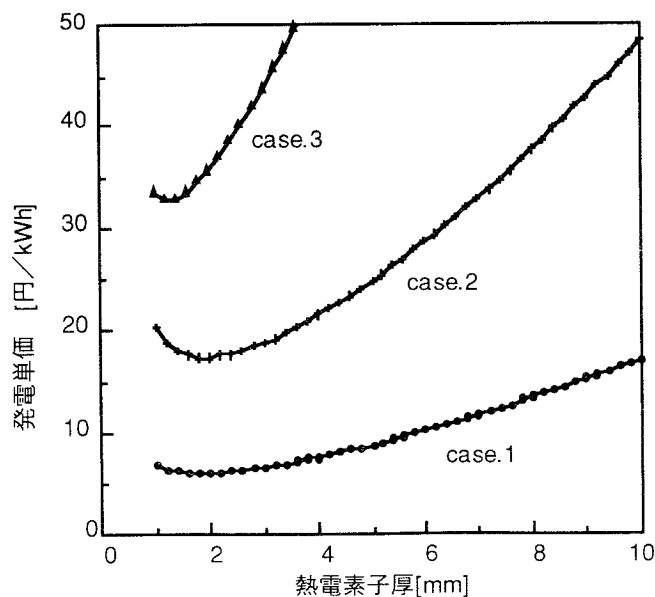


図 2.8.7 熱電素子の厚さに対する発電単価の変化

<5> 熱媒体の流速の効果 熱媒体の流速を 0.1m/sec から 1m/sec に変化させた際の発電単価を図 2.8.8 に示す。熱媒体の流速を大きくすると、熱媒体と発電器ダクト間の熱伝達が向上し、出力が増加するものの、同時にポンプの所要動力も増大するため発電単価の最小点はこの場合いずれも 1.0m/sec 近傍にある。

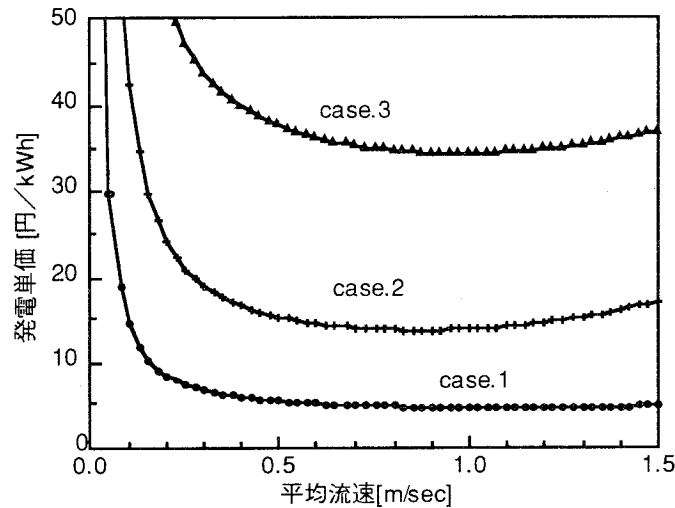


図 2.8.8 熱媒体の流速に対する発電単価の変化

<6> 熱電素子のモジュール面積に占める割合の効果 熱電素子のモジュール面積に占める割合を 10% から 100% に変化させた際の発電単価の変化を図 2.8.9 に示す。通常ペルチェ冷却に利用されるモジュールなどでは、半導体素子間に空隙があるが、発電用の米国 Hi-Z Technology 社のモジュールのようにほぼ 100% に近く熱電素子が装着されているモジュールもある。熱電素子のモジュール面積に占める割合を小さくすると、熱電素子部の熱抵抗の割合が大きくなるため熱電素子に加わる温度差が大きくなり発電効率が向上する。しかし、空隙があるためモジュールとしての発電出力の面積密度が低下するので、システムの容積が大きくなり、熱電素子のモジュール面積に占める割合が小さすぎる場合コストが上昇することがわかった。

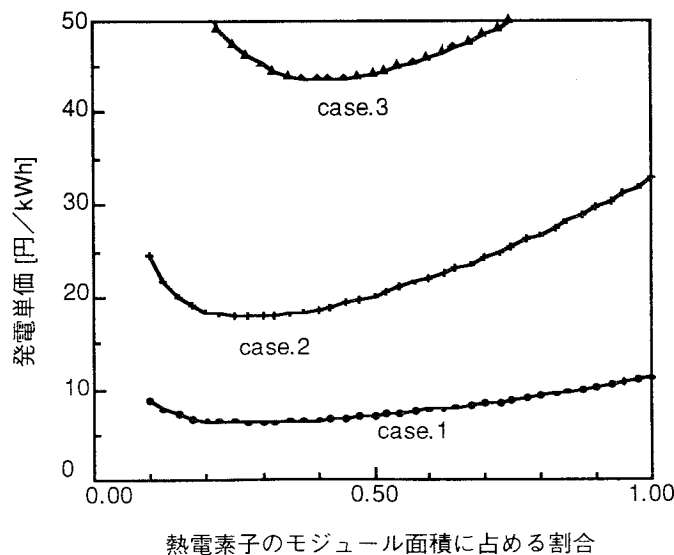


図 2.8.9 熱電素子の面積率に対する発電単価の変化

<7>熱電発電機の最適設計の一例 前節までに6つの設計パラメータのうち、一つを変化させて発電単価を調べたが、本節では最適設計として、すべてのパラメータを変化させて評価関数である発電単価が最小となる組み合わせを調べた。変化させる幅はそれぞれ、発電器ダクトの高さは0.01m、幅は0.002m、長さは1m、熱電素子の厚さは0.0005m、熱媒体の流速は0.2m/sec、熱電素子のモジュール面積に占める割合は2%とした。結果を表2.8.3に示す。

表 2.8.3 熱電発電機の最適設計の一例

case.1の場合（熱源温度300℃）	
発電器ダクトの高さ	H=0.07[m]
発電器ダクトの幅	W=0.012[m]
発電器ダクトの長さ	L=7[m]
熱電素子の厚さ	d=0.0015[m]
熱媒体の流速	v=0.6[m/sec]
熱電素子のモジュール面積に占める割合	c=38[%]
1kWあたりのモジュール数	143
1kWシステムあたりのポンプ動力	50[W]
1kWあたりの建設費,保守費	420[千円]
効率=（正味発電出力/流入熱流）×100	4.0%
発電単価	3.00[円/kWh]
case.2の場合（熱源温度200℃）	
発電器ダクトの高さ	H=0.07[m]
発電器ダクトの幅	W=0.012[m]
発電器ダクトの長さ	L=7[m]
熱電素子の厚さ	d=0.0015[m]
熱媒体の流速	v=0.5[m/sec]
熱電素子のモジュール面積に占める割合	c=36[%]
1kWあたりのモジュール数	434
1kWシステムあたりのポンプ動力	109[W]
1kWあたりの建設費,保守費	1238[千円]
効率=（正味発電出力/流入熱流）×100	2.5%
発電単価	8.83[円/kWh]
case.3の場合（熱源温度80℃）	
発電器ダクトの高さ	H=0.07[m]
発電器ダクトの幅	W=0.016[m]
発電器ダクトの長さ	L=6[m]
熱電素子の厚さ	d=0.0015[m]
熱媒体の流速	v=0.7[m/sec]
熱電素子のモジュール面積に占める割合	c=50[%]
1kWあたりのモジュール数	1002
1kWシステムあたりのポンプ動力	80[W]
1kWあたりの建設費,保守費	2768[千円]
効率=（正味発電出力/流入熱流）×100	1.4%
発電単価	19.75[円/kWh]

<8>熱電発電機の最適設計結果に関する考察 ここでは表2.8.3にまとめた熱電発電機の最適設計例について考察する。まず発電器ダクトの高さと幅については発電器ダクトの高さが高く、幅が狭いほど、本節<1>,<2>で述べたように熱の回り込みによる伝熱促進の効果によって熱電素子で得られる温度差が増加し発電出力が大きくなる。しかし、ダクト高さが過大では伝熱促進の効果も頭打ちとなるうえに流量が増加するためポンプ動力が増大し、正味出力が減少する。一方、ダクト幅が過小では流路での圧損が増加するためポンプ動力が増大し、正味出力が減少する。したがって、ダクト高さ、幅に最適な組み合わせがあると考えられる。

発電機の長さの最適値についてはcase.1,2では7m、case.3では6mとなっており、図2.8.6でみられる発電単価が最小となる発電器ダクトの長さより長くなっている。図2.8.6の計算の場合と比べ最適設計ではポンプ動力は大きな変化はないものの、発電器ダクトの幅が狭いため発電モジュールが少なく、ダクトの長さあたりの発電量が小さい。したがって、ポンプ動力に見合う発電電力が必要なため、自ら発電機が長くなると考えられる。

発電素子の厚さの最適値はcase.1,2,3ともに1.5mmとなっている。最適設計ではダクトの形状によって伝熱が促進されており、熱媒体から発電器ダクトへの熱伝達が良好となったため、発電素子の最適厚さが小さくなっている。しかしながら伝熱促進された場合も解決されない接触熱抵抗の効果から最適厚さの減少が1.5mmにとどまったものと考えられる。

発電単価については、case.1では1kWhあたり3.0円、case.2では8.9円、case.3では19.8円となり、case.1,case.2の場合、電力会社からの電力購入に比べ安価であることから自家発電設備としての導入意義が認められる。case.3では現在想定できる価格ならびに熱電素子の性能を基準とした場合、経済的にやや問題がある。

これらの検討は熱電発電機と商用電力とを競合させることを前提に発電単価を評価関数として検討を行ったものである。したがって、本結果は発電機として最大電力を得ることを目標にしていない。たとえばcase.1の場合、効率は3.96%となっており、1000MW相当の廃熱があっても39.6MWの発電しか実現できないが、経済性を犠牲にしても多くの発電を得たい場合には熱電素子の厚さを1.5mmから5.0mmにした場合、効率は5.46%となり、54.6MWとより大きな発電電力を得ることが可能となる。ただし、この場合発電単価は6.81円/kWhとなる。これは、発電単価を最小にするシステムと効率を最大にするシステムでは使用するべき熱電素子の厚さが明らかに異なることを示している。また同時に熱電素子の厚さだけにとどまらず、すべての設計パラメータの検討が必要である。したがって、熱電発電機の設計にあたっては発電の目的を明確にし、最適設計のための評価関数について十分吟味される必要がある。

2.8.3 まとめ

本節ではスチームタービンなどの既存の発電方式での利用が困難であったり、適切でないと思われる300℃以下の廃熱を熱源とした熱電発電を対象とし、発電機の設計パラメータが発電単価に与える影響を計算により明らかにした。また、熱電発電機の最適設計の一例として評価関数である発電単価を最小にするシステムを計算により求める設計手法を示した。

ゴミ焼却施設や高レベル核廃棄物貯蔵設備など、発生熱を大気中などへ廃棄する必要のある施設においては、本来熱の廃棄のために使用される設備と無償の廃熱を利用するという条件で、運転期間を20年とすると、300℃以上の温度レベルで1kWhあたり3円程度、200℃程度の温度レベルで1kWhあたり9円程度といった極めて低コストでの発電の可能性があることが明らかになった。しかし、80℃前後の温排水を用いた場合、現在の価格ベースではkWhあたり20円前後となり、経済的な発電は望めないことも明らかになった。

また、熱電発電機の設計にあたり、発電単価や効率など選択する評価関数によって設計が異なるので、熱電発電機の最適設計には発電の目的ひいては用いる評価関数を十分に吟味する必要があることがわかった。

2.8.4 本節の計算の諸条件

(1) 発電特性の計算に用いた諸条件 熱電モジュールは熱電材料としてビスマステルル系化合物を用いることを想定した。そのゼーベック係数、熱伝導率、電気抵抗率の温度特性を図 2.8.10 ならびに図 2.8.11 に示す。

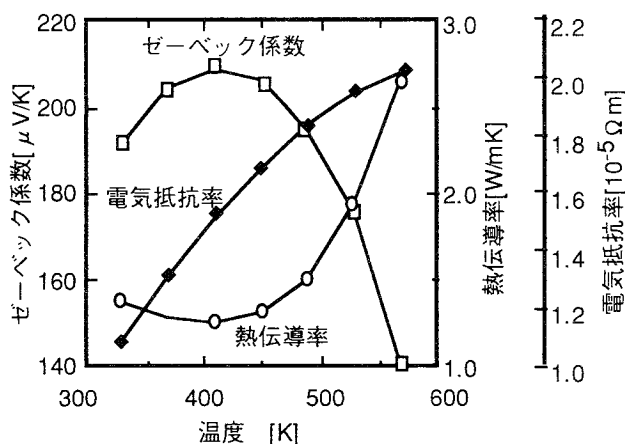


図 2.8.10 計算に用いた熱電材料の温度特性 (p 形)

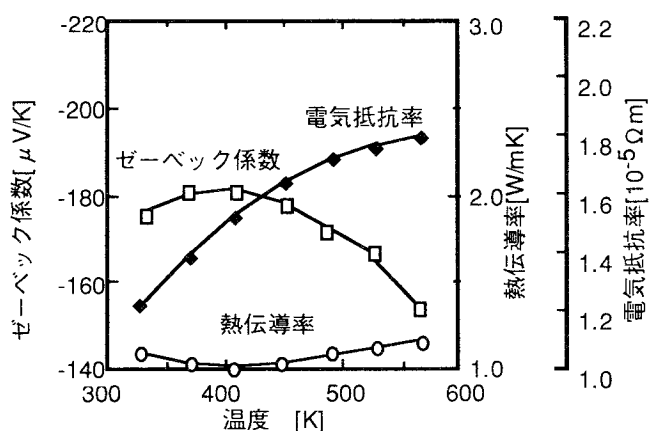


図 2.8.11 計算に用いた熱電材料の温度特性 (n 形)

熱媒体油の物性値は松村石油（株）のバーレルサーム 400 のカタログデータを用いた。また、伝熱管の材質はアルミニウムとし、その熱伝導率は $238[\text{W/mK}]$ 、厚さを $2.5[\text{mm}]$ とした。熱電モジュールと発電器ダクトとの接触熱抵抗は case.1 と case.2 の低温側と case.3 の低温側、高温側については $1.0 \times 10^{-4}[\text{m}^2\text{K/W}]$ 、case.1、case.2 の高温側では $3.0 \times 10^{-4}[\text{m}^2\text{K/W}]$ と仮定した。また、熱媒体の循環に要する動力を発電器ダクトならびに熱交換器での圧損を考慮して計算し、熱電発電器の出力から差し引いて正味の発電電力を評価に利用している。

(2) 発電単価の計算 発電単価の計算にあたっては、検討する発電器 1 ユニットのデータをもとに計算を行なう。本質的に熱電発電器にはスケールメリットが無く、例外的にスケールメリットを考慮すべきものとしてポンプのコストが考えられるが、これについても数 kW 以上のポンプであればほぼ効率も安定し、価格はポンプ動力に比例すると考えた。また使用する廃熱はその対価は無償とした。これらの仮定から発電単価は次式で与えられる。

$$C_g = \frac{C_c(1+r)^N + C_m N}{N \cdot 365 \cdot 24 \cdot P_{net} R_o}$$

(2.8.1)

なお、建設コストほか諸量は以降の式と、表 2.8.4 のデータに基づいて求めた。またここで使用した記号の説明を表 2.8.5 に示した。

$$C_c = C_{module} + C_{duct} + C_{pump} + C_{h.ex.}$$

(2.8.2)

$$C_{module} = N_{module} P_{module}$$

(2.8.3)

$$P_{module} = P_{ins} + P_{dev} W_m + P_{man}$$

(2.8.4)

$$C_{duct} = (2W + 2H) L P_d + P_j N_{unit}$$

(2.8.5)

$$C_m = R_m C_{pump} N$$

(2.8.6)

$$C_{h.ex.} = V_{h.t.m.} P_{h.t.m.}$$

(2.8.7)

式(2.8.7)では熱交換器の価格として熱媒体油の価格のみを算定した。これは廃熱を除去する装置において、熱電発電器を適用する場合、特別に熱媒体油を使用することで価格増加が見込まれるためである。ただし、本文中の case.3 の場合、熱媒体油でなく水を熱媒体としているので熱交換器のコストは無視する。

モジュールについては本研究において実験で使用したモジュールを基準として、面積 30.25cm² (5.5cm × 5.5cm に相当) を有するものを 1 モジュールと基準として個数を表示した。しかし、実際には発電器ダクトの幅の設計値に合わせてモジュールの寸法が決定される事になる。モジュールの製作費についてはその基準となるモジュールの面積あたり 1000 円(面積あたり 33.06[円/cm²])として計算した。

表 2.8.4 価格算定に用いたデータ一覧

熱電モジュール部価格		
Pins	絶縁材料	100[円/個]
Pdev	半導体材料	16700[円/kg]
Pman	製作費	1000[円/個]
発電器ダクトならびに配管部価格		
Pd	発電器ダクト	1700[円/m ²]
Pj	配管接合	3000[円/unit]
ポンプ経費		
Ppump	ポンプ	123,000[円/kW]
Rm	ポンプ購入費に対する毎年 の補修経費の割合	0.08
その他		
Ph.t.m.	熱媒体油価格	600,000[円/m ³]
r	利息	0.03[1/年]
N	運転期間	20[年]
Ro	発電器稼働率	0.8

表 2.8.5 記号の説明

Cg	発電単価	[円／kWh]
Pnet	発電器正味出力	[kW]
Cc	発電総経費	[円]
Cmodule	モジュールコスト	[円]
C duct	配管コスト	[円]
Cpump	ポンプコスト	[円]
Cm	ポンプの保守年経費	[円]
Ch.ex.	熱源との熱交換器コスト	[円]
Nmodule	モジュール数	
Nunit	ユニット数	
Vh.t.m.	使用する熱媒体油の量	[m3]
Wm	モジュールあたり半導体重量	[kg]

2.9 結言

本章では低温廃熱など熱電発電機を用いることにより未利用エネルギーの有効利用が可能であると考え、発電機の特性の新しい解析法を開発し、未利用廃熱の温度レベルに応じた熱電発電機の最適設計が可能であることを示した。つぎに本章で得られた成果を列挙する。

- (1) これまでに提案されていた熱電発電機の定常解析、過渡解析の手法は試作熱電発電機を使用した実験により、数%の誤差で解析可能であることを確認した。
- (2) 解析精度の向上のために、これまで考慮されていなかった接触電気抵抗、接触熱抵抗、ならびに熱電材料などの温度依存性を考慮することが有効である事を確認した。
- (3) 接触電気抵抗、接触熱抵抗の測定方法を新規に提案し、実験用熱電発電機についてその値を測定した。
- (4) 未利用エネルギーを熱電発電機により電力回収することを目的として、熱電発電機の最適設計を行った。その結果 80℃程度の温排水からの電力回収においては、1.5mm 厚のモジュールの使用が最適であり、現在の価格ベースではkWhあたり、20円程度の発電コストであること、高温の廃熱を使用した場合は発電コストは低下し、300℃程度では9円/kWhになることが確認された。

2.10 第2章参考文献

- (1) Di.Pippo:*Bul. Geothermal Res. Council vol.13*,P.14(1984)
- (2) D.K. Benson, T.S.Jayadev:" Thermoelectric Energy Conversion Economical Electric Power from Low Grade Heat" ,*Proc.3rd ICTEC, Arlington*,p.27(1980)
- (3) A.W.Crook,Watt Report 1992 Ed. 28th Consultative Conference, to be published to be
- (4) 例えば、上村欣一、西田勲夫：" 熱電半導体とその応用" ,pp.13-15(1988)
- (5) Altenkirch, *E.Phys. Z.*12.920(1911)
- (6) 上村欣一、西田勲夫：" 熱電半導体とその応用" ,p.36(1988)
- (7) B.Mathiprakasam, T. Sutikno, J.Beeson:"Analytical Model for Predicting the Performance of Thermoelectric Generators," Fourth International Conference on Thermoelectric Energy Conversion, IEEE Catalog No. 82CH1763-2,61(1982)
- (8) 松浦虔士：「低熱落差利用大形熱電発電機の過渡特性の計算と実験」, 電学論 B, 108, pp.213-220, (昭和63-5)
- (9) 梶川、宮田、太田、平林：電総研調査報告第208号(1983)
- (10) 堀、伊藤、葛間：「200℃級流体熱源を利用した熱電発電システムの基礎検討」, 電気学会新・省エネルギー研究会資料,ESC-94-13(1994)
- (11) 梶川、伊藤、勝部：「焼却施設の燃焼熱利用熱電発電」, 電気学会新・省エネルギー研究会資料,ESC-94-13(1994)

第3章 高速増殖炉への熱電発電器の適用可能性検討

3.1 緒言

21世紀のエネルギー源の主流の一つとして考えられている高速増殖炉(FBR)はそのプラントの特性、安全性の確保などのために複雑化、大型化⁽¹⁾⁽²⁾⁽³⁾し、それらがコスト高の要因となっている⁽⁴⁾ため、その単純化とコスト低減が急務の課題となっている。高速増殖炉の原型炉である「もんじゅ」は1995年のナトリウム漏洩事故により開発が中断しており、海外をみても唯一の実証炉であったフランスの「スーパーフェニックス」も度重なる事故により高速増殖炉開発計画自体が見直されている。液体金属ナトリウムは高熱流束の実現が可能な高性能の熱媒体であるものの、その化学活性が極めて強力であり、特に水との反応では大量の反応熱を発生するとともに、水素ガスを生成するため、危険視されている。安全性が問題となっている高速増殖炉に FeSi_2 を熱電発電素子として用いた静止形の熱電発電システムを導入することにより、2次系統以降のシステムの可動部品を少なくし、信頼性を向上し得る可能性がある。さらにスチームタービンを使用しないことにより、本質的に水フリーとなり、危険なナトリウム-水の反応も回避可能となる。このようにFBR熱電発電システムは信頼性を確保するとともに、固有の安全性「Inherent Safety *」を実現する可能性がある。一方、熱電発電は可動部分を持たない静的、単純な発電システムとして従来廃熱利用や宇宙用として開発が進められてきたが、広い温度範囲において発生電圧が高く変換効率の大きい熱電材料が得られなかったために、大電力発電システムとしてはあまり期待されていなかった。しかし、アモルファス FeSi_2 のような大きなゼーベック係数を持つ熱電材料が発見され⁽⁵⁾、その後も化学的に安定な金属酸化物半導体の中に ZnO 系材料⁽⁶⁾や、 NaCo_2O_4 系材料⁽⁷⁾のなど有望な熱電半導体が発見されるなど、従来より問題となっていた発生電圧、変換効率についても大きく改善されることが期待されるようになり、大電力発電への適用の可能性が高まっている。そこで本研究は、高速増殖炉を熱源とした大電力発電への熱電発電システムの適用可能性評価を行なうと共に、その場合の材料開発の方向性と目標を明確にし、熱電材料開発を一層推進する事を目的として、日本原子力発電株式会社、山口大学、大阪大学の3者の共同研究として行った。著者も共同研究者として参加し、大阪大学の担当範囲となった数値解析によるモデル計算や、焼結形 FeSi_2 素子を用いた要素モデルによる発電実験などに取り組んだ。本章において、その内容を述べる。

(注*)

共同研究者の日本原子力発電株式会社野垣内氏は次のようなInherent Safety実現の構想を持っていた。原型炉である「もんじゅ」では原子炉内の温度が上昇した際にさらに反応度が増すナトリウム・ボイド反応係数が正の原子炉であり、その反応度の制御に課題が残されている。そこで、ナトリウム・ボイド反応係数が負の「常陽」クラス的高速増殖炉を多数、併設する仕組みにより固有の安全性(Inherent Safety)を確保する。熱電発電器はスケールメリットが無いので、多数の小型のFBRを熱電発電器で駆動することにより、固有安全性を維持したまま、大規模化が可能となる。

3.2 高速増殖炉に適用する熱電発電の概念設計

薄膜形熱電素子は製法が比較的容易で膜厚方向に高密度の電流を流せば比出力が大きくなることから、必要な熱電材料も少なく済み、熱電材料コストの大幅な削減が期待できる。また、薄膜形素子であっても熱媒体による加熱、冷却を強制的に行ない、素子内部に高熱流束を通過させることによって、高温度差を素子の膜厚方向に得ることが可能となり、高出力が得られることが予想される。

3.2.1 熱媒体の選定

アモルファス FeSi_2 熱電材料の使用温度範囲 $100 \sim 500^\circ\text{C}$ で利用できる熱媒体は、熱伝達可能な熱流束の大きさにより、分類し以下に示した。さらに、それぞれの場合について熱電材料の熱伝導度を $0.5[\text{W/mK}]$ 、発電効率を30パーセントと仮定して $1000[\text{MWe}]$ プラントに必要な熱電材料量を試算し、大電力発電プラントの実現可能性を評価した。

1. 液体金属加熱／液体金属冷却⁽⁸⁾

熱流束として $1,000[\text{kW/m}^2]$ 以上が可能となり、 $1000[\text{MWe}]$ プラントに必要な熱電材料を約10トンとすることができ、大電力発電プラントとして成立の可能性がある。

2. ヘリウム加熱／水冷却⁽⁹⁾

熱流束として約 $100[\text{kW/m}^2]$ 程度が可であるが、必要な熱電材料が約210トンとなり、かなり大型となって経済的に成立することはやや困難である。

3. 一般の気体加熱／気体または水冷却⁽⁹⁾

熱流束として約 $10[\text{kW/m}^2]$ 程度の熱伝達しかできず、必要な熱電材料は約1.3万トンとなる。

結論として1の液体金属、液体金属冷却が有利であるといえる。液体金属は沸点が高く、高熱流束が実現可能で、熱電素子の両面に大きな温度差を得ることが可能になるため、出力密度だけでなく効率面でも優れている。

3.2.2 電極方式の検討

ゼーベック係数の大きいアモルファス FeSi_2 を用いても、 400°C 程度の温度差では、熱電素子の発生電圧は素子1対当たり数Vしか発生しない。実用規模の発電を想定する場合、インバータによる直交変換により電力系統に連係される。したがって、電力変換が効率的に行なわれるためには、熱電発電出力電圧は少なくとも数10Vを要するので、熱電発電素子は多数直列接続されることが必要となる。

一方、本研究においては熱電発電素子として薄膜の FeSi_2 を用いるので、素子の膜厚方向に高熱流束を通じることによりその方向に大きな温度差を生じさせている。したがって、熱的に素子と直列に接続された電極などの構成部品における温度落差を小さくする必要がある。

以上2つの必要性から、素子はp形もしくはn形の一方のみとし、接続用の電極や、液体金属との絶縁のための絶縁材を省略し、液体金属を介して熱電素子を直列接続する方式を考案した。

3.2.3 高速増殖炉熱電発電システムの構成

3.2.1、3.2.2の検討内容に基づき、高速増殖炉に適用する熱電発電の概念設計を行った。次節以降の熱電発電の解析から薄膜状の素子を用いた場合であっても、高性能な FeSi_2 を用いることにより、数10%の効率が得られることが確認されたので、薄膜状の素子を用いた発電器を候補として検討した。まず、高温側熱媒体、低温側熱媒体、環境への熱の放出方法について、パラメトリックな検討を行い、安全性、立地性、システムの単純性の観点から、比較評価を行った。この結果、最も有望なシステムは発電器高温側熱媒体をNa、低温側熱媒体をNaKとし、環境への熱放出を乾式大気冷却方式とするものであった。この場合の高速増殖炉熱電発電システムの構成を図3.2.1に示す。原子炉内には炉心で加熱される1次Naがある。熱電発電器の高温側はそれぞれ電気的に絶縁された独自2次Naループを持ち、2次Naは原子炉内で1次Naと熱交換して熱電発電器の高温面を加熱する。熱電発電器の他面はNaKで冷却され、その熱はそれぞれ絶縁されたループを通り、乾式冷却塔より大気へ放出される。熱電発電器で発生した電流は、p型、n型の素

子と液体金属中を順次流れながら熱電発電器内を流れ、その両端部より取り出される。なお、この熱媒体を電流路とする熱電発電システムは高速増殖炉以外の熱源、たとえば高温ガス炉、放射性同位元素の崩壊熱、高温燃焼ガスなどの一般的な高温熱源に適用可能であると考えられる。

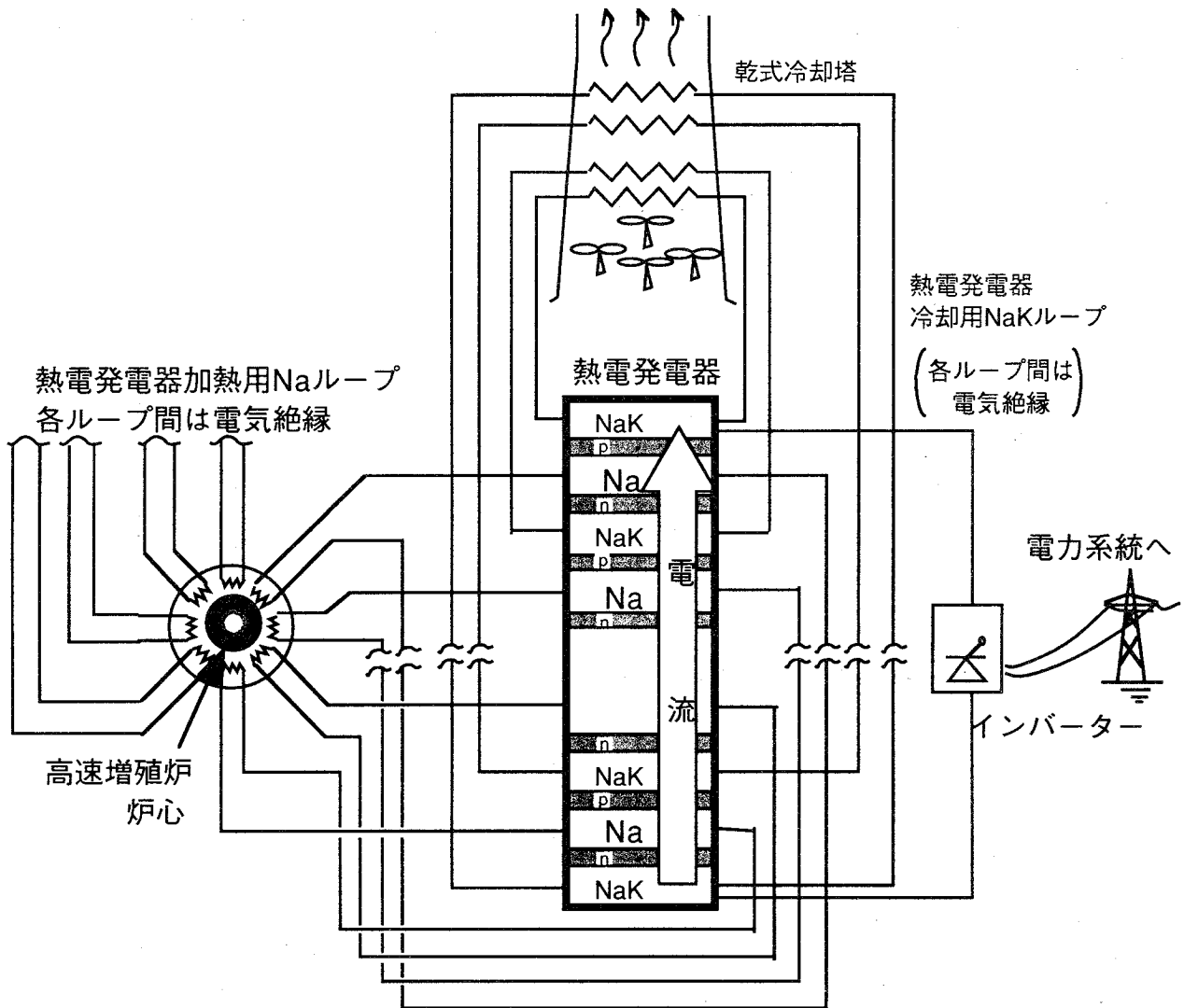


図 3.2.1 高速増殖炉熱電発電器の概念図

3.3 FeSi₂膜状素子熱電発電器の特性解析

図3.3.1のようにゼーベック係数 α や電気抵抗率 ρ が強い温度依存性を有し、内部抵抗が小さなアモルファスFeSi₂膜状素子の熱電変換特性を解析する場合、大電流が流れることによりジュール熱、ペルチェ熱、トムソン熱の影響が大きくなることを考慮しなければならない。本節では、これらを考慮した新しい解析手法を提案し、その手法を用いて前節で示した液体金属、液体冷却方式の熱電発電器の解析を行なった。

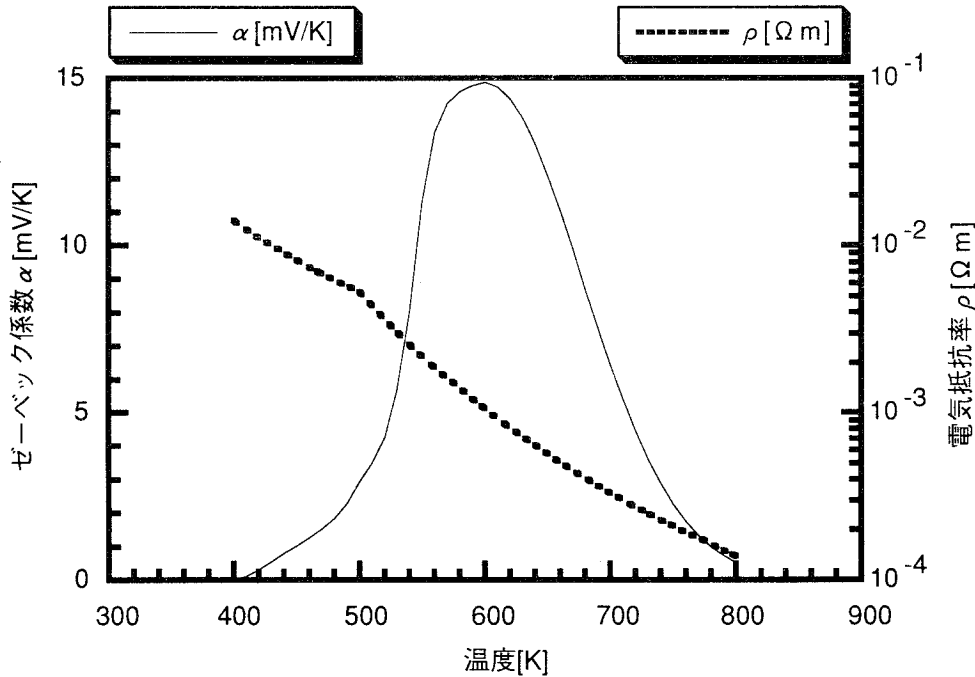


図 3.3.1 膜状 FeSi₂ 素子の物性値の温度特性⁽¹⁰⁾

3.3.1 熱電発電器の解析方法

強い温度依存性を持つ熱電素子を解析する方法としてトムソン熱、ジュール熱を考慮した次の熱伝導方程式を変数変換により温度 T に関する1階の微分方程式とし、ルンゲクッタ法により数値解を求める階数低減法を考案した。

$$\kappa \frac{d^2 T}{dx^2} + J \cdot \tau \frac{dT}{dx} + \rho \cdot J^2 = 0$$

(3.3.1)

上式で、 κ は熱伝導率、 J は電流密度、 τ はトムソン係数、 ρ は電気抵抗率を表す。左辺第一項は熱伝導、第2項はトムソン熱、第3項はジュール熱を記述している。

(3.3.2)式の変数変換を用いると(3.3.3)式が得られ、それらを(3.3.1)式に代入することにより、(3.3.4)式が得られる。

$$\frac{dT}{dx} = S \quad (3.3.2)$$

$$\frac{d^2 T}{dx^2} = \frac{dS}{dx} = \frac{dT}{dx} \cdot \frac{dS}{dT} = S \cdot \frac{dS}{dT} \quad (3.3.3)$$

$$\frac{dS}{dT} = -\frac{A(T)}{K} - \frac{B(T)}{K} \cdot \frac{1}{S} \quad (3.3.4)$$

$$\text{ただし、} \frac{dS}{dT} = -\frac{A(T)}{K} - \frac{B(T)}{K} \cdot \frac{1}{S}, \quad \frac{dS}{dT} = -\frac{A(T)}{K} - \frac{B(T)}{K} \cdot \frac{1}{S}$$

次に(3.3.4)式にルンゲクッタ法を適用し、 $S(T)$ の数値解を求める。計算の手順は、図3.3.2に示すように $x=x(0)$ における初期温度勾配 S_0 を与え、高温側に δT 進んだときの x の変化分 δx を $s(T)$ により求める。 $x(i)$ は δx を順次加算することにより求まる。解析解の収束条件は、 x が高温側接合部 $x(N)$ に達した際、そこでの温度 T の計算値 $T(N)$ に対し、既知の高温接合部温度との差について $|T(N)-T_h| \leq 0.1 \text{ K}$ となることとした。収束条件が満足されない場合、ニュートン法により初期温度勾配 S_0 を変化させながら収束させた。この計算方法の特長は次に示す通りである。

1. ゼーベック係数 α 、電気抵抗率 ρ の温度特性を陽的に熱伝導方程式に組み込めること、
2. 計算ステップを温度 T にすることにより、 dT/dx がきわめて大きくなる区間について、計算分解能が改善されること、
3. 計算値の収束性が高いこと。

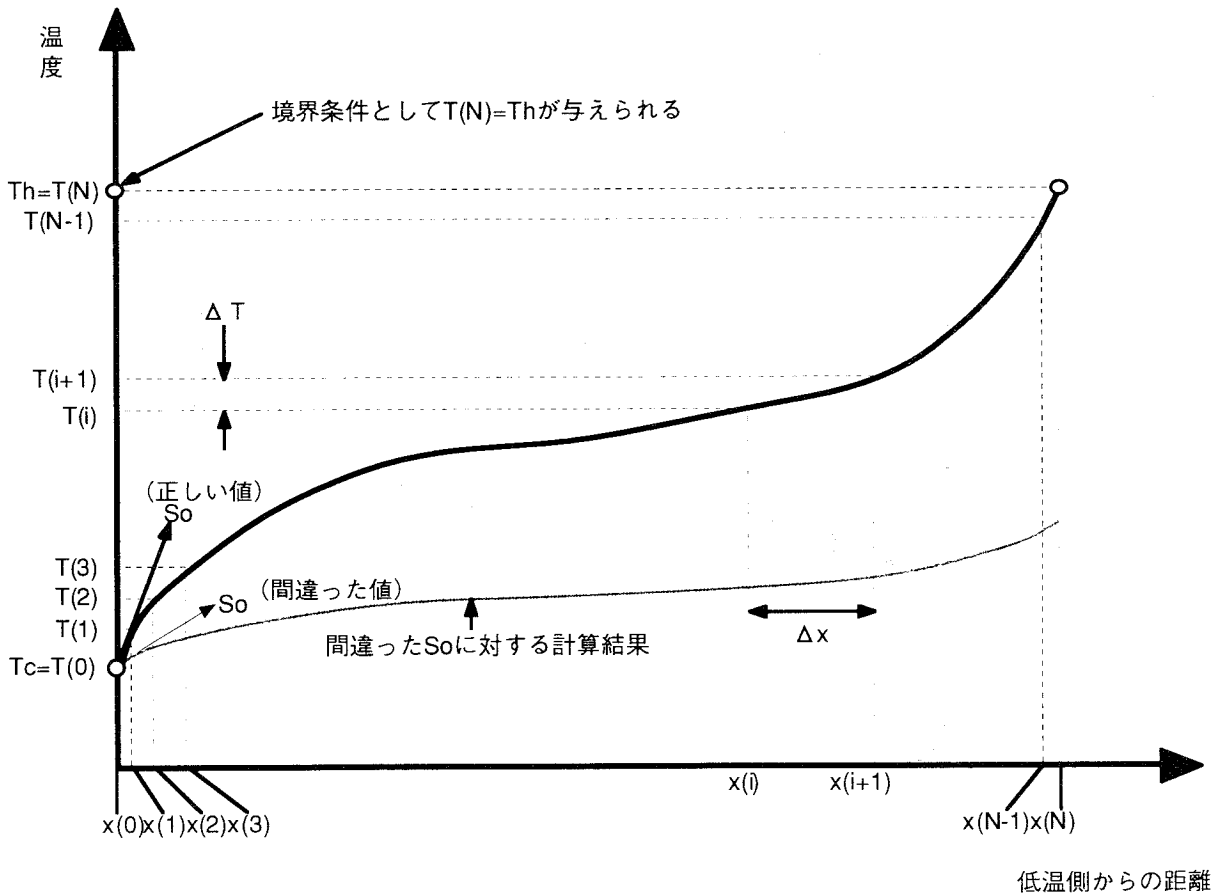


図 3.3.2 階数低減法における計算刻み

3.3.2 アモルファス FeSi_2 薄膜の熱電変換特性の解析

本章で提案する膜状 FeSi_2 素子による大規模発電の可能性、ポテンシャルを検討する目的のため、現状の FeSi_2 素子のトップデータとなる松原らが開発したアモルファス FeSi_2 薄膜^⑧を解析対象として用いた。その特性は図3.3.1に示すとおりである。本節では素子の特性を明らかにするため、電極や伝熱管のない状態で

の解析を行なった。解析に用いたモデル図3.3.3に示す通りで、図3.3.1と同特性のp-n 1対でp,nそれぞれ厚さ0.5mm、断面積0.5m²とし、厚さ方向に電流と熱流が流れるものとした。また、熱伝導率については実測値が得られなかったので0.5[W/mK]と仮定した。

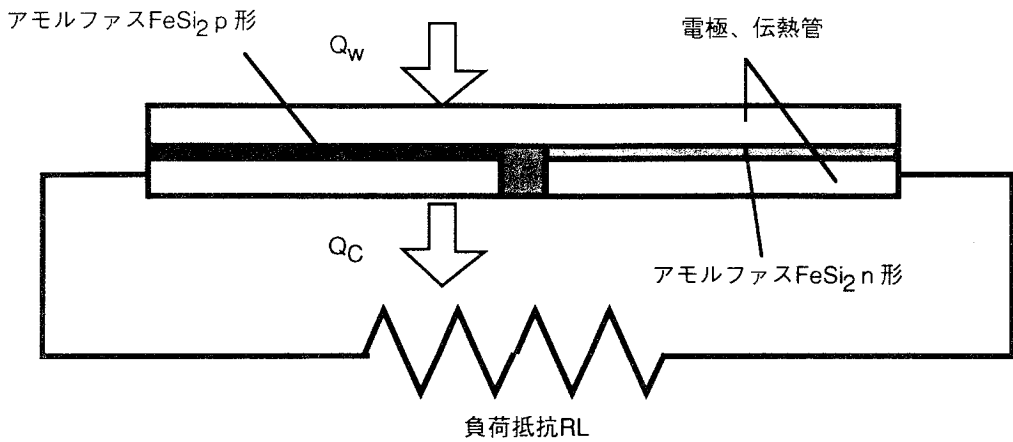


図 3.3.3 膜状 FeSi₂ 素子の解析モデル

<1>熱電材料内の温度分布 熱電材料の内部では、高温側から低温側へ熱の流れがあり、それによってもって温度勾配が生ずる。図3.3.4は温度条件として高温接合部750[K]、低温接合部450[K]一定とした場合の素子内温度分布の計算結果である。電流値が小さい場合、通常の熱伝導による温度分布が見られるのに対し、電流値が50[kA]以上になると温度分布に平坦な部分が出現する。

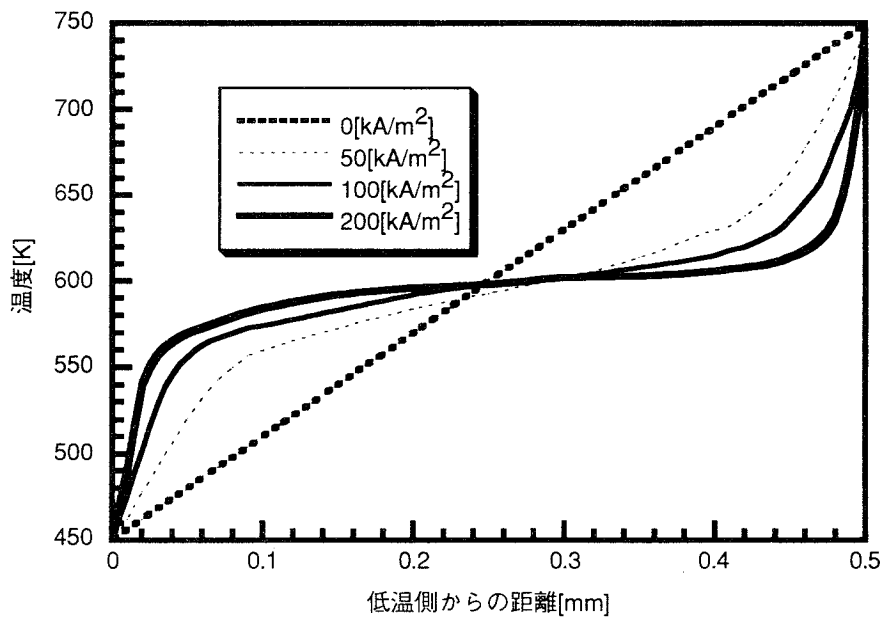


図 3.3.4 素子内温度分布の計算結果

図3.3.5では、通電電流を200[kA]一定として温度条件を変えた際の温度分布を示した。ここでも、図3.3.3と同様に温度分布の平坦な部分（プラトー）が現われ、その温度はどの温度条件の場合も600[K]となっていることがわかる。600[K]は図3.3.1に示されたゼーベック係数がピークを示す温度と一致する。これは、電流密度が増大すると、ゼーベック係数がピークを示す600[K]より高温側では多量のトムソン吸熱が生じ、逆に低温側では多量のトムソン発熱が生じて600[K]付近を中心として温度分布がならされるためである。

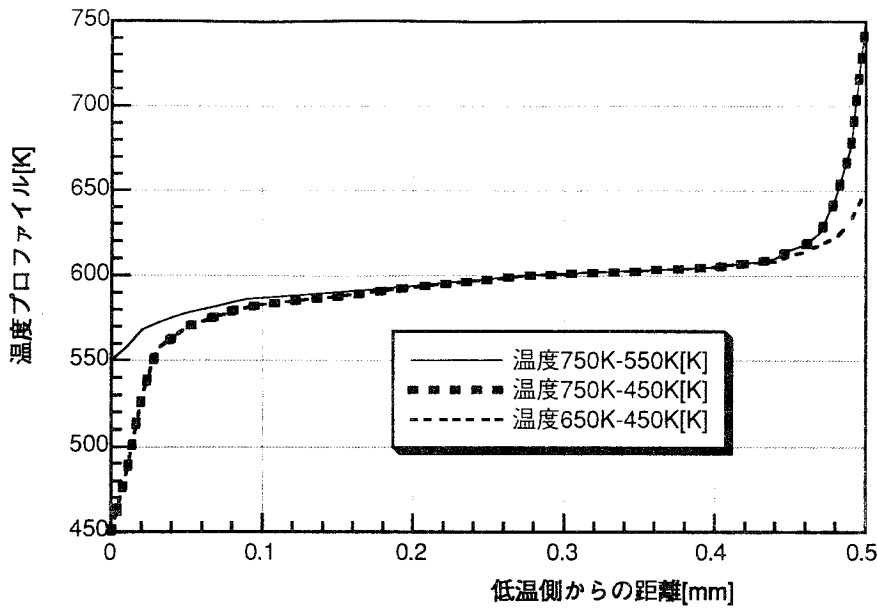


図 3.3.5 素子内温度分布の計算結果（パラメータ：温度条件）

<2> アモルファス FeSi_2 薄膜の最適利用条件に関する検討 図 3.3.1 のアモルファス FeSi_2 薄膜の特性は 600[K] にゼーベック係数のピークがある。そこで、熱電材料に 600[K] を中心として ΔT_{leg} の温度差を加えたときの最大効率 η_{max} と高温接合部からの流入熱流束 Q_w を求めた。その結果を図 3.3.6 に示す。

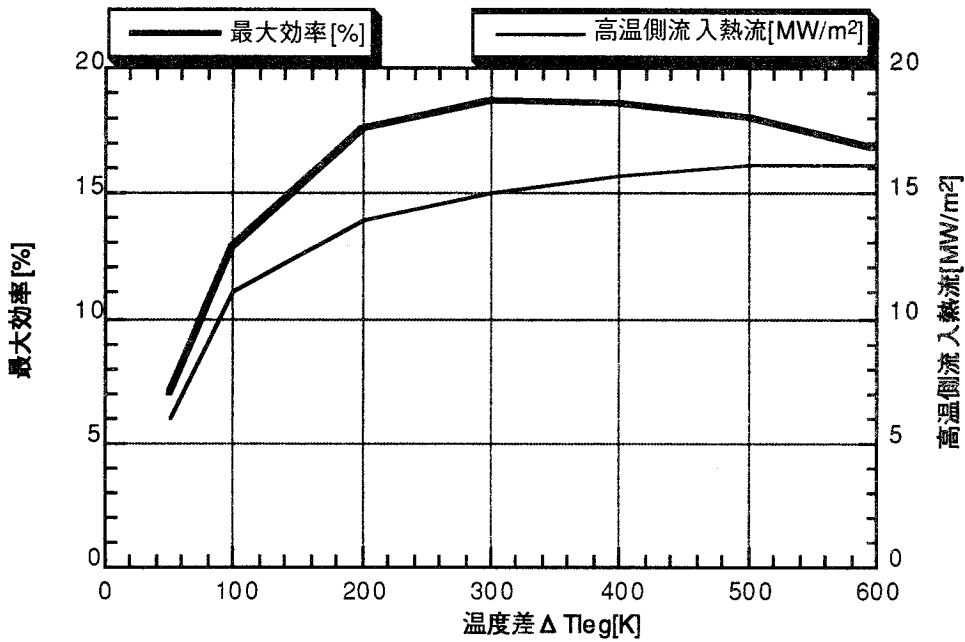


図 3.3.6 $600 \pm \Delta T_{\text{leg}}/2$ [K] での最大効率と高温接合部からの流入熱流束

熱電材料が最大効率（19%）を示すのは加えた温度差が 300[K] (750[K]-450[K]) で、通電電流が 100[kA] の時であった。ちなみに、この時の高温側より流入する熱流束は 2016[kW/m²] で、この値は前節に示した高速増殖炉を用いた、液体金属加熱、液体金属冷却で得られる熱流束の領域と一致しており発電器との整合性が高いことが確認された。ゼーベック係数の温度特性を見ると 400～800[K] でゼーベック効果を示しているが、図 3.3.6 を見るかぎりでは、 $\Delta T_{\text{leg}}=300$ [K] より $\Delta T_{\text{leg}}=400$ [K] の方が効率が低下している。これは低い温度域まで利用することにより内部抵抗が増加し、電気出力の増加が少なくなり、さらに高温部からの熱流は増加する事が原因となった。

<3>アモルファス FeSi_2 薄膜の物性値と熱電変換特性の関係 ゼーベック係数、電気伝導度が大きく、熱伝導度が小さな材料が熱電材料としてすぐれた材料であることは周知であり、その性能は一般に性能指数を用いて評価されている。性能指数では素子の物性値の平均値を用いて評価しているので、たとえ性能指数が同じ値を示す場合であっても、物性値の温度特性の違いにより異なった発電特性を示す可能性がある。たとえば、平均ゼーベック係数が同じであってもゼーベック係数の温度特性の違いにより、熱電変換効率が異なる可能性もある。

そこで、ゼーベック係数の温度依存性が効率に与える影響を明らかにするため、図3.3.7に示すように、アモルファス FeSi_2 の実測値 ($k=1.0$ の曲線) の他に3種類のゼーベック係数の温度特性を仮定してその他の物性値は同一の特性として、計算により特性を比較した。 $k=0.5$ 、 0.67 の曲線は実在の素子特性 $k=1$ と平均ゼーベック係数が同じで、ピーク値が k 倍のものを示しており、もう一例は $k=1$ の曲線より $10[\text{mV/K}]$ 以上の部分をカットした特性を示している。熱電変換効率の計算結果を図3.3.8に示す。これから k の値が小さなもの、すなわちゼーベック係数の温度依存性が弱く強いピークを示さないものが、高い効率を示すことが分かった。ピークを強く示す熱電材料を用いた場合図3.3.5で見られる様な温度分布の平坦な領域が拡大し、高温接合部近傍における温度勾配が大きくなっていることから、高温接合部からの流入熱量が過大となって効率が低下するものと考えられる。

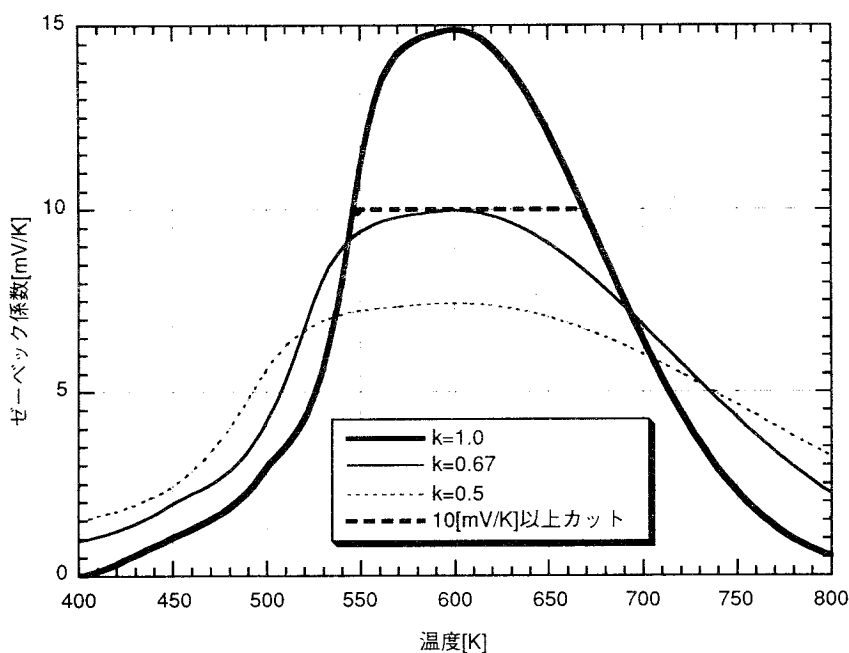


図3.3.7 FeSi_2 素子の解析のための仮想物性値

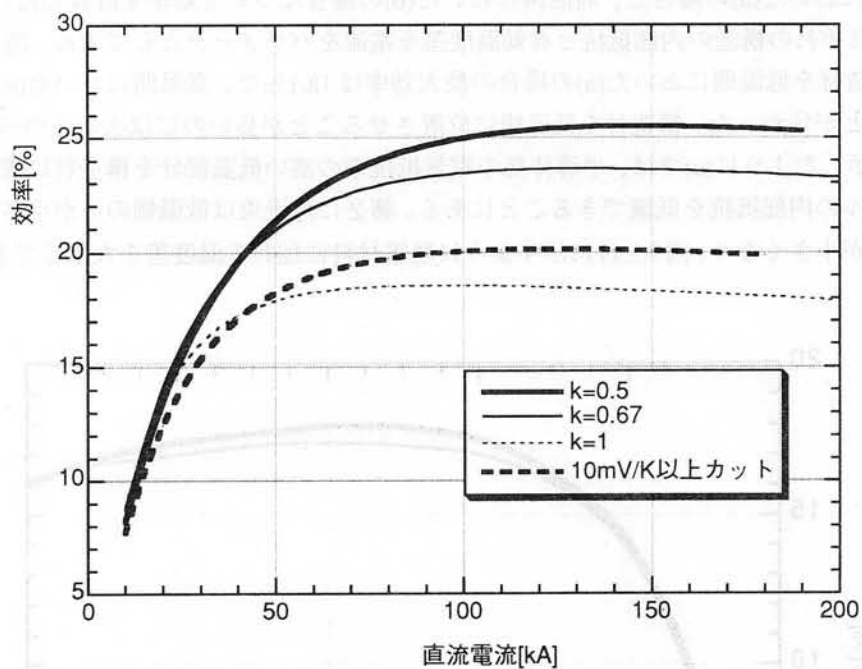


図 3.3.8 仮想物性値に基づく熱電変換効率の計算結果

3.3.3 構造材を含めた熱電素子の特性解析

アモルファス FeSi_2 薄膜のような熱電材料は単独では機械的強度が弱いのでステンレスなどの構造材の面上に蒸着される必要がある。熱電素子が構造材と熱電材料とからなる場合は、3-2節で検討した材料単独の場合と違って構造材における温度降下が生じるので、同一の熱源を利用した場合、熱電材料の両端に加わる温度差は3.3.2の場合より小さくなる。そこで構造材を考慮した場合について、3.3.1の手法により解析を行なった。

<1> 構造材の最適な箇所の検討 構造材と熱電材料から熱電素子が構成される場合、構造材が熱電素子全体のどの部位を占めるのが効率の面から最適となるのかを検討した。ここでは、構造材として1mm厚のステンレスを、熱電材料として500 μm 厚の FeSi_2 を用いた図3.3.9の構造の熱電素子を対象とした。なお熱媒体は高温側が液体Na(750K)、低温側がNaK(400K)である。ともに液体の流束は6.0[m/sec]とした。

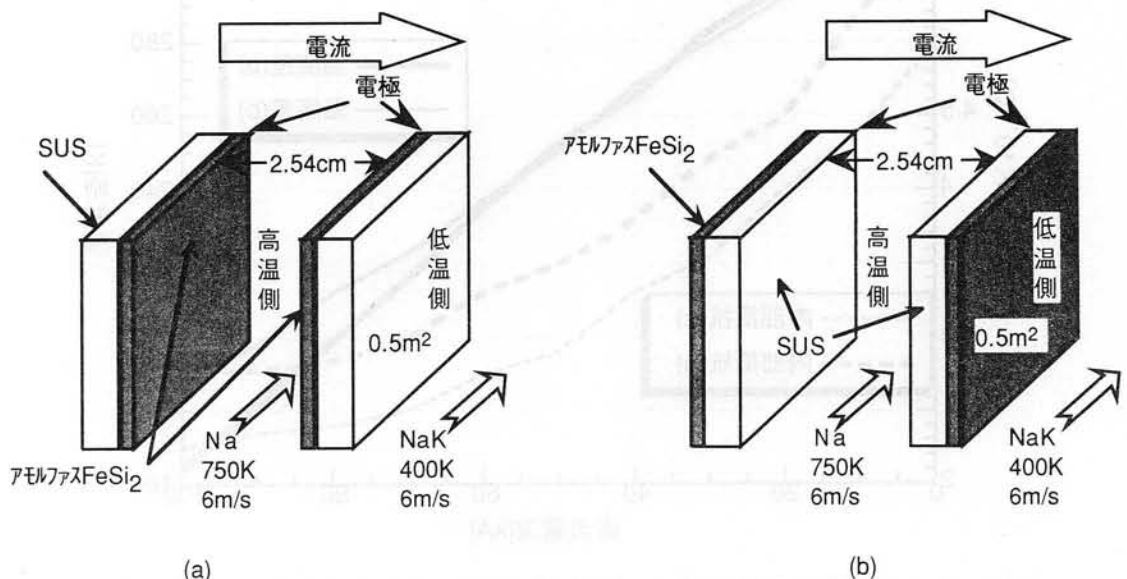


図 3.3.9 構造材を考慮した FeSi_2 膜状素子のモデル

構造材を低温側においた(a)の場合と、高温側においた(b)の場合について効率を計算した。結果を図3.3.10に示す。またそれぞれの構造の内部抵抗と有効温度差を電流をパラメータとして求め、図3.3.11に示した。結果として、構造材を低温側においた(a)の場合の最大効率は18.1%で、高温側においた(b)の場合の17.5%に比べ大きいことが分かった。構造材を低温側に位置させることが良いのには次の2つの理由がある。第一に図3.3.11に示したように(a)では、半導体部の電気抵抗率の高い低温部分を構造材に置き換えることによってモジュールの内部抵抗を低減できることにある。第2に熱流束は低温側の方が小さいので構造材における温度落差が小さくなり、図3.3.11に示すように熱電材料に加わる温度差を大きくできるからである。

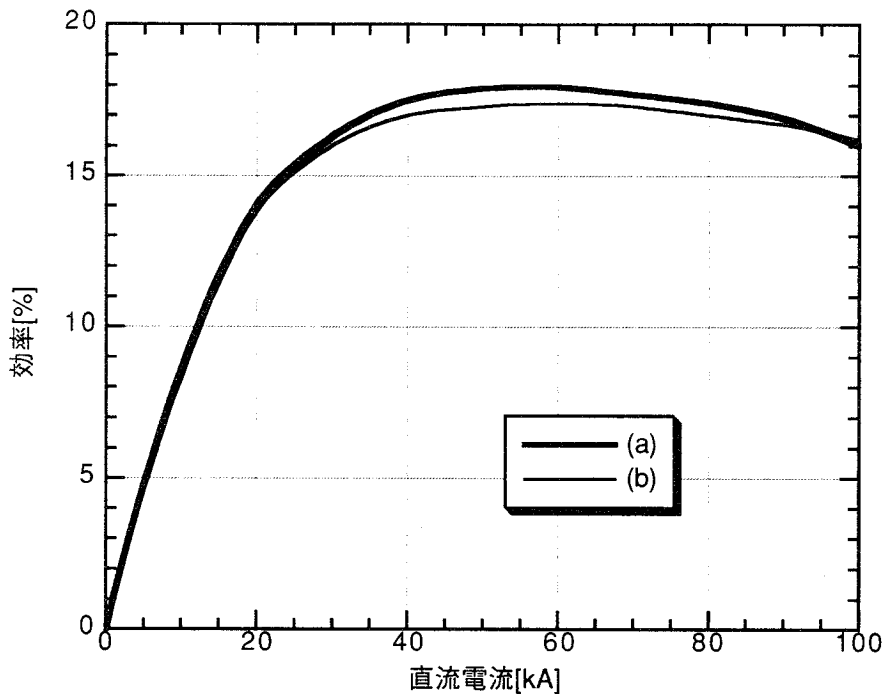


図 3.3.10 FeSi₂ 膜状素子のモデルの特性計算結果（効率－電流特性）

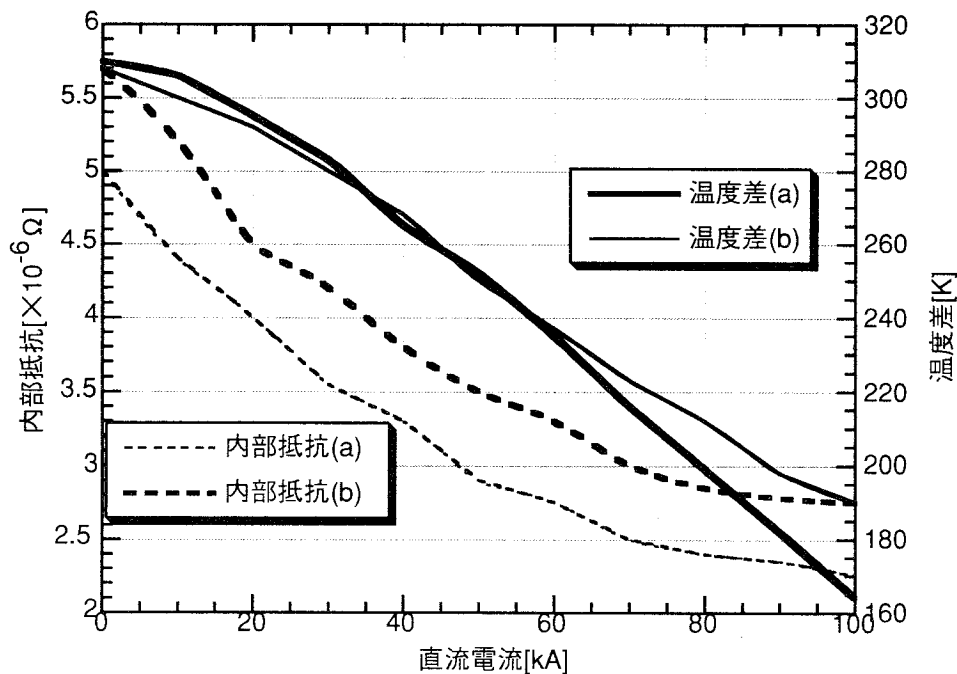


図 3.3.11 FeSi₂ 膜状素子のモデルの特性計算結果（温度差、内部抵抗－電流特性）

<2> 熱電材料の最適厚さの検討 熱電材料の最適厚さを求めるため、図 3.3.9(a)に示すモデルにおいて、熱電材料の厚さを変えて最大効率とその時の出力を計算した。結果を図 3.3.12 に示す。ここでは構造材として厚さ 1 [mm] のステンレスを低温側に用いた。その他の計算条件は 3.3.1 の場合と同じである。これらの結果から、構造材の厚さ 1 [mm] に対して熱電材料の厚さを変えた際の、熱電発電の比出力を求め、これから熱電材料の厚さは 300 ~ 500 [μ m] 程度が最適であることがわかった。また、この範囲で高温接合部における熱流束は 1500 ~ 2000 [kW/m^2] であり高速増殖炉を用いた液体金属加熱、液体金属冷却のシステムで得られる熱流束の領域に適合している。

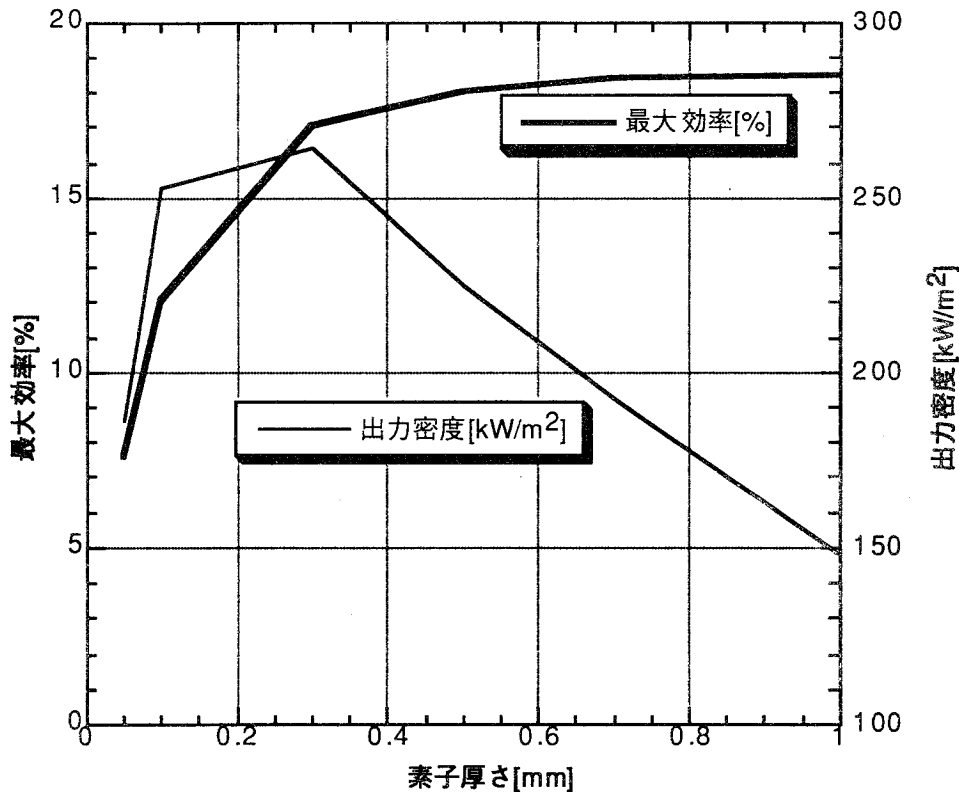


図 3.3.12 膜厚をパラメータとした FeSi_2 膜状素子の特性計算結果

<3> 熱電素子の最適形状の検討 アモルファス FeSi_2 の温度特性を考慮して素子の最適形状について検討した。アモルファス FeSi_2 の電気抵抗率は 400 K で $1 \times 10^{-2} [\Omega \cdot \text{m}]$ 、700 K で $5 \times 10^{-3} [\Omega \cdot \text{m}]$ と低温域で特に大きい。したがって、素子の断面積が一定であるとする、低温部の電気抵抗が支配的となる。そのため、高温部の断面積を低温部より小さくした場合でも内部抵抗はほとんど増加しない。そこで、熱電素子の最適形状として図 3.3.13 に示すピラミッド形を考案し、高温側面積と低温側断面積との比が最適地について検討した。そこで幾つかの面積比を仮定し、効率、出力密度を求めた。結果を図 3.3.12 に示す。ピラミッド形素子では最大効率を示す電流値が低くなりより広い電流範囲で高効率を得られる事が分かった。また出力の面でも平板な通常の形状と差異の無いことが確認された。素子の形状がピラミッド形で、素子の断面積で側と高温側と低温側の断面積の比が 1:10 や 2.5:10 の場合は、高温側より素子へ流入する熱流束は 20 [MW/m^2] まで増加している。結論として、効率の観点から見ると 1:10 の場合が最適であると考えられる。また、ピラミッド形素子は平板素子より熱電材料の使用量を低減でき、熱応力の面からも平板形よりも有利であると考えられ、上述の効率の点もあわせ多くの利点がある。

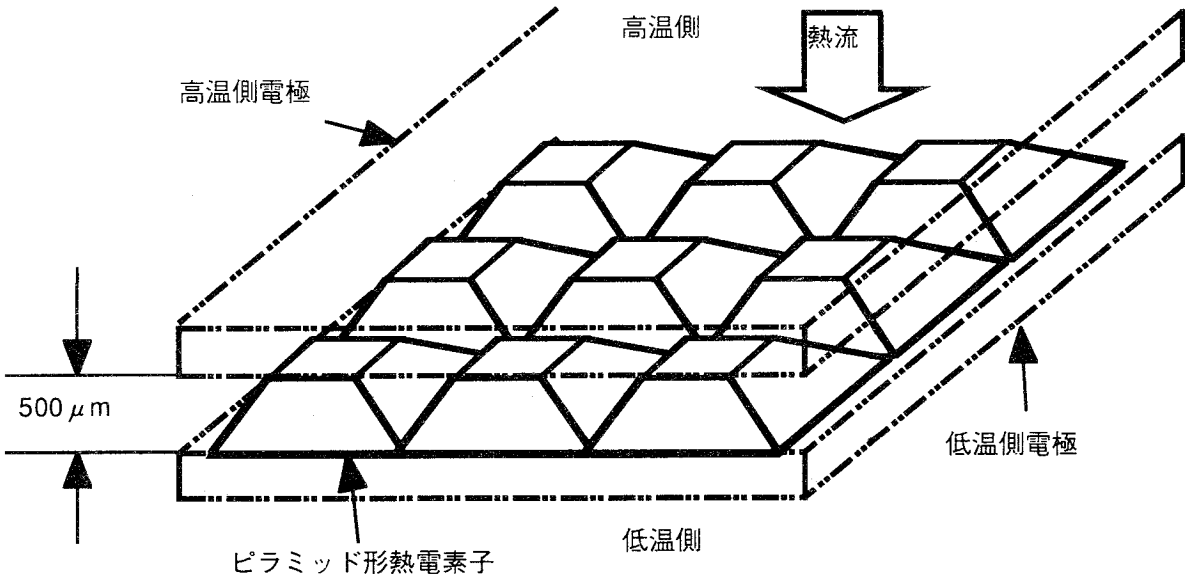


図 3.3.13 ピラミッド型の素子

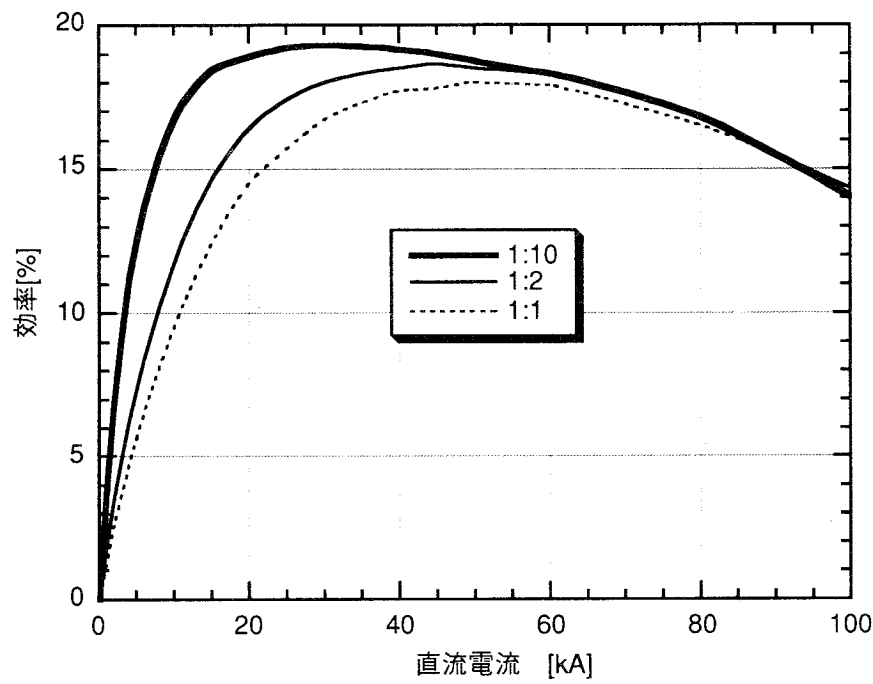


図 3.3.14 素子形状と効率との関係

3.4 FeSi₂膜状素子熱電発電の要素モデルによる検討

熱電発電材料であるFeSi₂は近年、イオンクラスタービーム(ICB)を利用した薄膜形成などイオンビーム工学を応用した製作技術など、飛躍的な革新がみられ、高性能、低コストな熱電発電材料が供給されることが期待されている。¹⁾前節まではこのような現状のトップデータに基づくシミュレーションを中心に、高速増殖炉への適用検討を行った。しかしながらそれらの材料と、現状で供給可能な焼結形FeSi₂系材料との間には相当な性能の開きがある。そこで、現状の焼結形FeSi₂に基づき、本章で提案する膜状熱電素子を構成した場合について、シミュレーションならびに要素モデルによる実験から検討した。焼結形FeSi₂はモジュールに加工する際、従来はp n 1対の構成とし、冷間プレス焼結法により高温側の接合を行っていた。しかし、膜状素子を用いた大容量発電器を構成するためにはp又はn形単独でのモジュール化が必要となる。そのため、電極接合を含めた種々の問題が生じた。本節ではその問題なども含め、検討結果を述べる。

3.4.1 熱電発電器のための熱電素子の最適厚さ

焼結形FeSi₂の物性値は図3.4.1に示されるような温度特性を有する。焼結形FeSi₂を熱電発電素子として利用する場合の最適厚みについて次のように検討した。

簡単のため、図3.4.2に示すような構成の発電器を想定し、その発電器にTh = 750[K]、Tc = 400[K]の流体を通じたときの発電器の最大出力と最大効率を求め、図3.4.3に示した。図から分かるように、焼結形FeSi₂の場合、厚さが1[mm]付近で効率、出力とも高くなっており、最適厚さは1[mm]前後といえる。

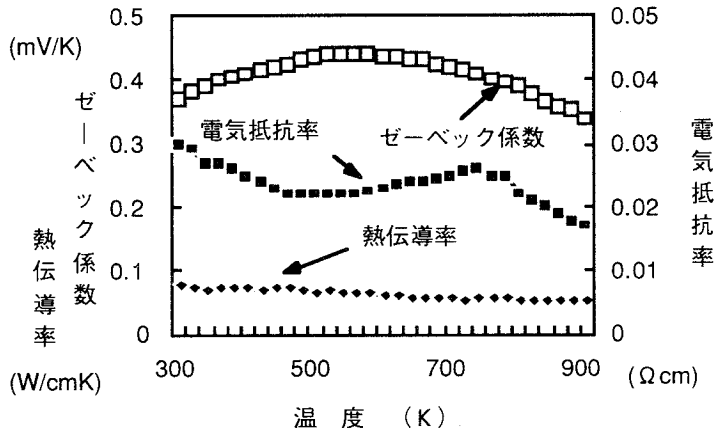


図 3.4.1 焼結形 FeSi₂ の物性値

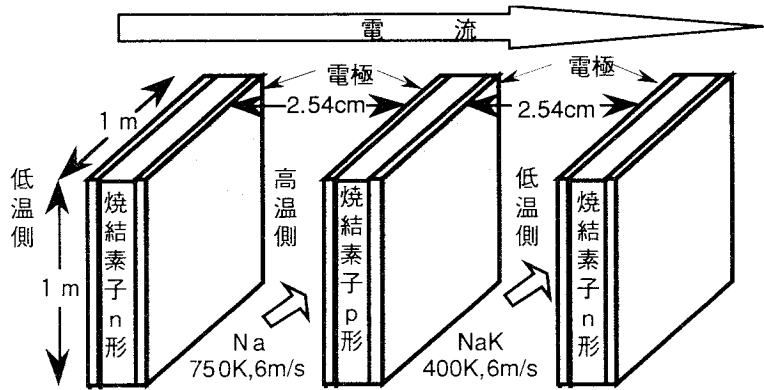


図 3.4.2 最適化のための熱電発電器モデル

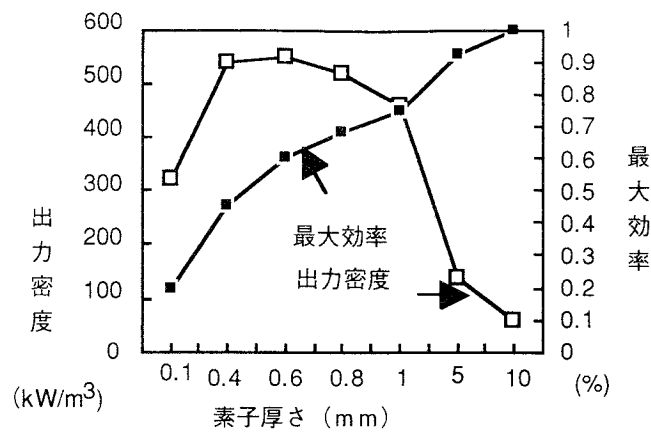


図 3.4.3 熱電発電器の出力密度、最大効率

3.4.2 熱電発電器要素モデルの概要

大容量の熱電発電器を実現するためには熱電発電器の心臓部となる熱電素子からなる熱交換器部分を小形化する必要がある。そのためには、熱源から熱電素子への高密度の通過熱流束を実現せねばならず、熱源と熱電素子間の熱抵抗を可能なかぎり低減する必要がある。そこで本研究では熱源から熱電素子への熱伝導が接触熱伝導となるような加熱方式を採用し、円板状の焼結形FeSi₂を用いた直接加熱形の熱電発電器として、小形ヒータを用いた発電器要素モデルによりその特性を解明した。発電器の外観を図3.4.4に示す。3.4.1で最適厚さが1[mm]前後と判明したので、熱電発電素子として直径20[mm]、厚さ0.8[mm]の円板状の焼結形FeSi₂を用いた。熱電素子の両面はあらかじめ、めっきによるNi-Cu-Ni-Au層からなる表面処理を行った。電極としては銅箔(厚さ50[μm])を用いた。また、圧着性を高め、熱電素子と冷却管の間の熱抵抗を低減するため、インジウムを用いた。そして、図3.4.4のようにヒーターと冷却管の間に銅電極、熱電素子、銅電極、インジウムの順に配置し、ヒーター上部より荷重を加えた。素子加熱用のヒーターとしてマイカ式ストリップ形のヒーター(100 V 100 W)を用い、冷却用には肉厚1[mm]のアルミニウム矩形管に市水を通じて、冷却管とした。

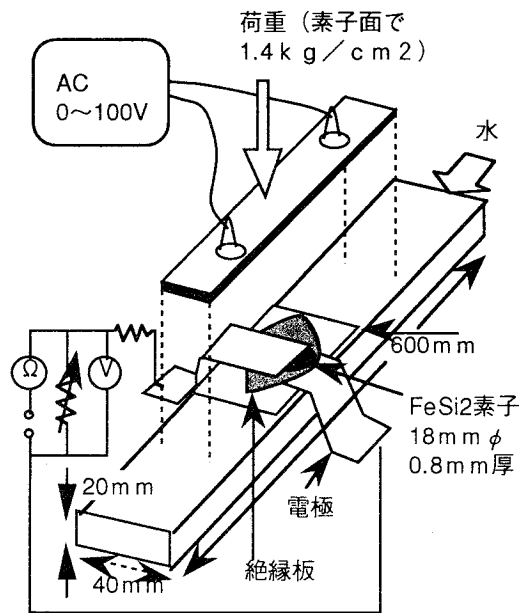


図 3.4.4 熱電発電器要素モデルの概観図

3.4.3 実験結果

実験の際には、熱電素子とヒーターの接触面温度を測定する代わりに外部の温度分布を観測した。ヒーターへの供給電圧によりヒーター温度を制御し、その際の発電機の電流、電圧特性を求めた。図3.4.5に各温度条件で得られた電流密度-電圧特性を示す。また、発電機の内部抵抗 $0.2[\Omega]$ のうち、 $0.16[\Omega]$ が測定系の導線部によるものなので、出力電力は通電電流より導線部で消費される電力を含めた値として図3.4.6に示した。文献値より得られた焼結形 FeSi_2 のゼーベック係数は図3.4.1で示される温度特性を有することから、発電機で実際に熱電素子の両面に生ずる温度差は $5 \sim 15[\text{K}]$ 程度で、全温度落差の $5 \sim 10\%$ しか発電に寄与していない事がわかった。今回製作した発電機では熱源-熱電素子間、熱電素子-冷却管間の熱抵抗を低減するため、ヒーターによる直接加熱やインジウムを利用した接触熱抵抗の低減を図ったが、効果が十分でないことが明らかとなった。

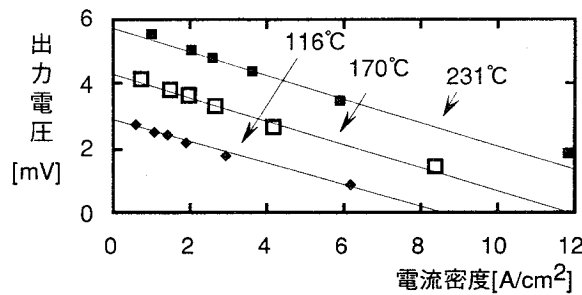


図 3.4.5 熱電発電機の電流密度-電圧特性

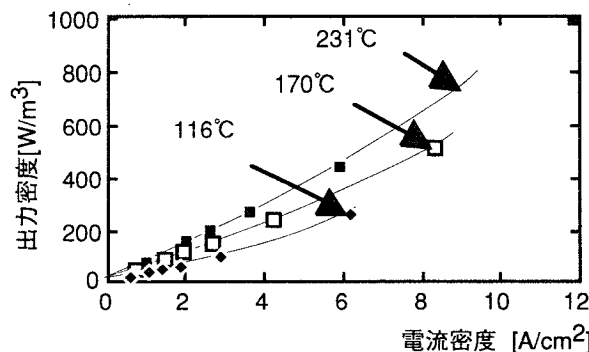


図 3.4.6 熱電発電機の電流密度-出力特性

3.4.4 まとめ

本節では、現状の FeSi_2 の性能レベルに基づいた大容量熱電発電機の製作の指針を示すため、まず熱電素子の温度特性を考慮した最適厚さの導出を計算機シミュレーションにより行ない、次に最適値に近い厚さを有する板状の焼結形 FeSi_2 熱電素子を用いて、熱電発電機要素モデルを作製し、熱電発電機の特性測定を行なった。その結果、大容量熱電発電機を目指した板状焼結 FeSi_2 の熱電発電モジュール設計のために次のような指針を得た。

- (1) 熱電材料の違いにより、熱電素子としての最適厚さがあり、焼結形 FeSi_2 の場合、最適厚さは 1 mm 前後である。
- (2) 熱電発電素子のモジュール化のための素子の表面処理は Ni-Cu-Ni-Au の多層めっきが有効である。
- (3) 板状の熱電素子を用いる場合、熱電素子と熱源、冷却管との接触熱抵抗が性能に大きな影響を与える。

3.5 結言

近年、アモルファス FeSi_2 のような大きなゼーベック係数を持つ熱電材料が発見され、その後も化学的に安定な金属酸化物半導体の中に ZnO 系材料や、 NaCo_2O_4 系材料など有望な熱電半導体が発見されている。今後、熱電素子の高性能化が進めば、高温度落差で熱電発電器を動作させる商用発電の実現の可能性がある。本章ではアモルファス FeSi_2 のような巨大な熱起電力を有する熱電素子を利用した場合、熱媒体として液体金属を用いた熱電発電を適用することにより、高速増殖炉を熱源としたコンパクトで可動部分の少ない、シンプルで経済的な大電力発電システムを実現する可能性があることを確認した。検証するシステムとして発電器に薄膜形 FeSi_2 素子を用い、高温側を液体 Na 加熱、低温側を NaK 冷却して高熱流束、高電流密度で熱流、電流を膜厚方向に流す方式を提案した。ここで提案したFBR熱電発電システムは水フリーの Na ループとなるため、液体金属ナトリウムと水による反応の危険性を回避した、「Inherent Safety」を実現可能とするシステムとなっている。

また温度依存性の顕著な材料を低温度落差で使用するアモルファス FeSi_2 薄膜熱電発電器の熱電特性を解析するため、実用の大電流密度領域での解析を可能とする新しい解析手法を開発し、それを用いて提案した熱電発電方式の成立性を確認した。また、この発電特性の解析結果を元に膜状素子を用いた熱電発電を、商用大電力発電に適用する際の発電器の設計指針ならびに発電に適した熱電材料開発のための指針を明らかにした。

3.6 第3章参考文献

- (1) A.E. Walter, A.B. Reynolds: "Fast Breeder Reactors", Pergamon Press (1981)
- (2) 中井靖:「液体金属冷却高速増殖炉用蒸気発生器の開発の現状」、原子力工業、第23巻、第2号、pp.34-40(1979)
- (3) 井上達也:「高速増殖炉「もんじゅ」発電所特集号、蒸気発生器」、三菱原子力技報、第58号、pp.18-22(1984)
- (4) 小林圭一:「高速増殖炉もんじゅ巨大核技術の夢と現実」、七つ森書館、pp.133-159(1994)
- (5) 松原覚衛:文部省科研重点領域研究 エネルギー変換と高効率利用H2年研究成果報告書、pp.297-304 (1991)
- (6) M.Ohtaki et.al.: "High-temperature Thermoelectric Properties of $(\text{Zn}_{1-x}\text{Al}_x)\text{O}$ ", Journal of Applied Physics, 79 (3), pp.1816-1818 (1996)
- (7) M.Ohtaki et.al.: "Thermoelectric Properties and Crystal Chemistry of Promising Oxide Candidate Na_xCoO_2 ", Proceedings of the 18th International Conference on Thermoelectrics (ICT'99), IEEE 99TH8407, pp.565-568 (2000)
- (8) 亀井満:「高速増殖炉工学基礎講座4. ナトリウム取扱技術 (その1)」、原子力工業、第35巻、第8号、pp.23-27 (1990)
- (9) 日本機械学会編:「伝熱ハンドブック」
- (10) K.Matsubara et.al.: "Amorphous FeSi_2 Films as a new Thermoelectric Material Prepared by Ionised Cluster Beam Technique", Proceedings of the 6th International Conference on Thermoelectric Energy Conversion, pp.1-6(1986)

第4章 焼却施設に適用する熱電発電器の開発

4.1 緒言

いわゆるゴミは文化の一つの指標であり、古くは縄文後期の遺跡において、当時のゴミ捨て場とみられる貝塚から貝殻、魚骨、不完全な土器が発見されるなど当時の日常生活を知る鍵になっている。現代の我が国においては1970年の廃棄物処理法制定以後、20年を経る間に高度成長をとげた経済とともに『使い捨て文化』が広く国民生活に定着し、不要物である廃棄物は両的に増大し、質的にも多様化した。生産活動、市民生活などにより発生する廃棄物は下水汚泥、産業廃棄物、いわゆるごみ（家庭からの排出ごみ）からなり、そのうちごみの約97%が地方自治体などにより回収され、処分されている。その量はここ数年をみても図4.1.1に示すように人口増加率より高い率で増加しており現在、全国で年間約5000万t(一人1日当たり約1.1kg)にもおよび、そのうち73%の3600万tが焼却処分されている。

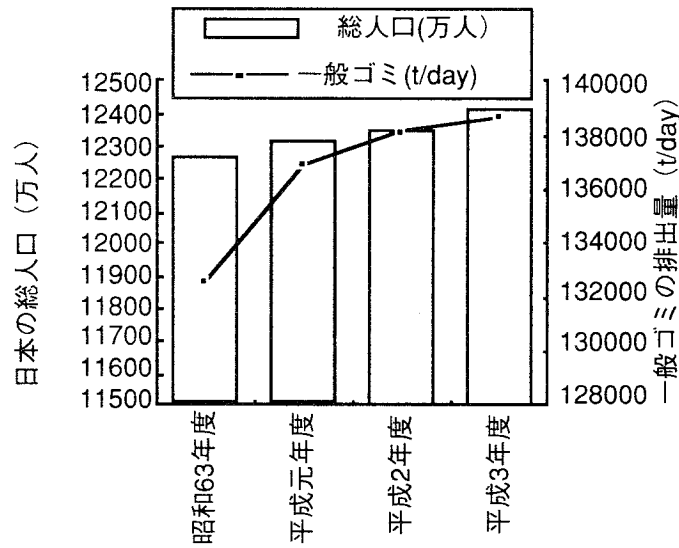


図 4.1.1 ゴミの発生量の推移⁽¹⁾

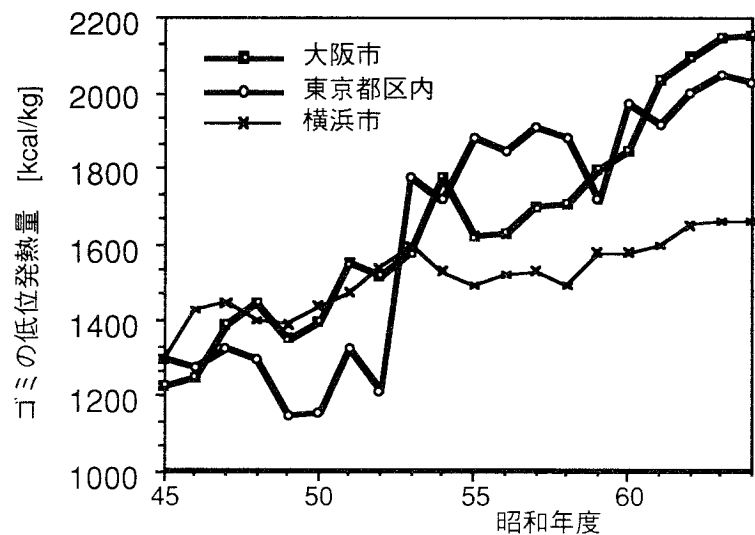


図 4.1.2 ゴミの保有熱量の推移⁽²⁾

焼却処分の目的は主にゴミの減量化にあるわけだが、近年図4.1.2に示すようにゴミの保有熱量が増大してきており、環境問題への配慮からもその焼却余熱の有効利用の促進が必要であると考えられる。全国約1900箇所の焼却施設において発生した焼却熱の一分は温水、蒸気、電力という形態で利用されているものの、その利用率は熱収支ベースで現在のところ10%程度（発電機効率 $20 \sim 30\%$ ）にとどまっており⁽³⁾、焼却施設の焼却余熱の利用状況は十分といえない。このような状況を踏まえ、通産省のエネルギー施策ならびに、廃棄物発電からの電力を積極的に購入するという電力9社の申し合わせにより、焼却施設における発電を積極的に展開していく道が開かれたといえる。したがって、現在発電を行なっている焼却施設は全国で116施設（平成4年度末）あるが今後さらに増加するものと思われる。

焼却施設でのエネルギー利用は次のような形態になっている。

- （1）蒸気の供給。
- （2）温水の供給。
- （3）蒸気を利用したスチームタービン発電。

現在のところ、焼却施設では燃焼熱の利用が促進されつつあるものの、特に小中規模の焼却施設における熱利用が立ち遅れているようである。焼却施設における発電設備は焼却炉に設置したボイラーを利用したスチームタービン発電が主流となっているが、焼却施設においては燃焼ガスが塩素分を含む腐食性ガスであるため、ボイラー管の腐食を低減するため、火力発電所などに比べ蒸気条件が悪くなっており、同時に発電効率も低くなっている。そのため、焼却施設における発電設備での蒸気条件を改善する方向でつぎのような試みがなされている。

- （1）耐腐食性の過熱器材料の採用⁽⁴⁾
- （2）高硫石炭との混焼による蒸気条件の改善⁽⁵⁾
- （3）他の燃料を使用したスーパーヒーターの採用（スーパーゴミ発電）⁽⁶⁾
- （4）ガスタービン発電システムとのコンバインドシステム⁽⁷⁾

このように廃熱利用技術の改善のために、火力発電で得られた技術により、現状の廃棄物発電の効率の向上が試みられているが、焼却熱の有効利用のもう一つの方角として廃熱回収、利用技術の改善、開発を検討する余地があると思われる。その方法として次のような提案がされている。

- （1）RDF（Refuse Derived Fuel）発電
- （2）発電システムへのヒートポンプの利用
- （3）発電システムへのヒートパイプの利用
- （4）熱電発電器の導入

（1）のRDF発電はゴミを固形化、燃料化し運搬、貯蔵可能なものとし、適当な時期、場所でその燃料を燃焼させ利用しようという概念である。ゴミに含まれる水分量が低下するため、さらに高カロリー化が進む以外はゴミとしての成分は変わらないので、腐食性ガスの発生、スケールの発生などの基本的な問題は解消されない。しかし、ゴミの変動量に対応しやすく、またより運搬が容易であることから、RDFを比較的設備の整った大形の焼却施設へ搬入、焼却することにより全体の焼却熱の有効利用が可能となる。（4）の熱電発電器は焼却施設での未利用熱を直接電気へ変換するシステムとして期待されている。未利用熱として次のような熱源が想定される。

- （1）発電設備を設置した大形焼却施設における未利用熱
- （2）発電設備を設置していない中小規模焼却施設における燃焼熱

（1）の場合は既存の発電設備に支障のない範囲で未利用となっている熱を熱電発電器をもって回収しようとするものである。（2）では、中規模であっても義務づけられているボイラーやスチームタービン発電機の定期点検などの維持管理の問題から、より必要なメンテナンスが少ない熱電発電器の単独設置の可能性がある。また、小規模の焼却施設において実施されているバッチ処理（一日のうち数時間のみ焼却作業を行う運転）の場合、安定した蒸気温度の実現が望めず、発電方式として熱源温度の変動に対応可能な熱

電発電の優位性が高まる。

このように熱電発電は特に中小規模で既存のスチームタービン発電設備が適合しない施設での電力回収に特に高い可能性があり、その廃熱のポテンシャルは年間56,474[GWh](重油換算で1370万キロリットル⁽⁸⁾)になり、有望なエネルギー源である。そこで、本章ではゴミ焼却熱を利用した熱電発電の実現を目的とした要素技術の開発のために株式会社クボタ技術開発研究所と神戸市立工業高等専門学校との共同研究として行った熱媒体油を作動媒体とした熱電発電の試作と、実際にゴミ焼却炉における実証試験に供された500[W]級プロトタイプ熱電発電装置の開発について述べる。

4.2 焼却炉に適用する熱電発電器の基本構成の検討

4.2.1 焼却施設に適した熱電発電器の選択

熱電発電器は宇宙利用⁽⁹⁾や僻地における電源⁽¹⁰⁾など、コスト面よりむしろその保守を要しない信頼性を重視するアプリケーションで利用されてきた。近年廃熱利用への社会的要請が高まる中、熱源の温度変動に対し柔軟に対応し、廃熱を利用した発電の実現のため熱電発電器が真剣に議論される⁽¹¹⁾に至り、熱電発電器もそのコストダウンが課題となっている。熱電発電器は熱源の温度変動に対し適応性があるものの、ビスマステルル系熱電半導体では300-500 K、鉛-テルル系熱電半導体では600-800 K、シリコン-ゲルマニウム系熱電半導体では800 K以上で有効に機能する温度範囲があり⁽¹²⁾、温度変動に対する適応性もそれらの温度範囲に限られたものである。したがって、発電器の設計の際には熱源に応じてまず適合する熱電材料を選択し、その熱電材料の特性に基づき、発電器各部の温度分布を計算し、熱電材料の厚みなどを廃熱回収場所（すなわち熱電発電器設置場所）毎に設計をする必要がある。しかし、そうした設計は多品種にわたる発電器の供給を必要とし、コストアップの要因となる。焼却施設における利用可能な廃熱源から熱媒体油を用いて熱回収を行う事を前提とすると、熱媒体油の動作温度が600K以下であることから使用できる熱電半導体は現時点ではビスマステルル系に制限される。一方、熱媒体油に熱交換することによって熱電発電器のレイアウトが廃熱回収場所から分離できると同時に排気より比熱の大きい熱媒体油に熱交換されたため熱電発電器に加わる温度がより均一に近くなる。このように(1)使用する熱電材料が限定される事、(2)発電器が廃熱源より分離された設計となる事、(3)熱電発電器へ加わる温度が均一に近くなる事によって、熱媒体油を使用した熱電発電器は仕様の標準化ならびに大量生産が可能となり、コストダウンの可能性はある。本節ではこのように大量生産によりコスト低減の可能性のある熱媒体油を作動媒体とする熱電発電器の構造について試作器を通じ、検討した。

4.2.2 熱電発電器の基本構造

循環する熱媒体により熱電モジュールを加熱、冷却する構造の熱電発電器には、直接熱交換型熱電発電器（図4.2.1(a)）と、間接熱交換型熱電発電器（図4.2.1(b)）などがある⁽¹³⁾。直接熱交換型熱電発電器は循環する熱媒体と熱電モジュールが直接接触し、熱交換を行う。間接熱交換型熱電発電器は、熱媒体は伝熱管内部を流れ、熱電モジュールは伝熱管により加熱冷却される。そこで、両者の比較のために、まず特性の予想の困難な直接熱交換型熱電発電器を試作し、評価することとした。

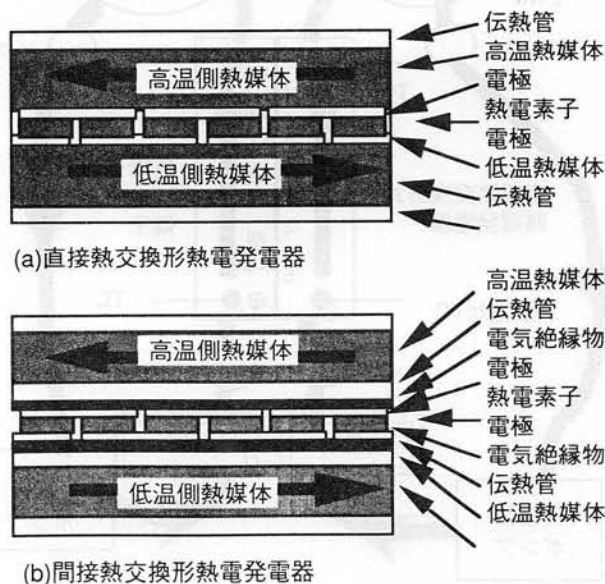


図 4.2.1 熱交換式熱電発電器の基本構成

4.2.3 熱媒体油を作動媒体とする直接熱交換型熱電発電器

ここでは、直接熱交換型熱電発電器の特性を評価するため、要素モデルの試作試験を行い、その結果をもとに、直接熱交換型熱電発電器の適用可能性について検討した。図4.2.2に、試作した直接熱交換型熱電発電器の構造を示す。ここではHi-Z Technology社のHZ-14モジュールを5個使用した。図4.2.3の構成をした加熱熱媒体油ならびに冷却用熱媒体油を循環させる試作器の試験装置を製作し、発電特性を測定した。

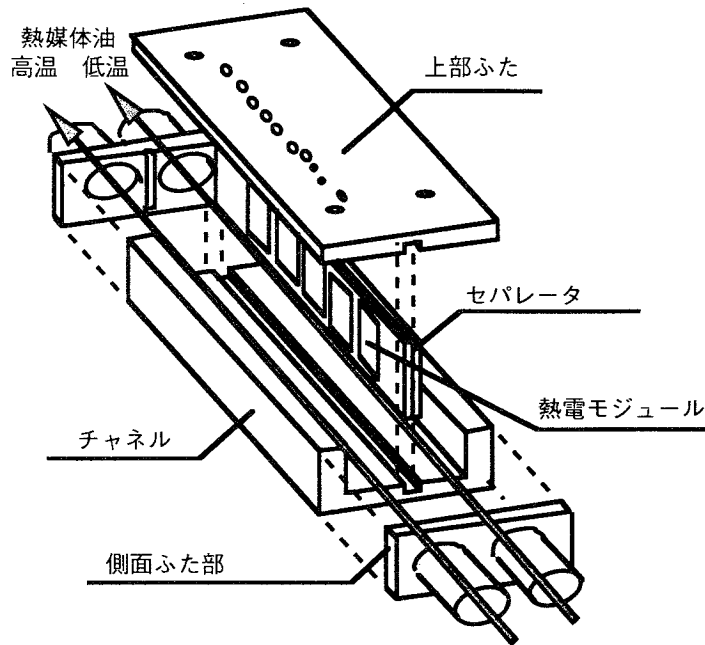


図 4.2.2 試作した直接熱交換型熱電発電器の構造

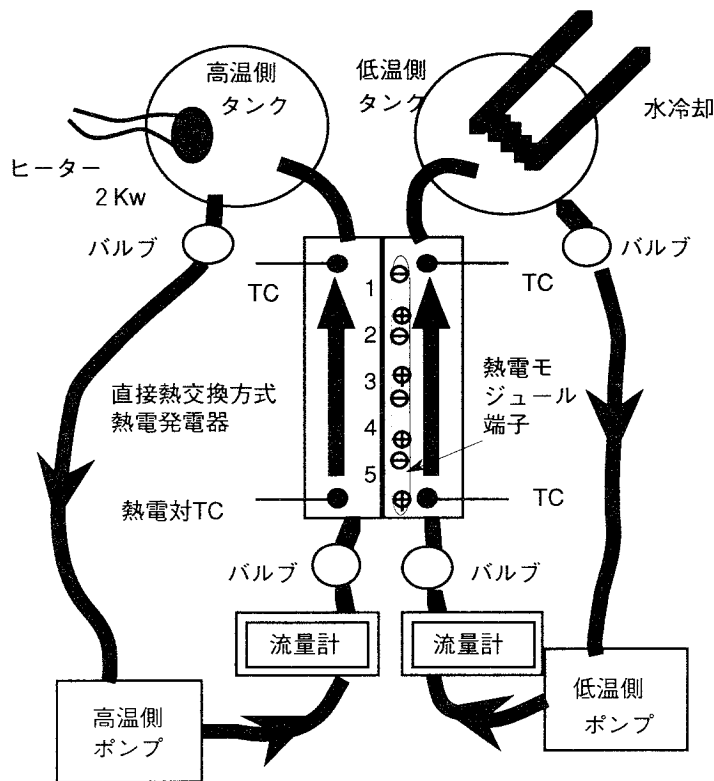


図 4.2.3 試作発電器の実験装置構成

熱媒体油入口温度差 $\Delta T = 70[\text{K}]$ 、流量 $70[\text{Liter}/\text{min.}]$ の条件において、発電器に装備した5個のモジュールについて箇々に電気出力を測定すると、図4.2.3に示すように各々のモジュールの出力値には3倍もの開きがあった。発電器の流量をパラメータとして最大出力 P_{max} と負荷電流 I との関係を図4.2.5に示した。

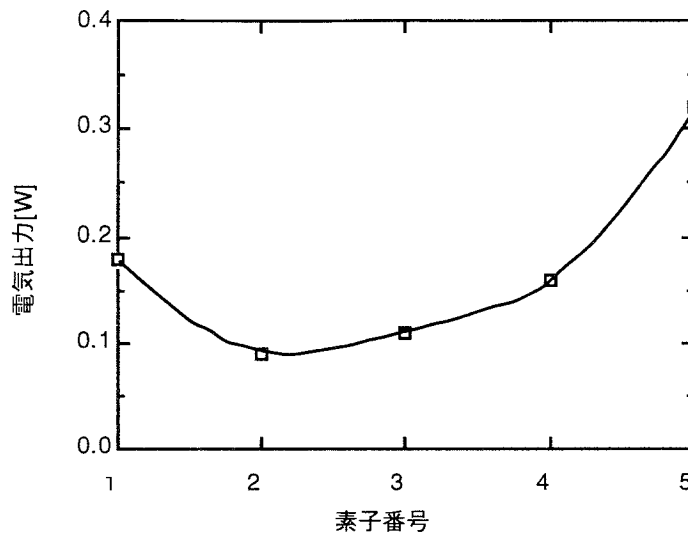


図4.2.4 試作発電器の発電特性(モジュールごとの出力のばらつき)

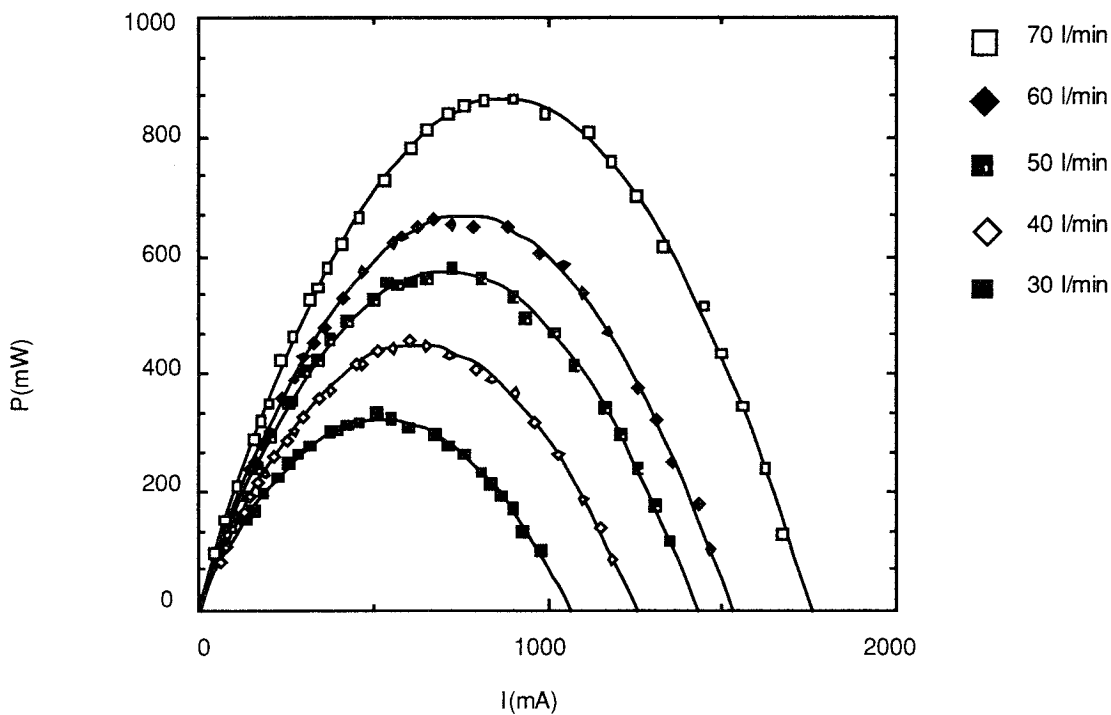


図4.2.5 試作発電器の発電特性(P_{max} - ΔT 特性(パラメータ：流量))

4.2.4 直接熱交換型熱電発電器の評価

図4.2.4に示すように各モジュールの出力には大きな差がある。この差は熱電モジュールへの熱伝導の特性に大きな違いによって生じている。この発電器の場合、伝熱部を構成するチャンネルの長さが口径に比べて短いため、チャンネルの入口、出口からの距離が短く、すべての区間が流体の流れの発達していない助走区間となる。したがって、出入り口の付近が中央付近に比べ、熱伝達係数が相当大きくなっており、中央部のモジュールは出入口付近のモジュールより出力が大きくなる。さらに、数℃ではあるが入口付近の方

が出口付近より温度差が大きいので、結局入口付近のモジュールの出力が最大となっている。しかし、その最大となったモジュールの出力でさえ、高々300[mW]であり、使用したモジュールの性能は13.5Wの最大出力時がモジュール両端の温度差が200[K]であるところから逆算すると、本実験におけるモジュール両面の温度差は約30[K]となり、熱媒体油温度差70[K]の40%程度に過ぎない。

このように直接熱交換型熱電発電器では現状の平板構造のモジュールを使用する限りは、熱伝達特性を大幅に改善することは困難であると思われる。そこで、次節以降については間接熱交換型熱電発電器に中心を置き、開発の方向を考える。

4.3 高温熱媒体油加熱熱電発電器の実験的検討

4.3.1 焼却施設に適応した高温熱媒体油加熱熱電発電器

前節で示したように、直接熱交換型熱電発電器はモジュールへの熱伝達に特に問題があるので、本節では間接熱交換型発電器について試作を通じ、検討を行う。大量生産を目的とした設計を目指す場合、構成要素そのものを規格化し大量生産に結びつける必要がある。熱電発電器は熱媒体油で加熱、水冷却するものとしたので、全体としては熱媒体油から水への熱交換器を構成している。したがって、熱交換を行う水や熱媒体油を効率的に流すチャンネルを有する熱交換器を必要とする。そこで、熱伝導性の高い銅ブロック内にチャンネルを有する平板上の熱交換器を作成した。この熱交換器は平板状をしているので、以降熱交換板と呼ぶことにする。熱交換板はモジュールのサイズにあわせた形状が望まれるが、1モジュールに1対の熱交換板を使用すると、製作行程における工数が過大となるので、数モジュールを挟みこめるだけのサイズとすべきである。また、そのサイズを大きくし過ぎるとモジュールを固定する場合の圧接力の確保や、平板の歪みが問題となるので、適正なサイズにとどめる必要がある。熱交換板のチャンネル部は今回はボール盤による穿孔を行いチャンネルを作成したが、大量生産時には2つの部品に分割した鋳造品による供給が可能である。熱交換板への熱媒の供給にはヘッダーを設置し、並列に設置された熱交換板に平等に熱媒を供給する工夫が必要である。熱交換板の両面を平面研削後、サンドブラスト処理し、アルミナを溶射した。このアルミナ溶射により熱電モジュールとの電気絶縁が確保される。これを利用して水熱交換板-モジュール-熱媒体油熱交換板-モジュール-・・・-モジュール-熱媒体油熱交換板-モジュール-水熱交換板の積層により発電器を構成をする。これらを上部より荷重を加え、熱的に良好な接触状態を維持する必要がある。コイルバネなどによる締めつけ圧力の確保が必要である。以降これらの要件を満たす発電器を試作し、評価した結果を示す。

4.3.2 高温熱媒体油加熱熱電発電器の試作

熱電発電器は熱交換板と熱電発電素子を積層する構造になっており、全体として図4.3.1に示す構造になっている。また各段の熱交換板は下側より冷却-加熱-冷却-加熱-冷却の構成になっており、冷却用の熱交換板には冷却水を流す配管が、加熱用の熱交換板には加熱用の熱媒体油を流す配管がそれぞれヘッダーより接続されている。ヘッダーは並列に接続された熱交換板に平等に冷却水、熱媒体油を流す機能があり、熱媒体油と冷却水が向流となる流路構成としている。

用いた熱交換板は銅製であり、図4.3.2(a)に示された構造をしており、内部の流路の断面は直径10[mm]の円となっている。熱交換板内の温度を均一にするためには図4.3.2(b)の構造の方がより理想的ではあるが、ヘッダーとの配管接続数が極めて多くなり、製作工程の少なくなる方式を採用すべきであると考え、図

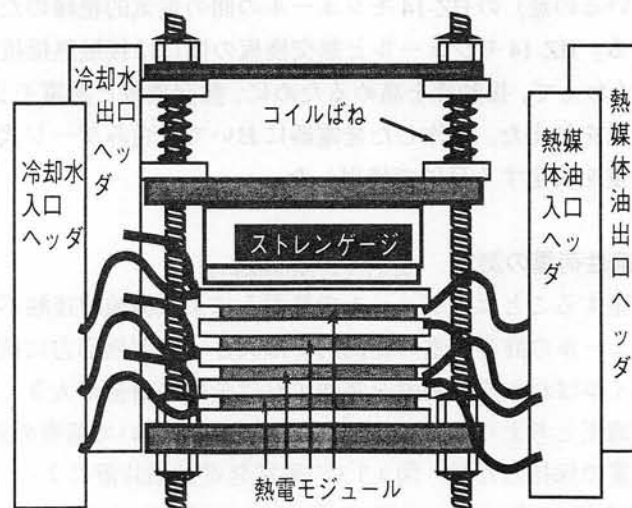


図 4.3.1 試作熱電発電器の流路構成

4.3.2(a)を採用した。しかしながら、図4.3.2(a)の流路を採用した場合、熱交換板内で図中A方向の熱伝導が発生し、エクセルギーロスが発生する、熱板内の温度が均一でないなどの問題が懸念される。

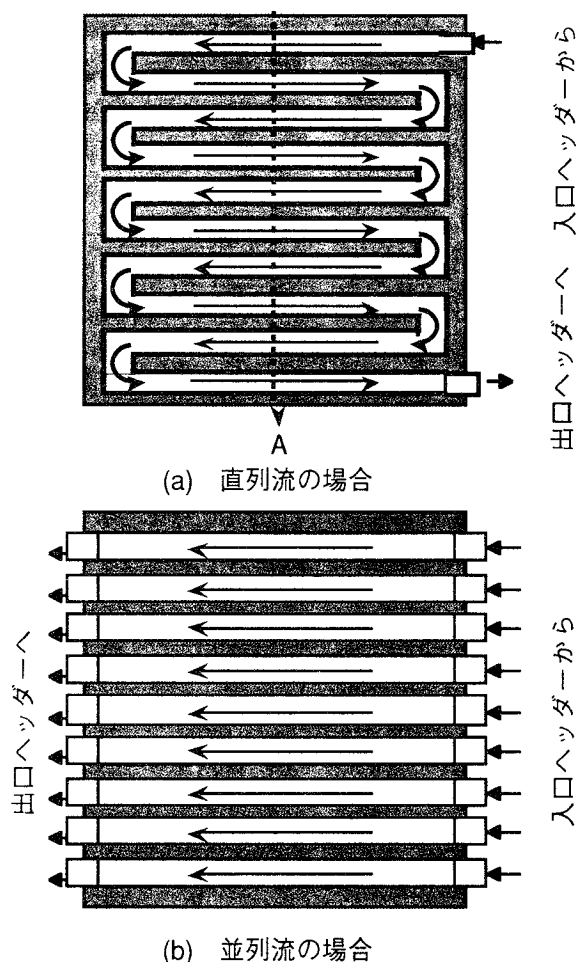


図4.3.2 熱交換板のチャネル構成

次に使用する熱電モジュールについて示す。各層に6枚、合計で24枚の熱電モジュールを使用している。ここで使用した熱電モジュールは米国Hi-Z Technology社のHZ-14モジュールである。また、熱交換板とスケルトン（電極が露出しているの意）のHZ-14モジュールの間の電氣的絶縁のために、熱交換板の表面には予め絶縁処理を施している。HZ-14モジュールと熱交換板の間には接触熱抵抗の低減のため、熱伝導性グリースを塗布している。くわえて、接触性を高めるために、熱交換板と熱電モジュールを挟み付けた後、全体にコイルばねによる荷重を加えた。試作した発電器においては歪みゲージ式の荷重計（ストレンゲージ式）を設置し、適正な荷重を決定する目的で使用した。

4.3.3 試作発電器における適性荷重の測定

熱交換板を垂直方向に加圧することはモジュールの熱歪みによる機械的接触不良を改善する効果があるので、その印可荷重はモジュールの許容荷重の範囲内では大きいほど熱応力に抗する性能は高くなる。しかしながら、必要以上のコイルばねや支持装置を装備すれば全体の構造が大きくなり不合理である。したがって必要最小限の荷重が適正と考えられる。ここでは本試作器を用いて荷重の適正值について検討した。測定にあたっては、設定荷重で保持した後、図4.3.3の熱電発電試験装置によって240[℃]の熱媒体油と30[℃]の冷却水を供給し、加熱冷却のプロセス（冷却のプロセスは循環させる熱媒体油の温度を低下させるのは現実的ではないのでここでは熱媒体油の循環を止めて、冷却水のみ循環させることによって全体の冷却を行う）を経て再度温度差を加えたときの開放起電力を測定する。設定荷重を徐々に上げていき、開放起

電力の上昇が飽和した時点で今度は、反対に設定荷重を下げていく。その際、設定荷重が低下しても開放起電力が低下しない設定荷重の最小値をこの試作発電器における適性荷重と考えた。図4.3.4に設定荷重に対する開放起電力の変化を示している。○印が設定荷重を増加させる過程での測定値、×印が設定荷重を減少させる過程、△印が再度設定荷重を上昇させた過程の測定値となっている。図4.3.3が示すように、設定荷重を増加、減少させた後、再度増加させた際に600[kgf]において、ほぼ飽和出力に復帰しているのも、この試作器における適性荷重は約600[kgf]と考えられる。この値は圧力値としては0.28[MPa]に相当する。この値は使用したモジュールの製造元のHi-Z Technology社が推奨する1.37[MPa]⁽¹⁴⁾に比べ、かなり低い値に値になっている。この圧力値が適正値として採用できるのはこの試作器の構造に類似したものに限られるが、一つの標準として使用可能な値である。この値は常時の加圧値であり、図4.3.4が示すように一旦は約2倍の加圧を行った後、圧力を減少させる事が必要である。これはこの加圧プロセスにより、たとえば流動性のあるシリコングリースのうち余分な量がモジュール接触部より排除されたりするような熱伝導を促進するような不可逆な変化が生じていることが予想されるためである。

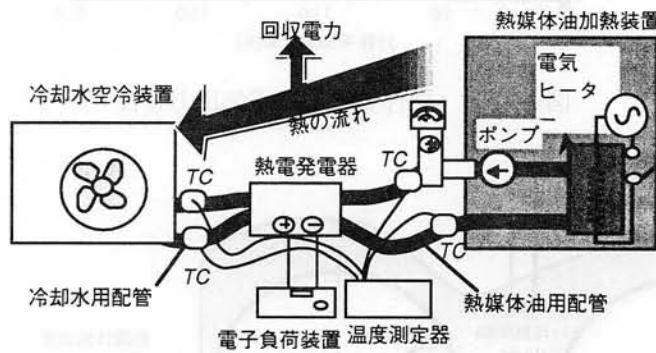


図 4.3.3 熱媒体油加熱熱電発電器試験装置

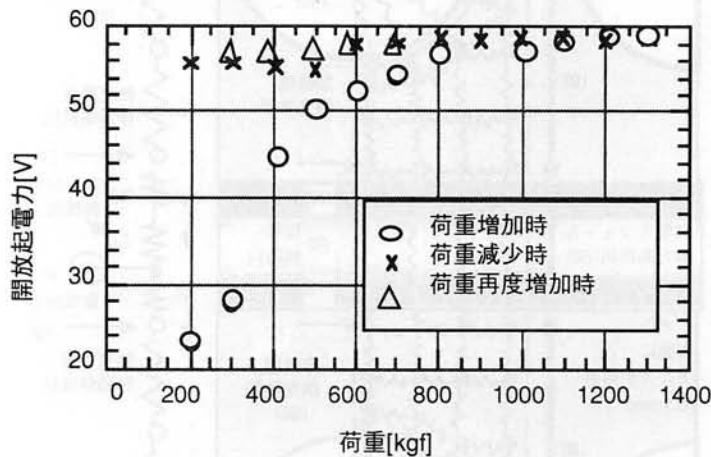


図 4.3.4 締めつけ圧力と開放電圧の関係

4.3.4 試作器の電気的特性

<1> 出力特性の測定 本節では試作発電器の電気出力特性について測定した結果を示す。特に断りの無い限り、熱媒体油流量 10.8[リットル/分]、冷却水流量 6.0[リットル/分]とする。試作器に装着した24個の熱電モジュールを全て電気的に直列に接続した際の出力特性について調べた。図4.3.5は供給熱媒体油と冷却水の対数平均温度差をパラメータとして得られた試作器の発電出力の特性を示している。図に示すように2次関数による回帰曲線とほぼ一致していることから発電出力は熱媒の対数平均温度差のほぼ2乗に比例している事がわかる。しかし、測定値は対数平均温度差150[K]までは近似曲線よりやや低い値を示している。これは次節で示すように熱媒体油の熱伝達係数が低温になるほど小さくなっているため、対数

平均温度差の小さい、すなわち熱媒体油の温度が低い際、熱電モジュールに加わる温度差が小さく、出力が低下傾向にあるものと考えられる。

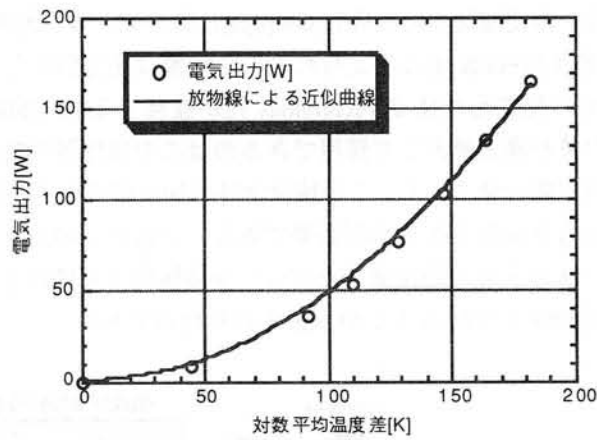


図 4.3.5 試作発電器の電気出力特性

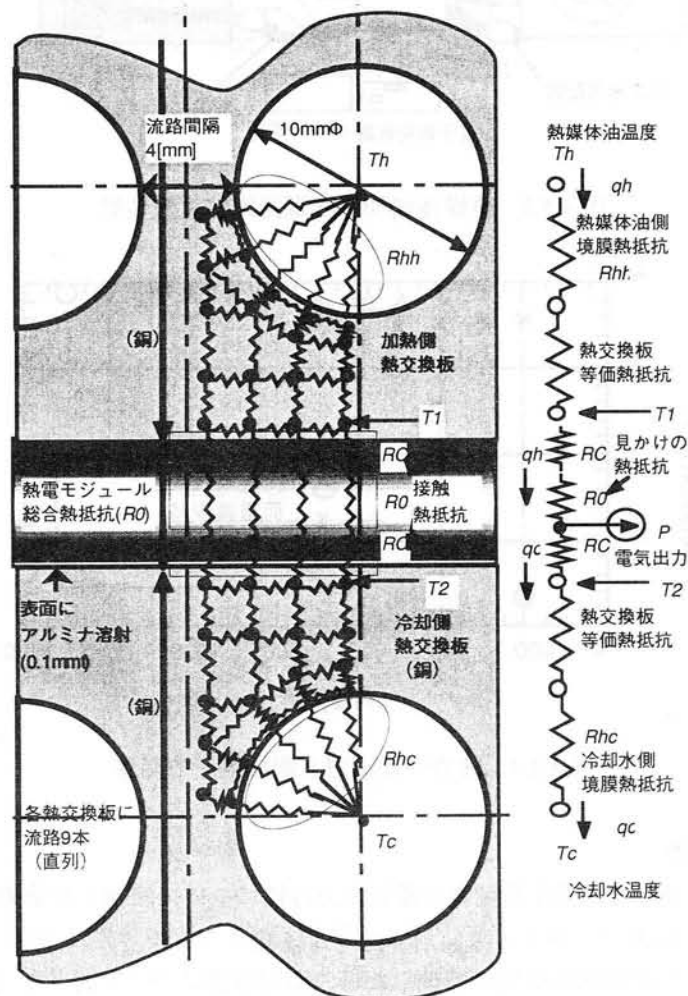


図 4.3.6 試作器の解析のための伝熱モデル

<2>出力特性の解析 本節では予め測定した熱電モジュールの特性から得られた熱電モジュールの見かけの熱抵抗をもとに試作器の出力特性を解析する方法とその結果について示す。<2.1>熱電モジュールの見かけの熱抵抗、出力の測定 図4.3.6に試作器の解析に用いた伝熱モデルを示す。図中に示す電気出力Pは熱電モジュールから電気的に取り出されたものであるが、ヒートバランスを簡潔に表現するため、ここではモジュール低温端より取り出されたものと仮定している。銅製の熱交換板の熱抵抗は熱電モジュールの熱抵抗や熱媒の境膜熱抵抗に比べ十分に小さい。そこで、高温側、低温側の熱交換板表面付近の温度は一樣であり、それぞれ T_1 、 T_2 であると仮定すると、発電器の伝熱回路は、図4.3.6右側に示すような1次元伝熱モデルで表現することができる。ここに、 R_c は熱電モジュールと熱交換板との接触熱抵抗、 R_o は熱電モジュールの見かけの熱抵抗を示す。熱電モジュールの見かけの熱抵抗 R_o は、熱交換板表面温度差 $\Delta T=T_1-T_2$ と熱流 q_h 、 q_c の関係から式(4.3.1)により定義される。

$$\Delta T = T_1 - T_2 = (R_c + R_o) \cdot q_h + R_c \cdot q_c \quad (4.3.1)$$

式(4.3.1)において、熱電モジュールの効率は5%未満と小さいことから、 $q_h \approx q_c$ であるので、式(4.3.1)よりも簡便な式(4.3.2)によって見かけの熱抵抗を求めることが可能である。

$$R_o = \frac{T_1 - T_2}{q_h} - 2R_c \quad (4.3.2)$$

まず試作発電器の特性を解析するために、図4.3.7に示す熱電モジュール試験装置により、ヒーター出力を調整しながら熱電モジュールの出力、見かけの熱抵抗を測定した。試作発電器とはほぼ同じ構成をした図4.3.7の測定装置を使用した場合、熱電モジュールとヒーター付き銅ブロック、冷却用銅ブロックの間の接触熱抵抗は図4.3.6に示す試作器の R_c とほぼ等しいものと考えられる。供試モジュールにおける見かけの熱抵抗を接触熱抵抗 R_c を含めた値 $R_o + 2R_c$ として、ヒーターの消費電力に相当する q_h と、 T_1 、 T_2 の測定値から式(4.3.2)を用いて求めた。結果を1モジュールの平均出力Pの変化とともに、図4.3.8に示す。ここで、パラメータとする温度差としては図4.3.6の伝熱モデルの $(T_2 - T_1)$ [K]の値、すなわち銅ブロック間温度差を用いた。無作為に選んだ10個のモジュールの測定の結果、熱電モジュールの見かけの熱抵抗と接触熱抵抗の和($R_o + 2R_c$)の平均値は温度条件によらずほぼ一定で1モジュールあたり0.56[K/W]、単位断面積あたり 2.0×10^{-3} [m²K/W]となっている。

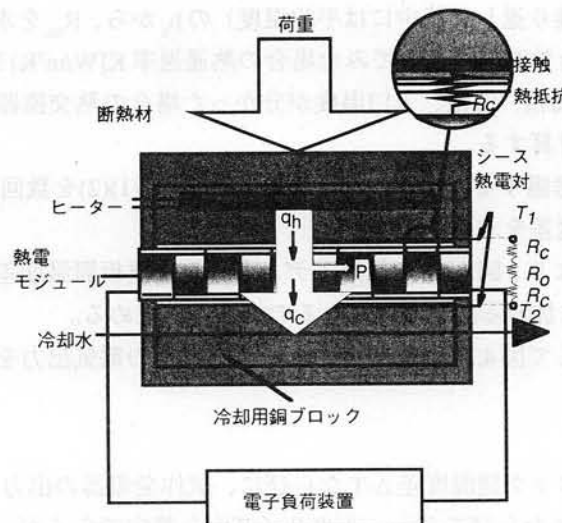


図4.3.7 熱電モジュール試験装置

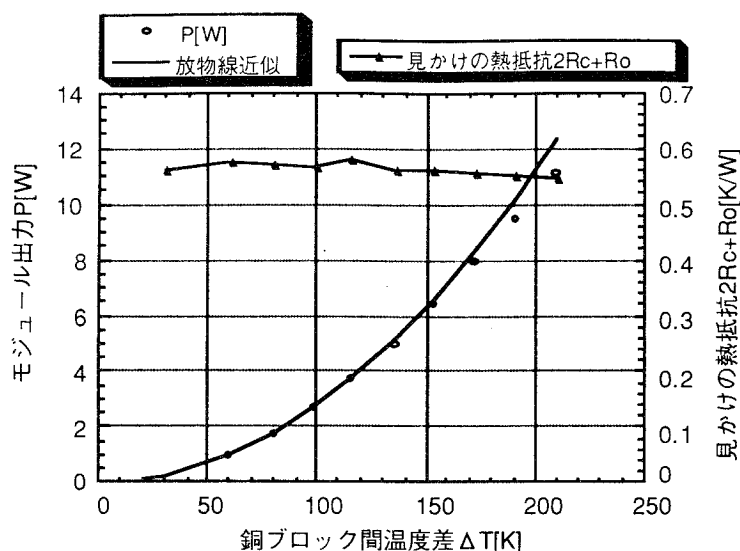


図 4.3.8 平均出力と見かけの熱抵抗

<2.2>出力特性の解析 ここでは上述した熱電モジュールの見かけの熱抵抗を用いて、試作器の特性を解析する。まず、図 4.3.6 の伝熱モデルにおける熱媒体-伝熱板間の境膜熱抵抗について述べる。境膜熱抵抗 R_{hh}, R_{hc} はそれぞれ熱媒体油、冷却水の流体特性によって決まる関数で熱媒体と熱交換板の熱伝達係数によって求められる。冷却水の場合、その温度はほぼ 30 [°C] 前後であるため、1 パスあたりの流量が 2.0 [リットル/分] の時、熱伝達係数は 2510 [W/m²K] となる。一方、熱媒体油の熱伝達係数は、その物理定数が強い温度依存性を示す⁽¹⁵⁾ ので、温度の関数として示される。熱媒体油の熱伝達係数を乱流の範囲で Petukhov-Gnielinski の式⁽¹⁶⁾ によって求め、図 4.3.9 に示した。ここで、1 パスあたりの熱媒体油流量は 5.4 [リットル/分] である。ただし、実際の解析には平均流体温度の物性値によって平均熱伝達係数を計算する必要がある。また流路が短く折り返した形状になっているため、流れの十分に発達していない場合に用いられる平均ヌセルト数の計算式⁽¹⁶⁾⁽¹⁷⁾ を用いて評価した。出力特性の解析にあたっては、以上の仮定に基づき、次の様な手順で熱交換板間温度差ならびに 1 モジュールあたりの出力を求めた。

- (1) 熱媒体油の入口温度（繰り返し計算中には平均温度）の h_h から、 R_{hh} を求め、 R_{hh} 、 $(R_o + 2R_c)$ 、 R_{hc} と伝熱面積から試作熱電発電器を熱交換器としてみた場合の熱通過率 K [W/m²K] を求める。
- (2) 熱通過率 K から、伝熱面積、流量、入口温度が分かった場合の熱交換器の解析手法⁽⁹⁾ に基づき、熱媒体油、冷却水の出口温度を計算する。
- (3) 物性値の温度依存性を考慮するために平均流体温度を求め、(1)(2) を数回繰返し計算し、得られた出口温度から向流の対数平均温度差を求める。
- (4) 求めた対数平均温度差より、図 4.3.6 の伝熱モデルから熱交換板間温度差 $\Delta T = (T_2 - T_1)$ [K] を求める。最上段、最下段と内側の 2 段に加わる温度差は異なるので別々に求める。
- (5) ΔT に相当する出力として図 4.3.8 から 1 モジュールあたりの電気出力を読み取り、4 段分のモジュールの出力を合計する。

以上の手順で求めたブロック間温度差 ΔT ならびに、試作発電器の出力の計算値を図 4.3.10 に示す。伝熱モデルの各寸法は図 4.3.6 ならびモジュールのサイズから算定できるが、参考のため、試作発電器 1 段あたりの伝熱面積ならびに熱抵抗について表 1 に示す。熱交換板最下段と最上段の場合、熱交換板が片面しか使用されていないので内部の有効な伝熱面積が 2 倍となっており、熱抵抗値は (1/2) となっている。図 4.3.10 の計算ではその効果を考慮している。図 4.3.10 に示すとおり、発電器の出力は熱媒体油の境膜熱抵抗（もしくは熱伝達係数）から、予め測定された熱電モジュールの平均的な発電特性に基づき計算された出力

(図4.3.10の出力期待値)とはほぼ一致している。試作器で採用した直列流の熱交換板では熱交換板内の温度が均一でないために期待された出力が得られないことが懸念されたが、本試作器による試験の範囲内では性能低下の問題の無いことがわかった。

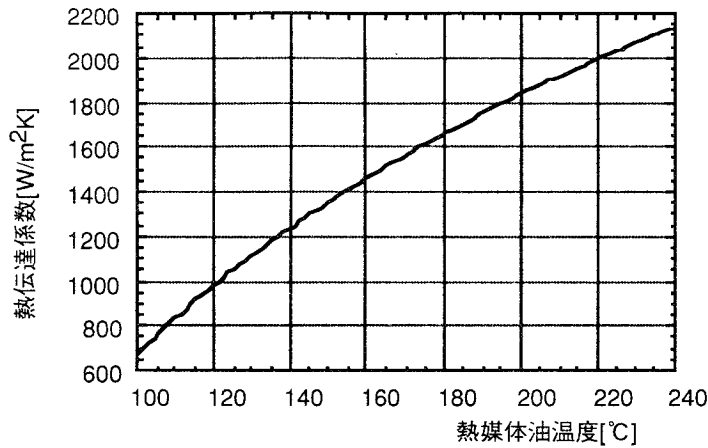


図 4.3.9 熱媒体油の熱伝達係数

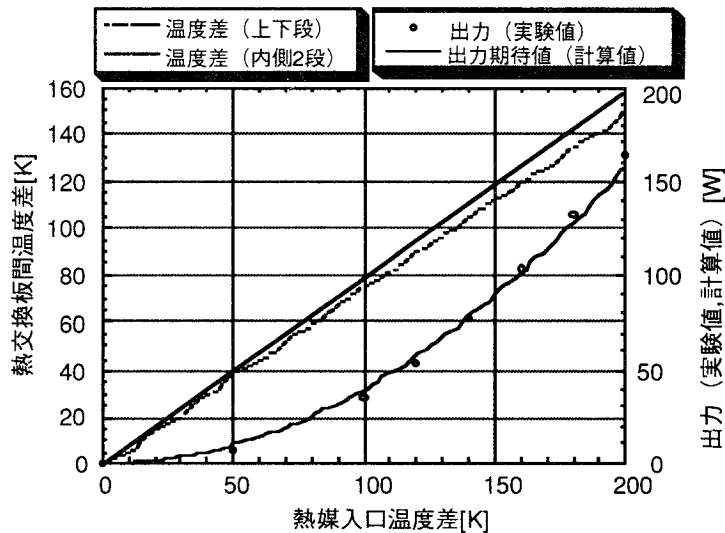


図 4.3.10 発電器の出力特性

4.3.5 試作器の流量特性

<1> 熱媒体油の流量による特性変化 熱媒体油の流量を変化させたときの発電出力と発電器内の圧損を測定した。結果を図4.3.11に示す。対応する流量における熱媒体油の熱伝達係数を計算し図4.3.12に示した。冷却水流量は6.0[liter/min.]、熱媒体油－冷却水温度差は200[K]に調節している。図4.3.12に示すように、熱媒体油の流量を増加させると熱媒体油－熱交換板間の熱伝達率が増加する。熱媒体油－冷却水間の温度差が有効に熱電モジュールに加わり、電気出力が増加するが、同時に流速が増したことによって熱媒体油流路に発生する圧損が増大している。圧損の増加は熱媒体油の循環に必要なポンプ動力を増加させ、この増加が発電電力の増加を上回れば逆に正味出力は減少する。したがって、正味出力が最大となる流量が熱媒体油の最適流量であると考えられる。正味出力の計算には、廃熱回収用熱交換器内の圧損や使用するポンプの効率を知る必要がある。仮にポンプ効率70%とし、熱交換器内の圧損を0.1[MPa]として発電器内の圧損と合わせて、正味出力を計算した。その結果、試作器における最適流量は10[liter/min.]付近となった。

<2> 冷却水の流量による特性変化 つぎに冷却水流量を変化させた際の結果を図4.3.12に示す。熱媒体

油流量は10.8[liter/min.]、熱媒体油-冷却水温度差は200[K]に調節している。6[liter/min.]から12[liter/min.]の範囲での電気出力に与える変化は熱媒体油の流量変化の場合に比べ小さい。これは水が熱媒体油に比べ比熱が大きく、熱伝達率が大きいので6[liter/min.]、熱交換板1枚あたりでは2[liter/min.]で十分な熱伝達を実現しえるからである。

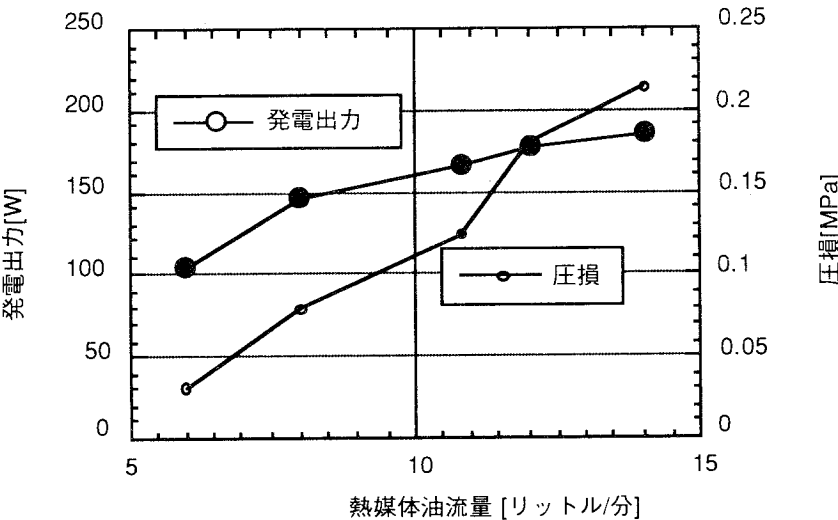


図 4.3.11 熱媒体油流量変化時の発電出力と発電器内の圧損

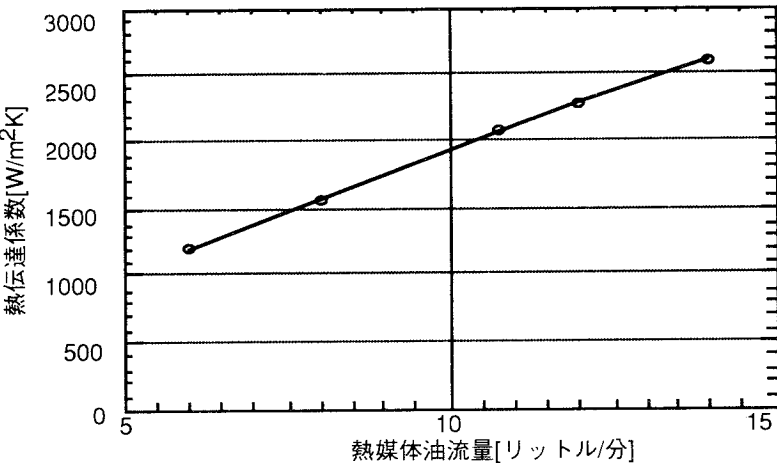


図 4.3.12 熱媒体油流量変化時の発電出力と発電器内の圧損

4.3.6 まとめ

本節では標準化ならびに大量生産に適した構造の、単純な配管で構成された熱電発電器の試作試験を通じ、次のような知見を得た。

- (1) 積層型熱電発電器の熱交換器内の流路構成として、配管の簡便な直列流であっても熱媒体の熱伝達係数から期待される発電性能が得られたこと。
- (2) 熱電モジュールを熱交換板に締め付けるための荷重の適正值として、これまでの推奨圧力値より小さい0.28[MPa]で十分な場合があること。
- (3) ポンプ動力を考慮した正味出力を最大にする最適の熱媒体流量が存在すること。

今後、熱電発電器を利用した廃熱回収を実現するには、適用分野、及び熱源の温度範囲などについて条件を絞り込み、熱媒体油を利用した熱電発電器の標準的なシステムを開発する必要があるので次節に本試作器のデータを基にしたプロトタイプ開発について示す。

4.4 500W級プロトタイプ熱電発電器の開発と焼却施設における運用

4.4.1 500W 級プロトタイプ熱電発電器の開発

前節で示した試作器のデータを基に次の改良を行い、同時にスケールアップを行う事により500[W]級の熱電発電器を開発した。

(試作器からの改良点)

1. 締めつけ荷重は600kgfで十分であるので、予めストレンゲージを用い、締めつけ荷重が600kgfとなるコイルバネ長を測定しておき、そのコイルバネ長になるようにボルト締めを調整した。
2. 熱交換板内部のチャンネルの加工においてボーリング後、12φのタッピングを行い、タッピングの凹凸により熱伝達の促進を図った。
3. 納入、設置後の安全上の観点から、鉄板による外装を施した。
4. 外装のため、内部の過熱防止を目的とした冷却ファンを設置した。(外装が高温になり危険であるため。また、万が一少量の熱媒体油が漏洩し、高温保持された場合、気化した場合油の揮発分に引火する恐れがある。)
5. 熱電モジュールの出力端子を端子板に連結し、外部より電気的な接続変更を可能とした。
6. 各部の温度を測定できるように、各所に熱電対を取付、外装に装備した端子板に接続した。
7. 熱媒体油、冷却水の漏洩感知のための静電容量式センサーを装備した。
8. 漏洩センサーを入力として警報器を装備した。
9. アンカー用フック、運搬用フック、玉掛けによるひずみ防止のための補強板を取付けた。
10. 外部への熱リーク防止のため断熱材を取付けた。

製作した発電器の外観を図4.4.1に示す。

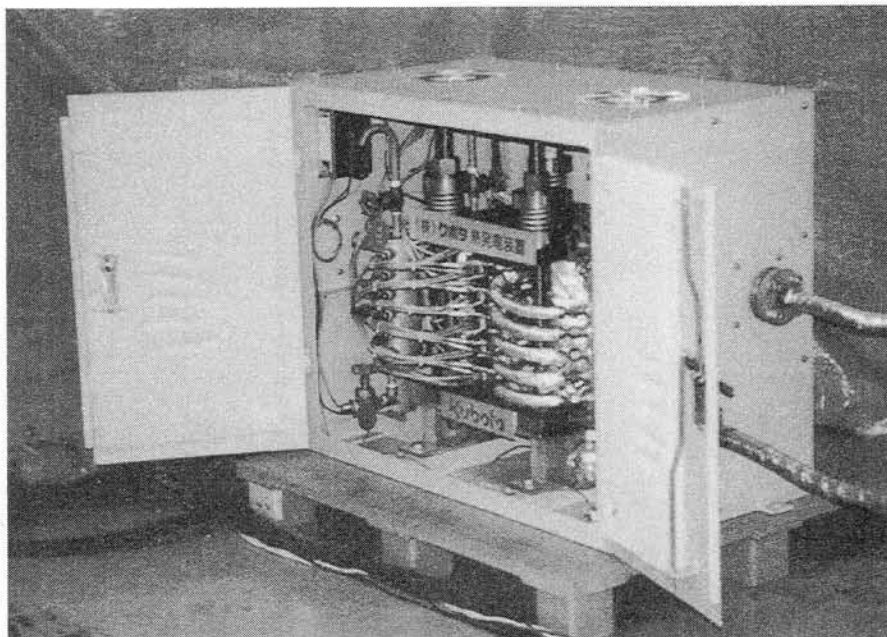


図4.4.1 開発した500Wプロトタイプ熱電発電器の外観

4.4.2 開発器の焼却場における運用

開発した熱電発電器は横浜市環境事業局栄工場の焼却炉において運用された。焼却施設の煙道から排気の一部をバイパスし、廃熱回収用の熱交換器によって排気より廃熱回収をおこない熱媒体油を加熱する。熱電発電器は加熱された熱媒体油ならびに工業用水により運転された。ここでは図4.4.2に全体のフローを示す。

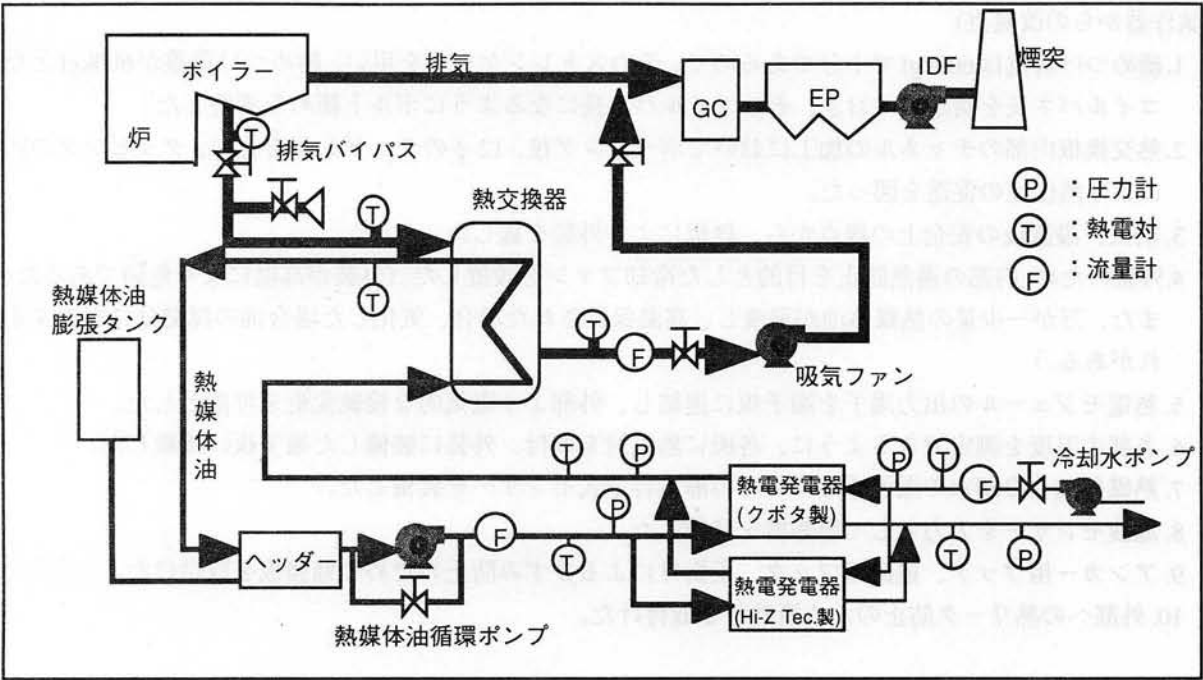


図 4.4.2 焼却炉－熱電発電装置のフロー

プロトタイプ熱電発電器が設置された焼却炉は連続燃焼炉で24時間稼働しているが、熱電発電器は担当職員の勤務時間内のみ運転されるため約8時間の運転となっている。図4.4.3にこの熱電発電器の日間の出力について示した。

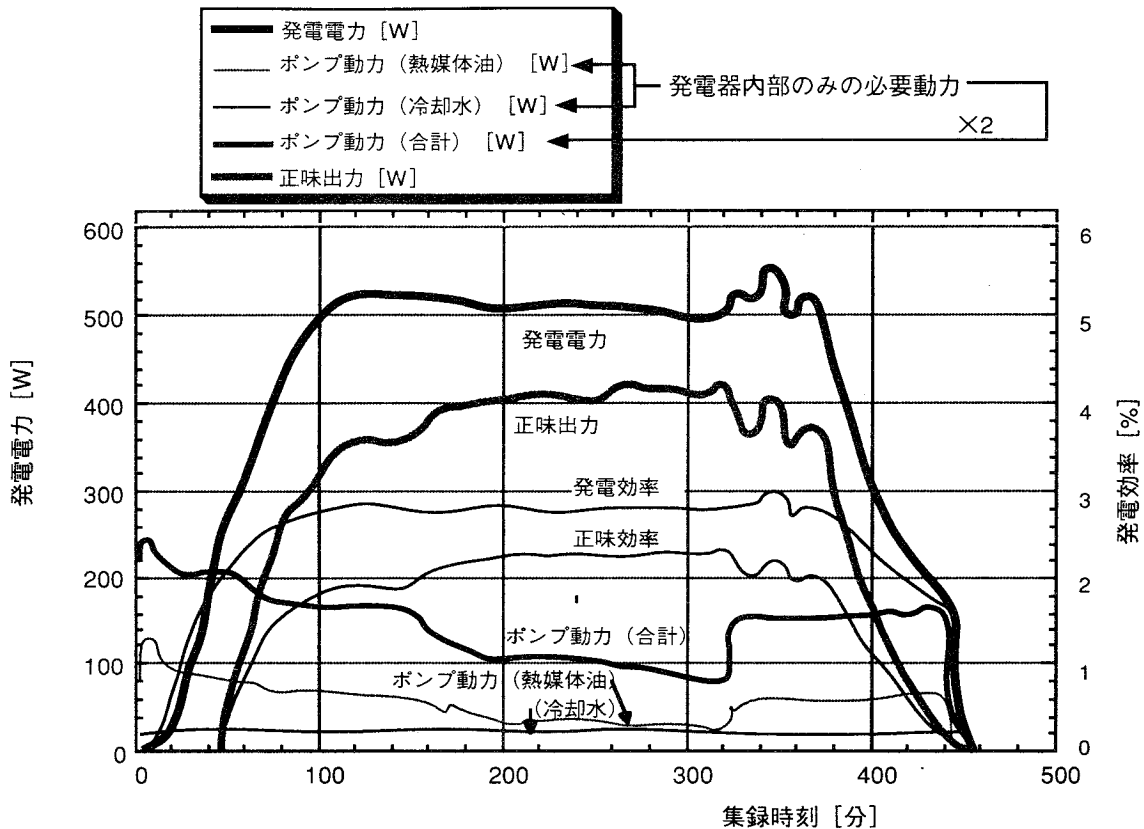


図 4.4.3 熱電発電器の運用例

4.4.3 熱電発電器の焼却施設における運用のまとめ

20日間における運転データを見るかぎりでは出力について徐々に低下しているが、これは熱電発電器そのものの性能低下ではなく、高温側熱交換板と低温側熱交換板の温度差が減少しているためである。温度差が減少した原因は、熱電発電器の冷却水の流量が減少している事と、冷却水側の境膜熱抵抗が増加、熱伝達率が低下している事である。熱電発電器に使用された工業用水に不純物が多く、冷却側の配管のコンタミネーションが著しいため、圧損が増加し、流量が減少している。結果的に、コンタミネーションと流量減少のため境膜熱抵抗が大幅に増加して、高温側熱交換板と低温側熱交換板の温度差が減少している。しかし、この減少傾向も15日程度で飽和しており、効率的にも0.2%の低下でとどまっている。

本研究で開発したプロトタイプ熱電発電器はバッチ運転をする焼却炉に対する適応性の高さから注目されている。今回こお熱電発電器が設置された焼却炉は連続燃焼炉であったが、熱電発電器の運転は昼間だけであったため、1日周期のヒートサイクルが与えられ、結果的にバッチ炉での運転を模擬することが可能となった。その結果から、バッチ運転に対する熱電発電器の適応性を実証した。

4.5 結言

本章ではゴミ焼却炉に設置し、廃熱回収を行う熱電発電器の開発について、発電器構造の検討から、試作器による試験、試作器からのフィードバックデータに基づくプロトタイプの開発ならびに焼却炉での運用について示した。本研究を通じ、次のような知見を得た。

- (1)各所の廃熱を熱媒体油に熱交換することにより、熱電発電器を共用する事になり、熱電発電器の標準化が可能となる事により、大量生産によるコスト低減の可能性がある。
- (2)熱媒体油を用いた熱電発電器においては、熱伝達の性能上、間接熱交換方式の熱電発電器が直接熱交換方式より有利である。
- (3)熱電モジュールの使用条件として圧接圧力の推奨値は、モジュールを6枚並列に使用する場合、これまで提唱されていた約1.4[MPa]よりかなり小さい約0.3[MPa]で十分であることが解明された。
- (4)熱電発電器の大量生産にむけた設計を行ない、大量生産が実現可能であることを確認した。
- (5)開発したプロトタイプ熱電発電器を実際のゴミ焼却炉で実運用を行い、熱電発電器が頻繁なヒートサイクルに適合した運転が可能であることを実証した。

今後は発電設備を持たない200[ton/day]以下（人口でいえば20万人以下の都市に相当）の中小規模ゴミ焼却炉へ発電器の普及にむけた取り組みをする必要がある。

4.6 第4章参考文献

- (1) 厚生省編：「厚生白書」、平成7年度版、pp.296-303(1995)
- (2) NTS 編：「ゴミ発電の技術開発動向と実用化」、pp.11-46(1995)
- (3) 日本伝熱学会編：「エネルギー新技術大系」、pp.1093-1094(1996)
- (4) NTS 編：「ゴミ発電の技術開発動向と実用化」、pp.168-170(1995)
- (5) NTS 編：「ゴミ発電の技術開発動向と実用化」、pp.29-30(1995)
- (6) 平田賢：「スーパーゴミ発電の推進について」、公営企業、Vol.24,No.11(1993)
- (7) (財) エネルギー総合工学研究所：「石油活用型ガスタービン複合ゴミ焼却発電システムの実用化調査報告書」第1報－第3報(1992-1994)
- (8) 大熊謙治ほか：「未利用エネルギー利用熱電発電の潜在発電量」、熱電変換シンポジウム'99論文集、pp.96-97(1999)
- (9) P.A.O' Riordan：「The US Department of Energy's Thermoelectric Development Program for Space Power,」 Proc. 4th ICTEC, Arlington, pp.15-17(1982)
- (10) 森本他：「低消費電力マイクロ波通信システム用電源システム」、NEC 技報,35 NO.11,p.72(1982)
- (11) D.M.Rowe：「Development of Improved Modules for the Economic Recovery of Low Temperature Waste Heat,」 Proc.16th ICT,Dresden,pp.532-538(1997)
- (12) たとえば、上村他：「熱電半導体とその応用」、日刊工業新聞社、p.95(1988)
- (14) Fredrick Leavitt, N.B. Elsner, J.C. Bass：「Use, Application and Testing of the HZ-14 Thermoelectric Module,」 Proceedings XV ICT, Pasadena, pp. 378-382(1996)
- (15) (株) 松村石油：高温用合成熱媒体油バーレルサーム 400 技術資料 4000001 B(1987)
- (16) たとえば、日本機械学会：「伝熱ハンドブック」、丸善、pp.74-77(1993)
- (17) Knudsen, J.G, Katz, D.L：「Fluid Dynamics Heat Transfer,」 McGraw Hill p.402(1958)
- (18) 西川兼康、藤田恭伸：「伝熱学」、理工学社、pp.360-368(1982)

第5章 蓄熱器を用いた熱電発電機の運転

5.1 緒言

近年、未利用熱の有効利用、サーマルリサイクルという観点から、熱電発電器を中小規模焼却炉における廃棄物発電に適用しようという試みがなされている⁽¹⁾⁽²⁾。日本のゴミ処理施設を見るかぎりでは処理量200[トン/日]以上の大規模な施設ではすでにスチームタービン発電による廃熱回収が行なわれている。しかし、それ以下の中小規模焼却炉では大半がバッチ処理と呼ばれる一日毎に運転停止を繰り返す業務形態となっており、スチームタービン発電が適合せず、廃棄物発電はほとんど実現されていない⁽³⁾。そのような施設においても、熱源の温度変動に対し柔軟な適応性を有する熱電発電器を適用した場合、熱電発電によるサーマルリサイクルの実現の可能性がある。しかし、熱電発電器の導入にあたっては、その熱電変換効率が高々8% ($ZT=1$ 、 $\Delta T=200K$ の理論値)⁽⁴⁾ と低い事に加え、システム構築に多量に必要となる熱電発電モジュールが今のところ高価格である事が問題である。そこで、本研究では熱電発電器の設置費用を低減するため、熱電発電器とともに蓄熱器を併用するシステムの提案を行った。本システムでは焼却熱の発生する焼却炉稼働時間だけでなく、蓄熱器に備蓄された熱を利用する事により、24時間連続で熱電発電器を稼働するため、熱電発電器による発電コストが低減される可能性がある。本報では蓄熱器を併用した熱電発電器の発電実験を行い、そのシステムにおいて最適な運転方法を実施し、蓄熱熱電発電の評価を行った。さらに、その実験データをもとにシミュレーションにより大規模廃熱回収用熱電発電システムへの蓄熱器導入による発電コスト低減の可能性について検証した。

5.2 蓄熱器を熱源とした熱電発電実験の概要

5.2.1 実験装置の概要

図5.2.1に今回の実験に使用したシステムの概要を示す。今回使用した熱電発電器はウクライナInstitute of Thermoelectricity社製、ALTEC1006Aで、ビスマステル系半導体を使用した熱媒体油加熱、水冷却式のものである。この発電器の特性の概要についてはすでに報告されている⁽⁵⁾。また熱媒体油として(株)松村石油の合成系熱媒体油バーレルサーム400を使用した。その特性の概略は付録に示した。熱媒体油加熱装置ならびに配管等の熱媒体油温度100[°C]から220[°C]の温度差120[K]による顕熱蓄熱容量をヒーターの消費電力から推算すると約22.4[MJ]となった。そこで、熱媒体油の温度が220[°C]で定常状態に至った後、装置内部の電気ヒーターの通電を停止すると、熱媒体油加熱装置は22.4[MJ]の蓄熱量を有する蓄熱器とみなせる。したがって本構成により、蓄熱器を熱源とした熱電発電器の動作が解析可能である。

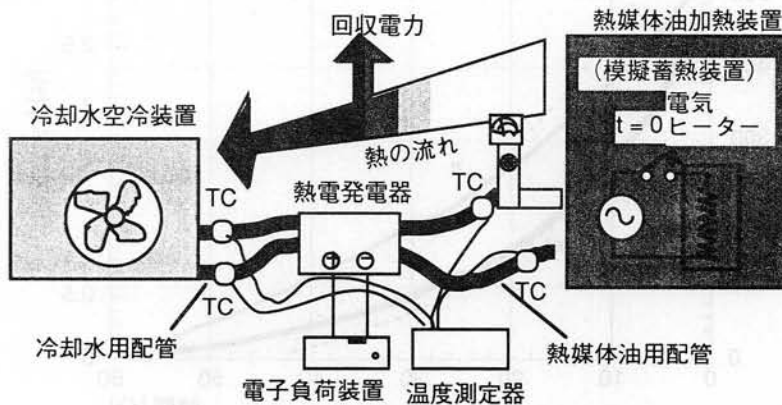


図 5.2.1 実験に使用したシステムの概要

5.2.2 蓄熱発電の実験結果

まず図5.2.1の実験装置において冷却水、熱媒体油を循環させ、熱電発電器に接続された電子負荷装置によって熱媒体油の入口温度が220[°C]の条件で最大出力となる様負荷を調整し、定常運転に到達後、電気ヒーターの通電を停止した。その後、蓄熱器を使用した熱電発電が開始したものとみなし、電気出力と熱媒体油の発電器入口温度等を測定した。結果を図5.2.2に示す。

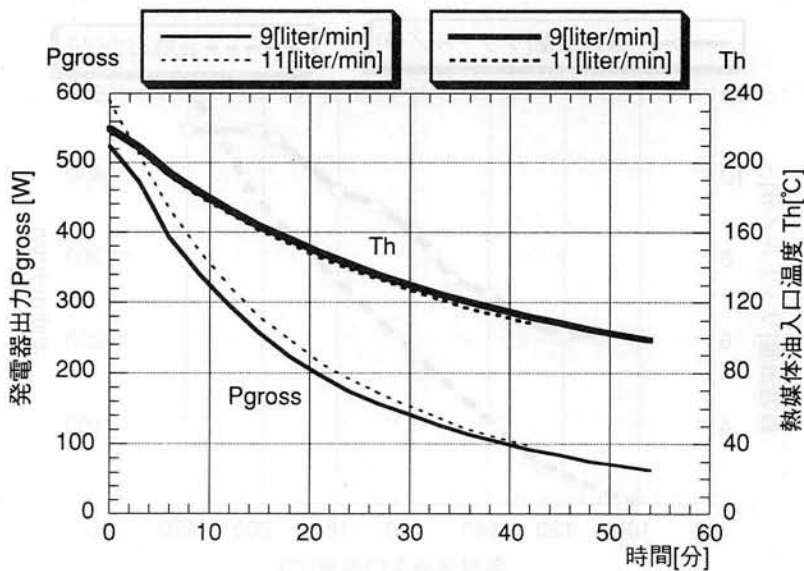


図 5.2.2 蓄熱器利用熱電発電の特性

発電特性は主に熱媒体油の流量に依存するので、図5.2.2では熱媒体油流量が9.0、11.0[リットル／分]の2例の結果を示した。ただし、冷却水の流量は本報告の全ての実験において6.0[リットル／分]とした。また、これらの実験で得られた発電機流体系の圧損に加え、冷却水系では温排水の備蓄利用のために必要な水頭として10[m]を仮定し、冷却水のポンプ効率を80%、熱媒体油のポンプ効率を60%として、冷却水と熱媒体油の循環に必要なポンプ動力を計算し、熱電発電機出力からポンプ動力を減じることにより正味出力を求めた。さらに、熱媒体油の発電機出入口の温度差ならびに流量から熱媒体油から発電機への流入熱流を求め、発電機の効率を計算した。計算した正味出力、効率について、その時間変化を図5.2.3に示した。

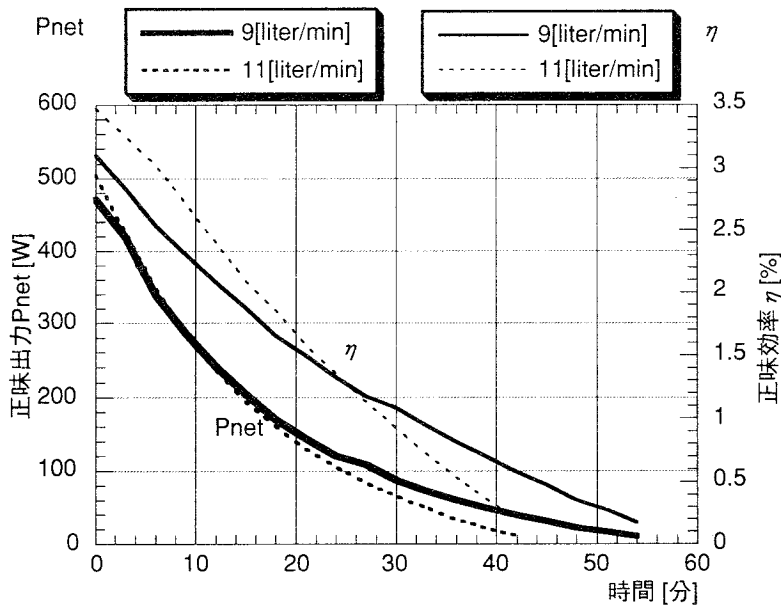


図 5.2.3 蓄熱発電の正味出力、効率

5.2.3 熱媒体油流量を制御した運転

熱電発電機の流量を制御することによって、流量制御しない場合に比べ熱電発電機の正味出力を大きくすることが可能である。その場合、正味出力を最大にする流量は主に熱源となる熱媒体油の入口温度に左右されると思われるので、熱媒体油の入口温度に対し正味出力が最大となる熱媒体油の流量を実験により求めた。結果を図5.2.4に示す。

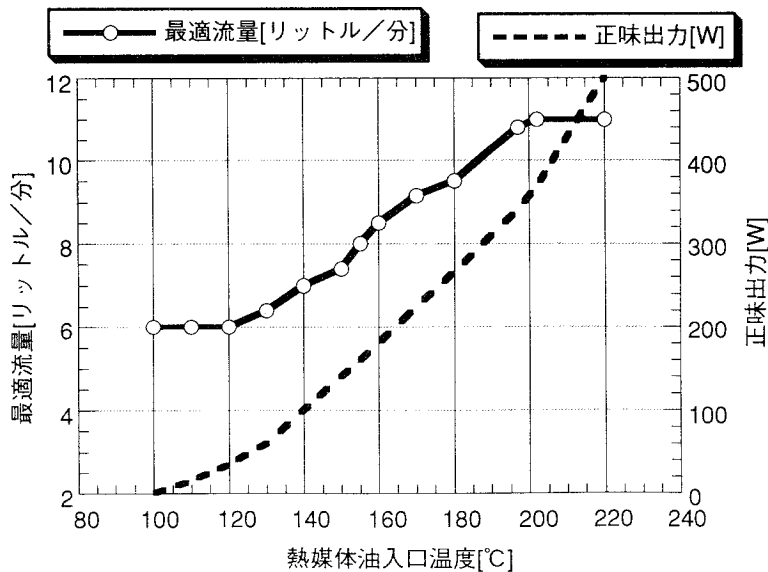


図 5.2.4 最適流量、正味出力と熱媒体油入口温度の関係

熱媒体油の流量を減らすと熱媒体油から熱電発電機への熱伝達率が低下し、熱電モジュールに加わる温度差が小さくなるため発電機の出力が低下する。しかし、熱媒体油の入口温度が低い場合、必要なポンプ動力が相対的に大きくなるので、発電機の出力低下より、流量を減らすことによって低減されるポンプ動力の方が大きい。そのため、図5.2.4に示すように熱媒体油の入口温度の低下とともに最適な流量値が減少している。ただし、図5.2.4では熱媒体油入口温度が200[°C]以上の場合に11.0[リットル/分]一定になっているのは使用した発電機の耐圧の問題からの制限によるものであり、120[°C]以下の場合に6.0[リットル/分]一定となっているのは本実験装置の流量調整の下限によるためである。これらは発電機の流量と出力の特性によるものではない。このデータを基に熱媒体油の入口温度に応じて流量を制御すると正味出力の最大点を追跡することが可能になる。そこで、前節と同条件で熱媒体油の入口温度を観測しながら3分ごとに流量を図5.2.4に示される最適流量に制御しながら、蓄熱発電を行った。その場合の熱媒体油の入口温度と発電機出力の時間変化を図5.2.5に、発電機の圧損に基づき計算したポンプの所要動力、発電機の正味出力、ならびに正味の発電効率の時間変化を図5.2.6に示した。

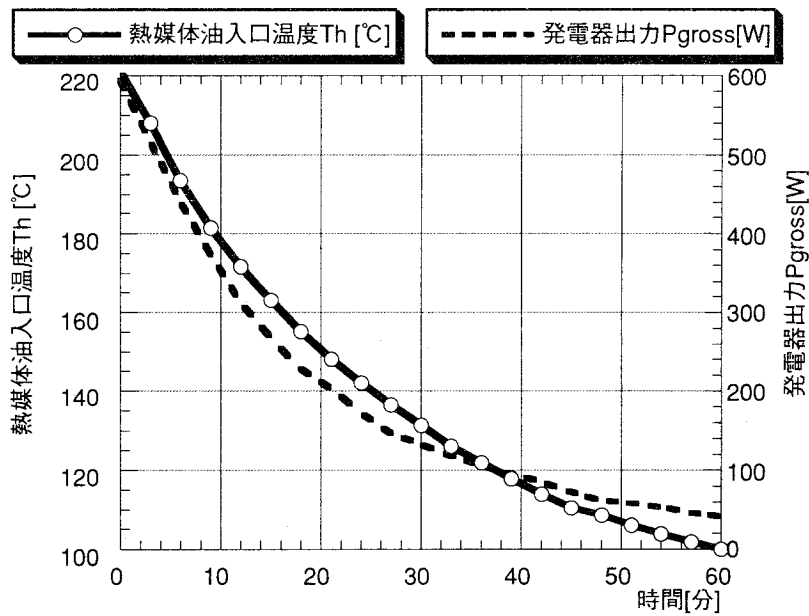


図 5.2.5 熱媒体油入口温度と発電器出力

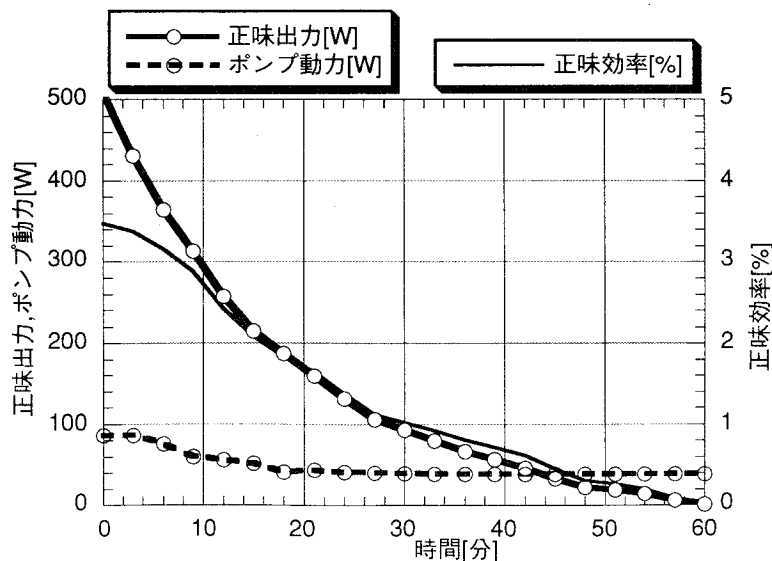


図 5.2.6 ポンプ動力、正味出力と正味効率

5.2.4 蓄熱発電の実験のまとめ

本章では熱媒体油加熱装置を顕熱蓄熱器とみなし、熱電発電機により蓄熱器に蓄熱された廃熱を電力に変換する実験について示した。蓄熱器に蓄えられた熱媒体油の温度は時間の経過とともに低下するが、その温度に応じ熱媒体油の流量を制御する事により正味出力を最大にする運転が可能であることがわかった。流量を制御せず、9、11[リットル/分]一定とした場合と流量制御を行った場合について測定電力を時間積分して得られた電力回収量と、熱媒体油の入口温度の時間変化を図5.2.7に示した。流量を11[リットル/分]とした場合、熱媒体油からの熱伝達が良好であるため初期の出力は大きいが、同時に熱媒体油の温度低下が早くなるため、図5.2.3に示されるように蓄熱発電開始10分程度で9[リットル/分]の場合より正味出力が小さくなる。結果的に図5.2.7に示すように電力回収量も蓄熱発電開始20分程度で9[リットル/分]と逆転している。流量制御した場合、蓄熱発電開始時には大流量で高出力を得ているが、その後徐々に流量を減らすことにより熱媒体油の温度低下に伴う正味出力の急速な低下を抑制し、より長時間にわたる発電が可能となり、正味出力の積分値となる電力回収量が増加している。表5.2.1では廃熱回収時間ならびに回収電力量から計算した廃熱から電力への変換効率を比較した。流量制御を行うと、流量を11[リットル/分]一定とした場合に比べ、廃熱の回収に必要な時間は30%程度増加するが、廃熱から電力に変換する効率が20%程度高くなる事がわかった。

表 5.2.1 流量制御による効果

	流量制御 あり	流量一定	
		9 [リットル/分]	11 [リットル/分]
廃熱回収に 要した時間[分]	60	55	45
電力への変 換効率[%]	2.3	2.1	1.9

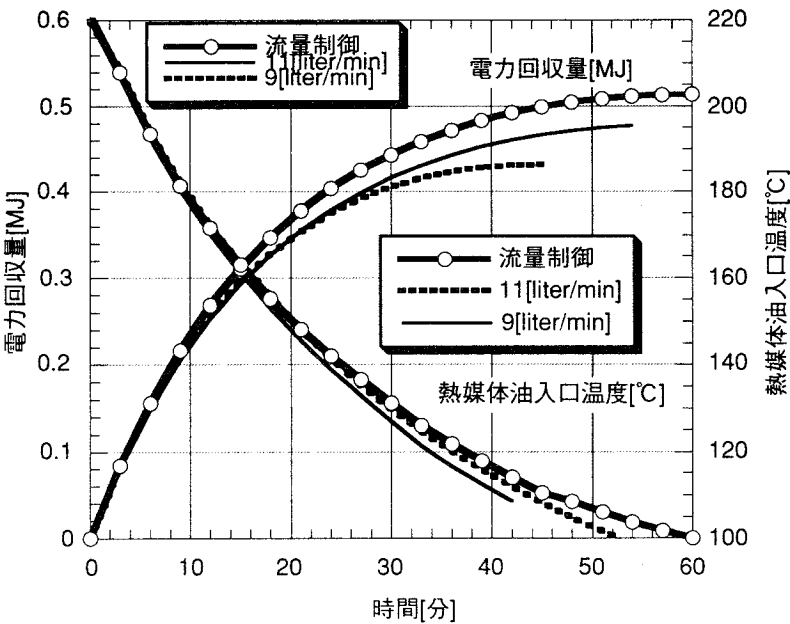


図 5.2.7 電力回収量と熱媒体油入口温度の時間変化

5.3 廃熱回収熱電発電への蓄熱器の適用

5.3.1 蓄熱器の導入

廃熱発生源からの熱の流れは蓄熱器が無い場合、図5.3.1(a)のようになる。この場合、パッチ式のゴミ焼却炉の様に間欠的に発生する廃熱を対象とすれば、廃熱が発生しない間は熱電発電器は休止していることになる。一方、蓄熱器を有したシステムの場合、廃熱が発生している期間は図5.3.1(b)の様に一部の熱が熱電発電器の運転に利用され、残りの熱は蓄熱器に蓄熱される。廃熱発生源が休止している期間は図5.3.1(c)の様に蓄熱器に蓄られた熱によって熱電発電器が動作する。

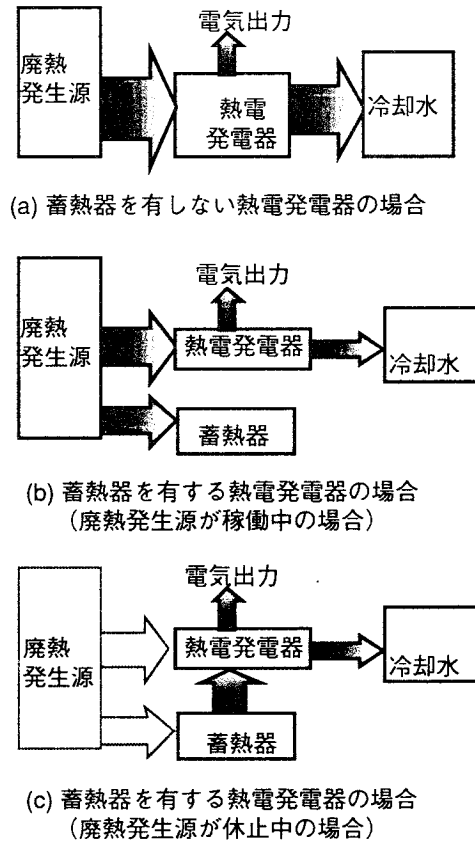


図 5.3.1 熱電発電器へのエネルギーフロー

5.3.2 蓄熱器の導入効果

蓄熱器の導入によって廃熱発生量が熱電発電器と蓄熱器に分配されるので、熱電発電器の設備容量が低減される。熱出力 P [W]の廃熱が T_0 [sec]の間発生し、 T_1 [sec]の間休止するという周期で運転される廃熱発生源に図5.3.1(b)の様に蓄熱容量 C_a [J]の蓄熱器と定格出力 P_{teg} [W](ここで定格とは220℃の熱媒体油を11[リットル/分]、30℃の冷却水を6[リットル/分]供給した場合の最大出力時を指す)の熱電発電器を併設する場合、蓄熱器に一定の割合(C_a/T_1 [W])で蓄熱されると仮定するとエネルギーフローの関係から次の式が得られる。

$$P_{teg} = (P - \frac{C_a}{T_0}) \cdot \eta_1 \quad (5.3.1)$$

ただし、 η_1 は熱電発電器の定格運転時における正味効率である。

一方、蓄熱発電時の正味効率を η_a とすると蓄熱発電による電力回収量は

となる。したがって、廃熱発生時間 T_0 と休止時間 T_s を通じた1周期の電力回収量 $W[J]$ は

$$W = P_{teg} \cdot T_0 + W_a \tag{5.3.3}$$

となり、熱電発電器による電力回収効率 η は式(5.3.1)、(5.3.3)より次式で表される。

$$\eta = \frac{W}{P \cdot T_0} = \eta_1 - \frac{C_a}{P \cdot T_0} \cdot (\eta_1 - \eta_a) \tag{5.3.4}$$

ここでは熱出力1[MW]の廃熱発生源が8時間稼働、16時間休止の周期で間欠運転するものとし、5.2.3節で示した蓄熱器を有する熱電発電器において流量制御を行いながら蓄熱発電を行った運転データから $\eta_1=3.5[\%]$ 、 $\eta_a=2.29[\%]$ として廃熱から電力への回収効率の算定を行った。すなわち蓄熱器導入量と、熱電発電器の設備容量ならびに廃熱から電力への回収効率の関係をそれぞれ式(5.3.1)、(5.3.4)より求めた。結果を図5.3.2に示す。図で示されるとおり、蓄熱器の導入量の増加に伴い、廃熱から電力への回収効率が直線的に低下する。しかし、蓄熱器導入により、廃熱の一部が蓄熱器に蓄熱されるため、廃熱源より熱回収するために必要な熱電発電器の設備容量が低減されるとともに、廃熱源が停止し、熱供給が受けられない期間も蓄熱器に蓄熱された熱を利用して発電することにより熱電発電器の稼働率が向上する事が可能となる。ここでいう熱電発電器の稼働率とは熱電発電器の総発電電力量を（発電器の定格電力）×（経過時間）で除した値である。本研究で対象とする熱源の場合、蓄熱器を利用しなければ、24時間中8時間しか運転されないの稼働率は33.3%となる。蓄熱器導入により熱電発電器の稼働率が向上し、発電コスト低減につながることは予想可能であるが、その効果を試算するために熱電発電器の価格ならびに蓄熱器の導入容量をパラメータとして熱電発電器の稼働率ならびに発電コストを試算した。その結果を図5.3.3に示す。ここで、蓄熱器の導入容量については、廃熱出力を1[MW]としてその導入量を示している。参考のため小規模なごみ焼却場（1日当たりゴミ処理量100トン）での廃熱出力を示すと、ごみの発熱量を2000[kcal/kg]⁽³⁾ で1日8時間のバッチ処理を行う場合、平均値として29[MW]となる。

熱電発電器の稼働率ならびに発電コストの計算条件については5.6節に示した。間欠的に発生する廃熱を熱源とした場合、図5.3.3に示されるように蓄熱器の導入により熱電発電器の稼働率が向上していることが確認された。同時にコスト面では本試算によれば熱電発電器の価格が1[kW]あたり60万円以上の場合、蓄熱器導入によって発電コストが低減される事が確認された。

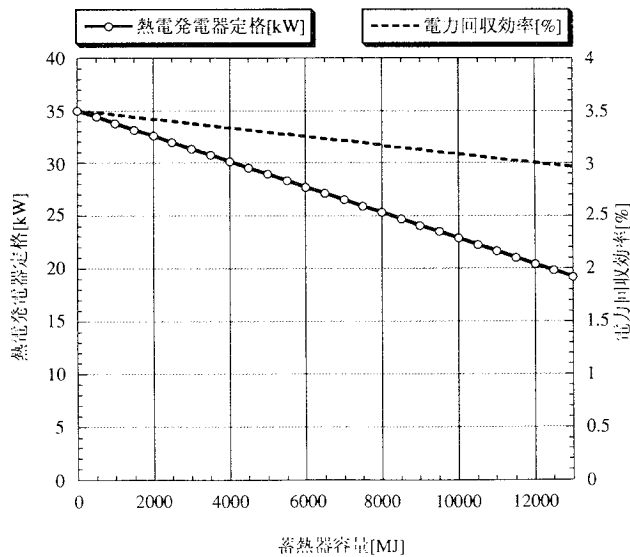


図 5.3.2 蓄熱器容量と熱電発電器設備容量、電力回収効率の関係

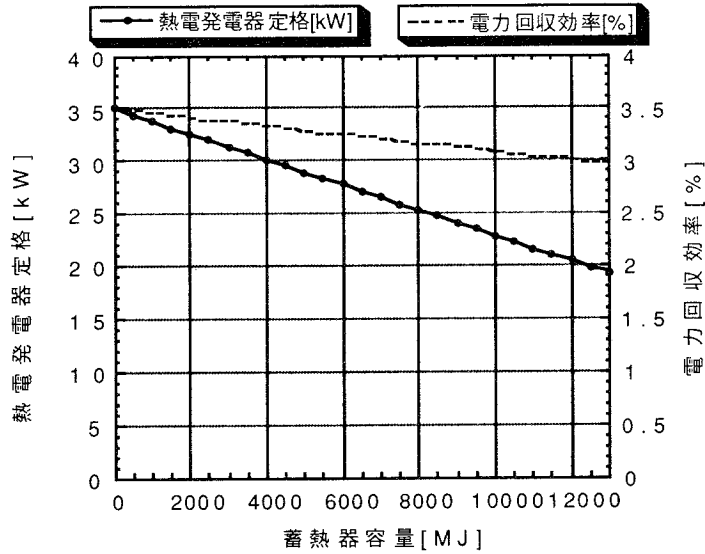


図 5.3.2 蓄熱器容量と熱電発電器設備容量、電力回収効率の関係

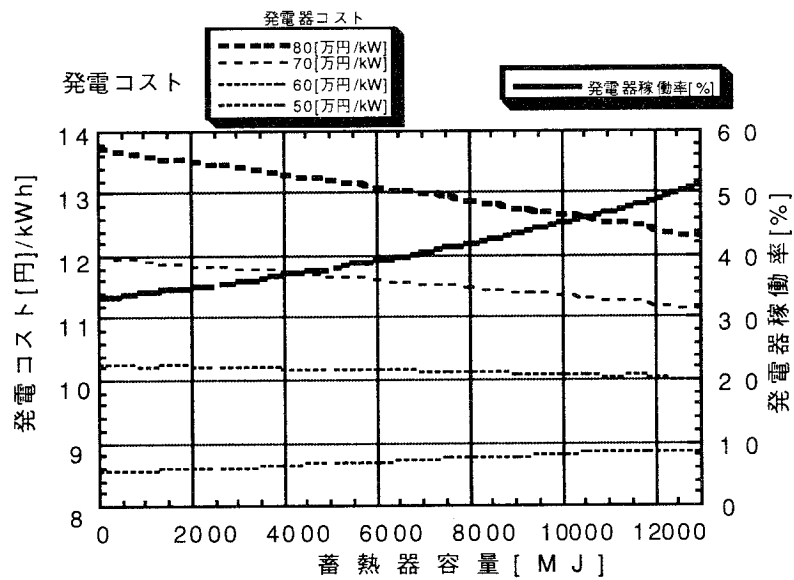


図 5.3.3 蓄熱器容量と発電コスト、稼働率の関係

5.4 結言

本章では変動性のある廃熱源を利用する熱電発電機に蓄熱器を導入する効果を評価するため、実験による検討ならびにコスト試算を行った。その検討を通じ、次のような知見を得た。

- (1) 蓄熱器を利用して熱電発電機を運転する場合、熱媒体油の流量制御を行うことにより、回収可能な電力量が増加する。
- (2) 熱電発電機を用い、間欠的に発生する廃熱から電力を回収する場合、蓄熱器を併用することにより必要となる熱電発電機容量が低減され、発電コストも低減される可能性がある。

5.5 第5章参考文献

- (1) M. Niino, T. Oshima, K. Matsubara:” Research Project on the Effective Use of Untapped Thermal Energy from Garbage Incineration etc” ,Proc. of the 16th International Conference on Thermoelectrics, pp.539-546 (1997)
- (2) T. Kajikawa, M. Ito, E. Shibuya, N.Hirayama :” Conceptual Design of Thermoelectric Power Generation System Utilizing Heat of Combustible Solid Waste” ,Proc. on 12th International Conference on Thermoelectrics, pp.491-496(1993)
- (3) 例えば 矢島 敬雅:NTS 編「ごみ発電の技術開発動向と実用化」, p.15(1994)
- (4) 例えば 上村 欣一、西田 勲夫:日刊工業社編「熱電半導体とその応用」, p.34(1988)
- (5) A.Tsuyoshi et.al:” A Study of Commercial Thermoelectric Generation in a Processing Plant of Combustible Solid Waste” ,Proc. of the 16th International Conference on Thermoelectrics,pp.555-558(1997)
- (6) 日本工業新聞,1998年7月30日記事(1998)
- (7) (社)日本伝熱学会編:「環境と省エネルギーのためのエネルギー新技術大系」,p.795(1996)
- (8) M.Becker 編:Solar Thermal Central Receiver Systems,vol.1,Springer-Verleg,p.119 (1986)
- (9) (株)松村石油,バーレルサーム 400 技術資料(1987)

5.6 第5章付録

付録1. 使用した熱媒体油の諸特性⁽⁹⁾

ここでは本研究で使用した熱媒体油（（株）松村石油製バーレルサーム400）の諸特性の概要を示す。主成分は合成系芳香族炭化水素であり、常圧下、液相専用での使用が推奨されている。最低使用温度-10[℃]、最高使用温度370[℃]、引火点210[℃]、沸点390[℃]で、膨張係数は 8.6×10^{-4} である。定圧比熱、熱伝導率の温度特性を図5.6.1に、密度、動粘度の温度特性を図5.6.2に示す。

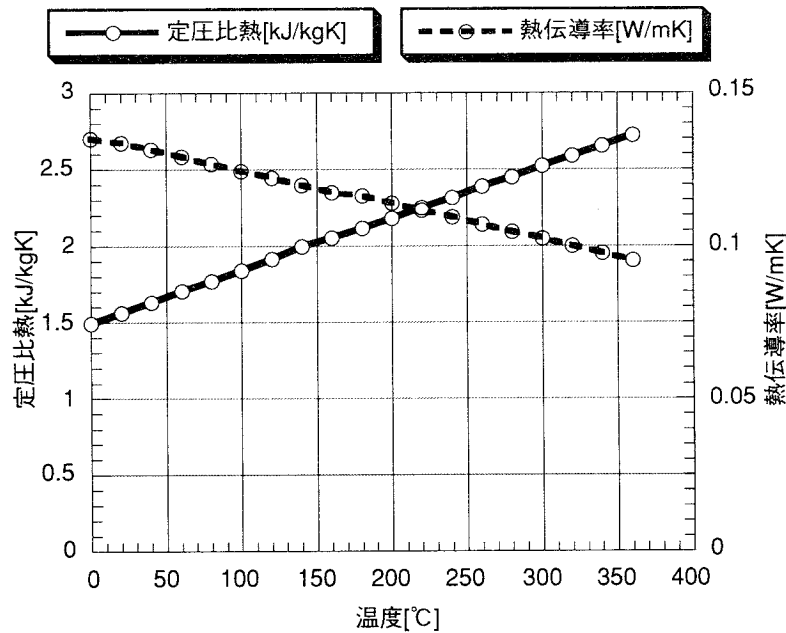


図 5.6.1 使用した熱媒体油の定圧比熱、熱伝導率の温度特性

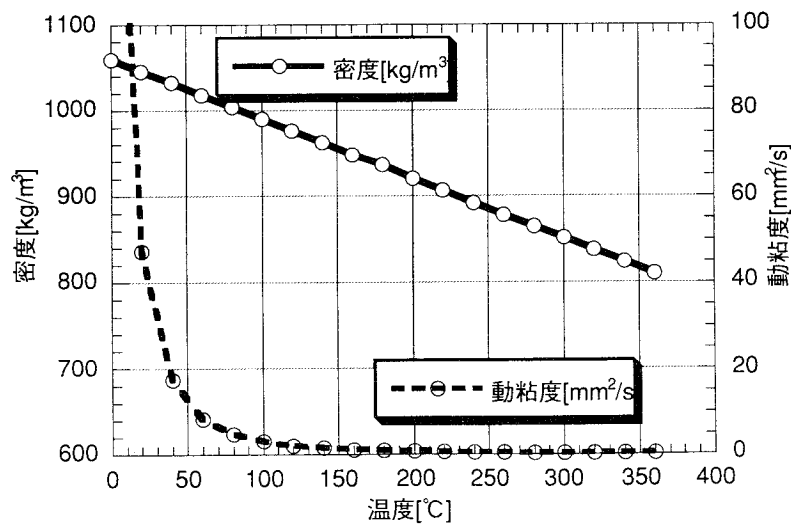


図 5.6.2 使用した熱媒体油の密度、動粘度の温度特性

付2. 蓄熱器を併用した熱電発電における発電コスト試算の計算条件

ここでは蓄熱器を併用した熱電発電において発電コストを試算するための計算条件について示す。蓄熱器導入効果について概算することが目的であるので、簡単のため発電コストは熱電発電機、蓄熱器のコストを設備寿命20年間で発電する全電力量で除した値として、廃熱の利用コスト、その他のコストは検討対象外とした。廃熱は1日当たり8時間一定値で発生し、その後16時間廃熱の発生は無いものとし、その周期で20年間運転するものとした。試算に用いた熱電発電機、蓄熱器の単価ならびに特性については以下に示す。

1. 熱電発電機単価 本研究で対象とするような200[°C]前後の廃熱を利用する熱電発電機は現在も国内外で数社が研究開発中である。その中で開発目標値を示した例⁽⁶⁾があるのでそれを参考に50[万円/kW]を基準に50,60,70,80[万円/kW]の価格に設定した。ただし、単価は単位正味出力あたりの価格で表している。

2. 蓄熱器単価 蓄熱器には潜熱蓄熱、顕熱蓄熱やそれらを併用したものがあるが、今回実験に使用した作動媒体である熱媒体油を顕熱蓄熱材として使用すれば蓄熱材との熱交換を要しないので理想的である。しかしながら、熱媒体油の価格は比較的高価であるので、試算では安価な固体蓄熱材を併用する方式を採用した。安価な固体蓄熱材としてコンクリートやレンガなどを採用⁽⁷⁾する事も考えられるが、200℃を越える温度域で試験実績のある碎石⁽⁸⁾を利用することにした。この場合、蓄熱器は蓄熱容器ならびに固体蓄熱材となる碎石、熱媒体油、配管からなり、いずれもその価格は蓄熱器容量に関係すると考えられる。それぞれの価格を下記のように設定した。

蓄熱容器：20,000[円/m³]

碎石：40,000[円/m³]=16,700[円/ton]

熱媒体油：300,000[円/m³]

配管：10[m³]毎に60,000[円/m³]

3. 熱電発電機の特性 実験結果に基づき、熱媒体油入口温度220[°C]の際の正味の発電効率 η_1 を3.50[%]とし、蓄熱発電時の平均発電効率 η_a を2.29[%]とした。

4. 蓄熱器の特性 蓄熱器の内部を体積比で碎石：熱媒体油=4：1で構成すると仮定し、それぞれの比熱、密度に基づき蓄熱密度は236[MJ/m³]とした。

第6章 熱電発電の高度利用技術の検討

6.1 緒言

前章までは、熱電発電システムの特性解析、既存の材料を使用した試作実験やプロトタイプ開発、素技術を基礎に大規模なシステム構築のための概略設計などを中心に述べてきた。これらのシステムの性能向上を図るためには、より最適化された素子を用いることはもちろんであるが、本質的には革新的な材料を用いたモジュールの出現を待たねばならず、材料開発の進歩に負うところが大い。しかし、システム化技術やモジュール化技術に新たな手法を取り入れることにより、現状の熱電材料を用いた場合においても、性能向上や応用範囲の拡張を実現する可能性がある。本章ではこのような熱電発電の高性能化技術、応用技術として次の3例を示す。

(1) ケミカルヒートポンプ利用熱電発電

機械仕事を要しないケミカルヒートポンプを適用することにより、熱源をより高温化してシステムの熱電変換効率の向上を図る。熱電モジュールの出力密度が増大する事によって発電に必要な熱電材料が減少するため、キャピタルコストが低減される可能性がある。

(2) FGM 電極を利用した熱電モジュールの高性能化

FGM化された電極により、電気絶縁物を一体構造とした熱電モジュールを提案した。段階的に絶縁層から電極層に変化する特殊なコンポジットからなるFGM構造電極を使用して電気絶縁物までを一体成型すると、接触熱抵抗などが低減された高性能モジュールとなる可能性がある。

(3) 移動式熱電発電－水素製造システム

分散した低質廃熱源の巡回回収を実現する車載式熱電発電－水素製造システム。
廃熱を低電圧大電流の直流電力に変換後、さらに固体高分子水電解で水素に変換することにより、電力が過剰気味である夜間でも経済性を低下させることなく電力が利用できるシステムとなる。系統連系を要しない機動性と、消耗品となる蓄電装置を要しないために経済的なシステムとなる可能性がある。

6.2 ケミカルヒートポンプ利用熱電発電

6.2.1 緒言

筆者は、ウェールズ大学 D.M.Rowe 教授らと未利用エネルギーとして得られる高温水を利用した熱電発電を目指した共同研究に取り組んだ。その研究を通じ、さらに高度な熱利用の手法として、ケミカルヒートポンプを用いた熱電発電を提案した。ケミカルヒートポンプは可逆性のある化学反応を利用して、低温の熱をより高温の熱に変換する動作を可能とする。熱電発電は既存の蒸気サイクルであるランキンサイクルと同様、温度差に比例した効率が得られるので、ケミカルヒートポンプによる昇温で熱電発電の効率が向上する可能性がある。熱電発電の効率についてすでに2章で示した通り、図 6.2.1 の単純な P-N1 対の熱電発電については次式で発電効率が求められる。

$$\eta = \frac{\Delta T}{T_h} \frac{M-1}{M + \frac{T_c}{T_h}} \quad (6.2.1)$$

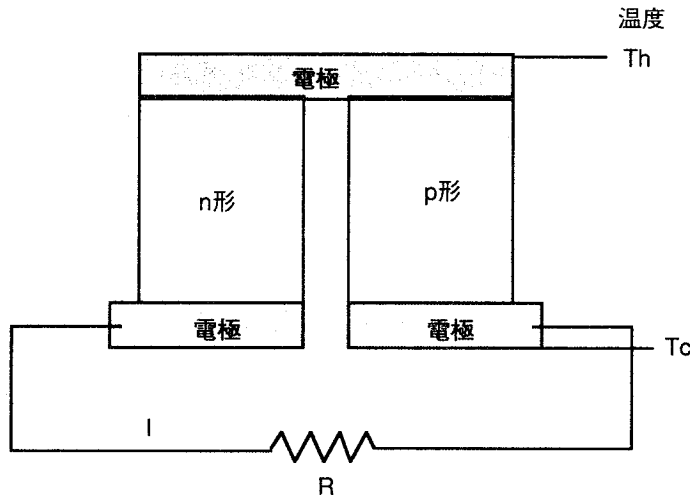


図 6.2.1 最小単位の熱電発電回路

式(6.2.1)に示すように熱電発電の効率はほぼ熱源温度差に比例するので、ケミカルヒートポンプによる昇温で熱電発電のシステム効率が向上する可能性がある。ただし、ケミカルヒートポンプにおいてもメカニカルなヒートポンプ同様、昇温のためには仕事が必要であり、その点を含めた総合性能を考慮する必要がある。その点でケミカルヒートポンプは、要する仕事が直接的な機械仕事に限らず、気液分離などに必要な熱である場合もあり、低品位な熱を回収する目的の熱電発電の場合に適合しやすいと考えられる。そこで、本節では80℃前後の低品位余熱をケミカルヒートポンプを利用して昇温し熱電発電する場合のシステムに最適なケミカルヒートポンプを想定し、シミュレーションによりその有効性を検証した。

6.2.2 熱電発電器に適合するケミカルヒートポンプ

これまでに提案されているケミカルヒートポンプのうち、最も熱電発電器に適した反応は、2-プロパノール⇌アセトン+水素のプロセス⁽¹⁾⁽²⁾である。このプロセスを実現するシステム構成を図6.2.2に示す。このプロセスが熱電発電に適していると考えられる理由は次の2点である。

- (1) 反応が80℃吸熱、200℃発熱とビスマス-テルル系の動作温度範囲に適合する。
- (2) 要求される仕事が分離仕事であり、機械的な仕事を要さない。

このプロセスの反応式を式(6.2.2)に示す。発熱時は発熱反応器で160～230℃の温度範囲で左辺方向に反応し、吸熱時は凝縮器で80℃から30℃まで下げられ、左辺方向の反応となる。

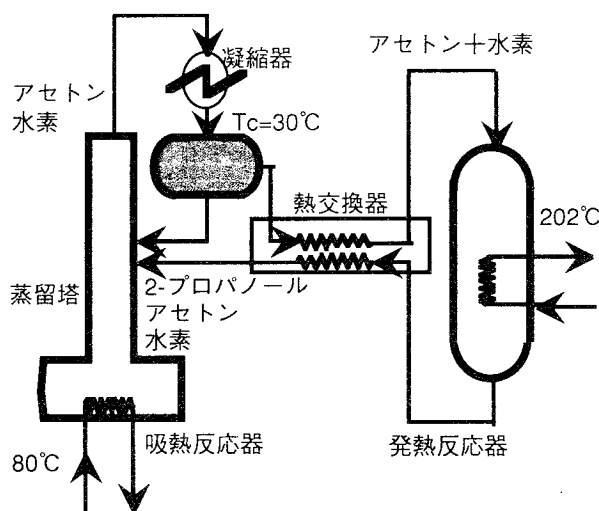
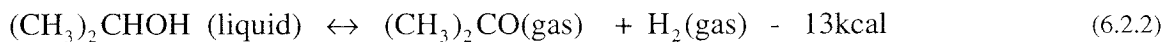


図 6.2.2 検討したケミカルヒートポンプ

6.2.3 ケミカルヒートポンプ熱電発電器の性能予測

ケミカルヒートポンプは機械的な仕事を要する図6.2.3(a)の構成を持つものと、機械的な仕事を要せず、分離仕事に必要な熱仕事（主に温度差を利用した冷却）でヒートポンプが実現できるケミカルヒートポンプがある。熱電発電器に適した後者の場合、その熱効率は式(6.2.3)で表せる。

$$\eta_h = \frac{Q_H}{Q_L} \quad (6.2.3)$$

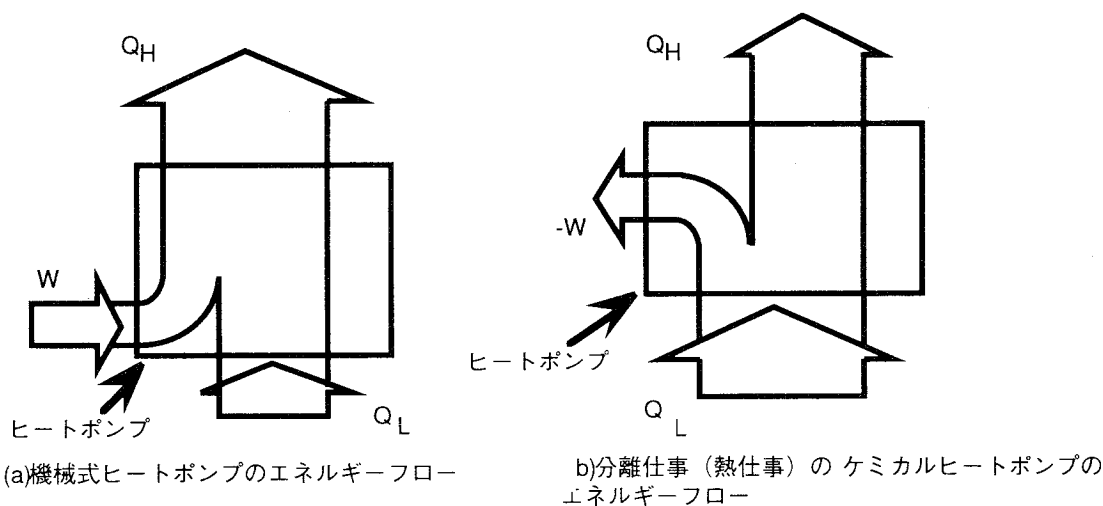


図 6.2.3 ヒートポンプのエネルギーフロー

ケミカルヒートポンプを用いた熱電発電器の場合、出力の大きさはケミカルヒートポンプの効率に関係するので、その関係を図6.2.4に示した。ケミカルヒートポンプの効率が38%以上であれば、発電出力はケミカルヒートポンプの無い場合に比べ大きくなっていることがわかる。しかしながら、ケミカルヒートポンプの効率が38%を下回る場合でも、熱電モジュールの所要量が低減されることにより発電コストの面では優れる場合がある。この経済性については次節で述べる。

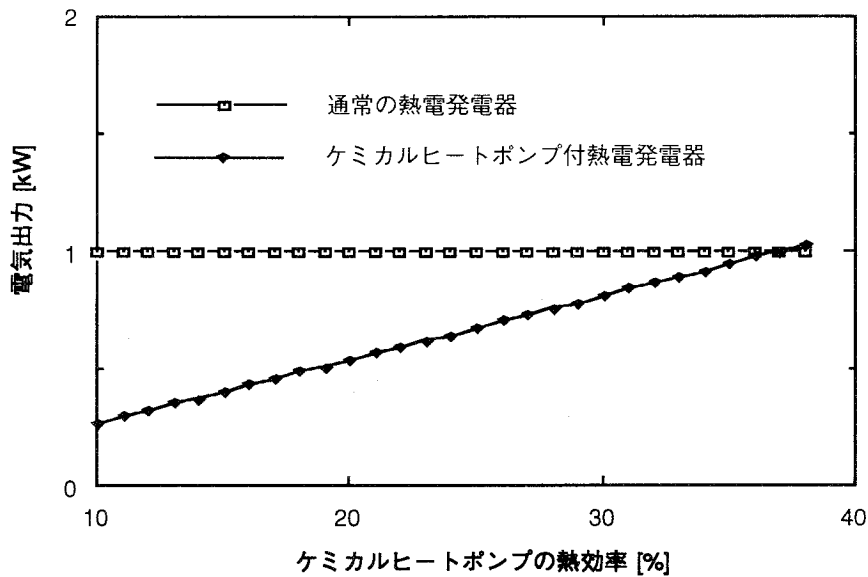


図 6.2.4 ケミカルヒートポンプの効率と発電出力の関係

6.2.4 ケミカルヒートポンプ熱電発電器の経済性評価

ケミカルヒートポンプにより熱源温度差が増大すると、効率が向上するとともにモジュールの通過熱流が大きくなり、熱入力と同じであれば、必要なモジュールは低減される。そこで、通常熱電発電器で1[kWe]の発電が可能な熱入力に対し、ケミカルヒートポンプ付熱電発電器の場合に必要な熱電モジュール数を求めた。結果を図6.2.5に示す。たとえば、ケミカルヒートポンプの効率が30%であったとすると、通常熱電発電器の場合2100[個]要したモジュールが227[個]となり、90[%]近く削減でき、発電コスト削減につながる。しかし、ケミカルヒートポンプHyproaceは図6.2.5のような反応で成り立っており、触媒として多量の白金を利用しており、現状では白金触媒の寿命が数千時間と予想されている。

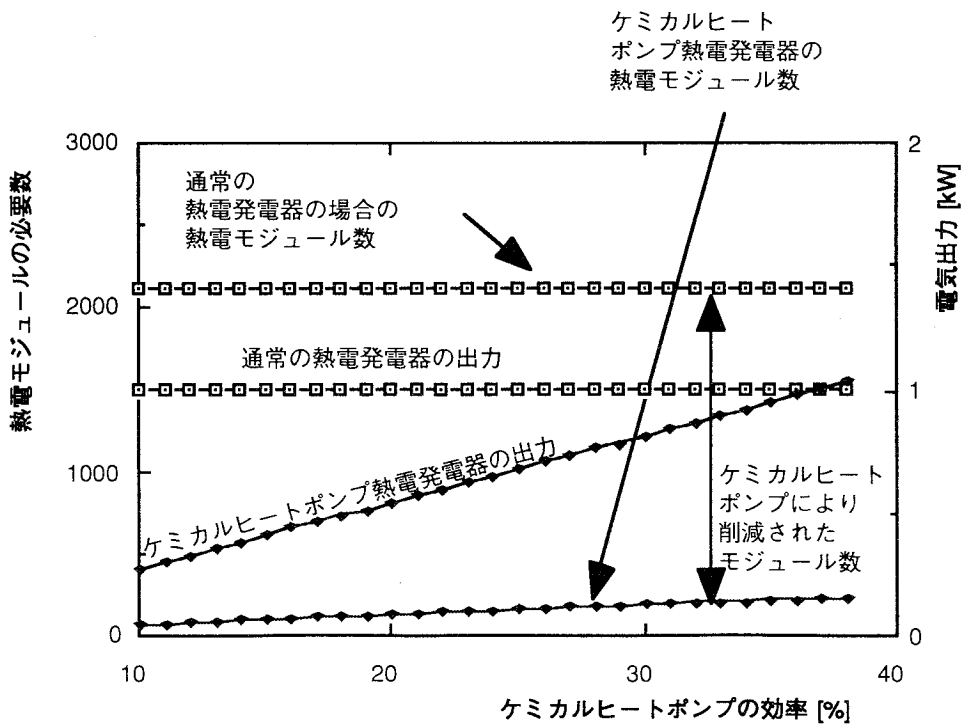


図 6.2.5 ケミカルヒートポンプが要するモジュール数と低減効果

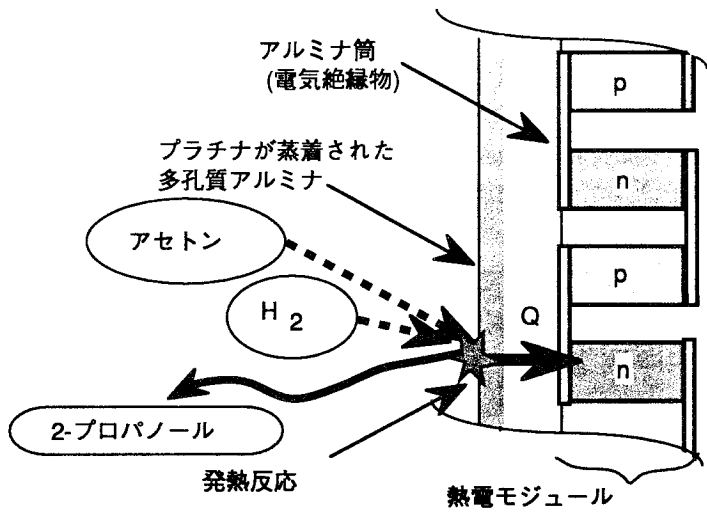


図 6.2.6 HyproAce の触媒反応と熱電モジュールへの熱供給

そこで、ケミカルヒートポンプを経済的な観点から検証した。ケミカルヒートポンプを導入した場合の熱電モジュールの所要数の削減によるキャピタルコストの低減分と、白金触媒の再生費用を含めた年当たりのケミカルヒートポンプのコストがバランスする点を、ケミカルヒートポンプのブレイクイーブンと考える。ブレイクイーブンとなるためのケミカルヒートポンプのコストを熱電モジュールの価格と、ケミカルヒートポンプをパラメータとして求めた。結果を図 6.2.7 に示す。当然ながら熱電モジュール価格が高ければブレイクイーブン価格は高い結果となっており、特に熱電モジュールが高価である場合に有効となる可能性が高い。しかしながら、ケミカルヒートポンプの効率についてはブレイクイーブン価格に対する影響はさほど大きくないので、効率を追及するために複雑なプロセスを模索するよりは工業化しやすく、安価なプロセスを選択すべきであることがわかる。

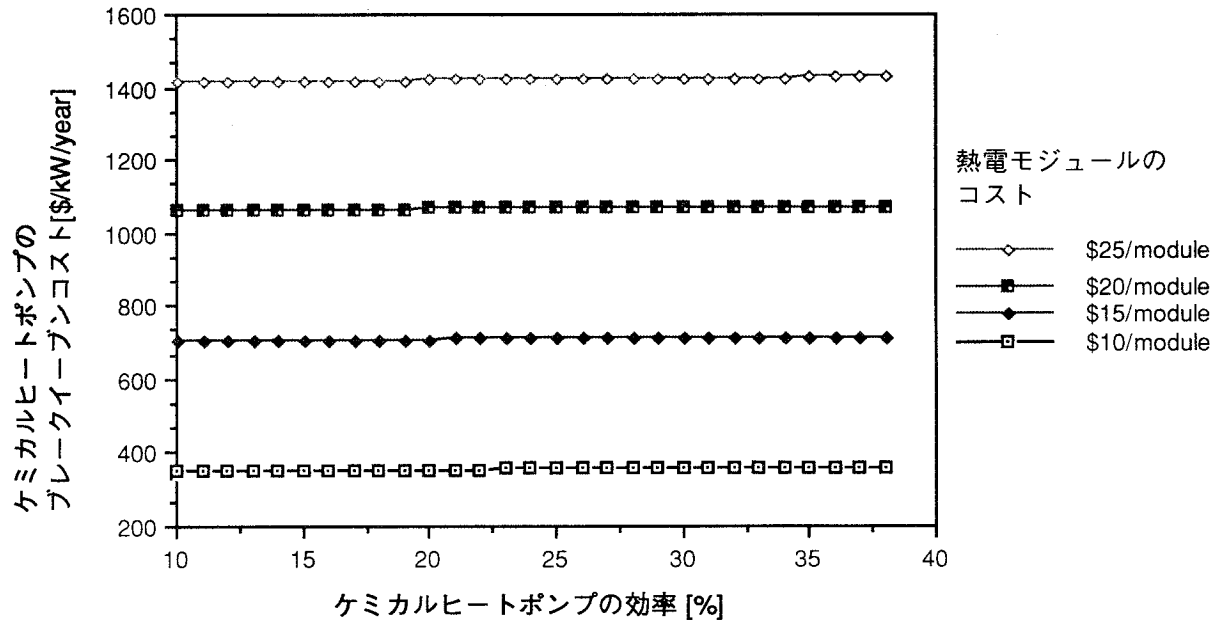


図 6.2.7 ケミカルヒートポンプのブレイクイーブン価格

6.2.5 結言

熱電発電器にケミカルヒートポンプを導入することにより、ケミカルヒートポンプの熱効率が40%を上回ると、ケミカルヒートポンプー熱電発電器の効率が、熱電発電器の熱効率を上回ることがわかった。しかし、ケミカルヒートポンプの熱効率が40%を下回った場合においても、ケミカルヒートポンプによりより昇温した結果、高熱流束が実現され、熱電モジュールの必要数が減少し、キャピタルコストの低減が可能となった。

一方、ケミカルヒートポンプを実現する白金触媒はその寿命が短いため、白金触媒の再生にコストがかかるが、そのブレイクイーブンコストは、熱電モジュールの価格に強く依存するだけで、ケミカルヒートポンプの効率には大きな影響を受けないので、安価なプロセスにより白金触媒を製造することが重要である。

6.3 傾斜機能材料(FGM)電極を有する熱電発電モジュール

6.3.1 緒言

熱電発電器はペルチェ素子としてよく知られる熱電冷却モジュールと同類の半導体素子を用い、高温熱源と低温源との温度差からゼーバック効果により熱起電力を発生させるものである。ビスマス－テルルを用いた熱電冷却モジュールに比べ、発電用モジュールでは一般に発電の用に供する熱源と冷却用の低熱源との温度差が大きく、熱応力や高温部の加熱・冷却に伴う繰り返し応力も大きくなる。同時にモジュールと熱源ならびに冷却源との熱的なコンタクトが良好でないと熱電素子に加わる有効温度差が減少するので、通常熱源－熱電モジュール－冷却源は機械的に圧着される。その圧力はある熱電発電モジュールの最適な締め付け圧力値では14kgf/cm²にも達し⁽³⁾、半導体熱電素子に加わる熱歪みをさらに増加させる場合もある。熱電モジュールは小さなダイス状の熱電半導体を高温側と低温側で電気的に直列に接続しているのもので、その電極を熱源、冷却源から電気的に絶縁する必要があるため、セラミック板などの絶縁物が利用されている。しかし、電極材、絶縁物、熱源との伝熱部はそれぞれ材質の熱膨張率が異なるため、熱応力緩和のためスプリングを利用した機械的圧着を利用した構造などを採用している⁽⁴⁾⁽⁵⁾。残念ながら、この圧着で実現できる圧力は最適な締め付け圧力の10kgf/cm²に比してかなり小さく熱伝導の面で問題となる。そこで、熱応力緩和と熱抵抗の低減のために傾斜機能材料を利用して電極－絶縁物または電極－絶縁物－熱交換部を一体成形する（ここでは以降、両者をあわせて一体構造電極と呼ぶことにする）ことを提案する。傾斜機能材料(Functionally Gradient Material :FGM)とは、宇宙往帰還機の構造材料⁽⁶⁾や高密度エネルギーの抽出装置の構造材⁽⁷⁾⁽⁸⁾として、耐熱性や耐熱応力性の面で近年注目を集めている概念であり、異種材料の複合化によって材料機能の高度化を目指したものである。これまでの金属複合材料(MMC)やセラミック系複合材料(CMC)などで代表されるミクロ複合化技術、接合・コーティングなどのマクロ複合化技術による異種材料の複合化においては異種材料面で不連続に変化する界面の存在を回避できない。複合材料において、熱応力は界面に集中し界面での材料の剥離などの問題が生じており、高温度差を追及する熱電発電器においても電極周辺の界面での熱応力が問題となっていた。

本論文では、接触熱抵抗の測定例について紹介し、接触熱抵抗が発電器の特性に与える影響が無視できないことを確認し、その解決策として、傾斜機能材料を用いた一体構造電極について検討する。現状の発電器の性能を向上させるためにその構造体に求められる条件を電極部、電気絶縁部の電気抵抗値、各部の熱抵抗値などについて計算した結果を紹介する。

6.3.2 熱電発電器における接触熱抵抗の測定

ここでは図6.3.1の試験用熱電発電器の発電特性から求めた接触熱抵抗に述べる。上部の油圧シリンダにより全体を加圧することにより、熱源－電気絶縁物－電極－熱電素子－電極－電気絶縁物－冷却源という熱流の経路に含まれる接触熱抵抗を低減し、熱電材料に加わる有効な温度差を拡大する効果について、発電特性より明らかにすることを試みた。あらかじめ、用いた熱電モジュールに使用されている熱電材料の熱伝導率、ゼーバック係数を測定しており、熱電素子で生じる熱起電力から、熱電材料に加わる温度差ならびに、通過熱流束が求められる。熱電素子での温度落差から、熱源と熱電ジュール、熱電モジュールと冷却源との間の温度落差の和を求め、求めた通過熱流束の大きさから熱抵抗を求めた。その値から電気絶縁物、電極の熱抵抗を差し引けば、接触熱抵抗が求められる。測定の結果、電気絶縁物の表面に熱伝導性グリースを塗布した後、12.8kgf/cm²の圧力で圧着した際に、接触熱抵抗は0.38K/Wで、単位面積あたりでは $1.1 \times 10^{-3} \text{m}^2 \text{K/W}$ となる。ほぼ同条件で熱電冷却モジュールを使用する際の接触熱抵抗 $1.0 \times 10^{-4} \text{m}^2 \text{K/W}$ が知られており⁽⁹⁾、その際の機械的接触は熱電モジュール－伝熱部間の1層であるが、実験用熱電発電器では熱源－電気絶縁物－熱電モジュール－電気絶縁物－冷却源の4層であり、単純平均では1層あたり約 $3 \times 10^{-4} \text{m}^2 \text{K/W}$ となり、Stockholmらの測定値の3倍の接触熱抵抗となっている。この原因としてStockholmらの値は熱電冷却用モジュールの評価のため、室温近傍の接触状況であるのに比べ、本件では熱源側では175℃という高温であるため接触状態が十分でないなどの理由が考えられる。

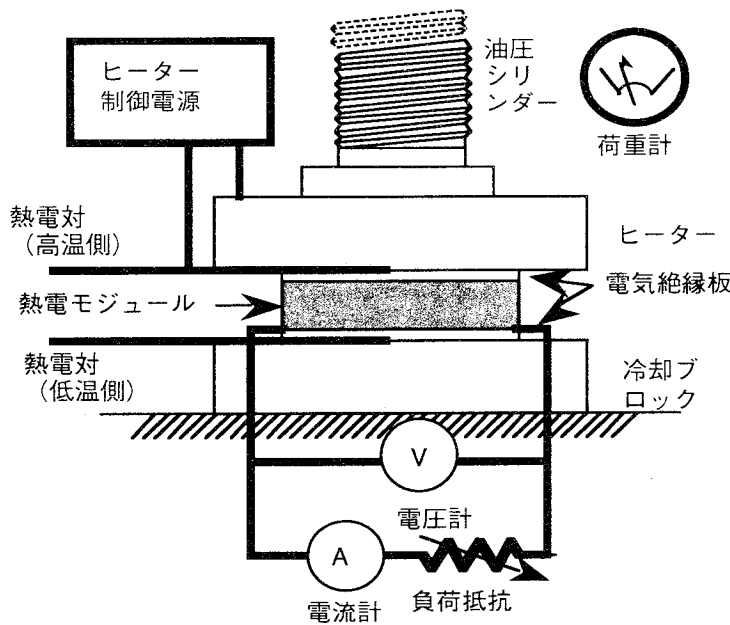


図 6.3.1 試験用熱電発電器の構成

6.3.3 一体構造電極の提案と電気特性の検討

熱電発電器のなかには大半の宇宙利用用RTG（Radioisotope Fuled Thermoelectric Generator）のように高温側電極が集熱板として熱交換の役割をはたしているものがあるが、廃熱利用など商用発電を目指した熱電発電器の構造は図6.3.2(a)のように熱源熱交換部—電気絶縁物—電極—熱電半導体—電極—電気絶縁物—冷却源熱交換部という順に接合される事が一般的であると考えられる。しかしながら、先に示したように電気絶縁物と伝熱部の機械的接触は接触熱抵抗を原因とした熱電発電器の性能低下の原因となる。そこで本章では接触熱抵抗の低減のために図6.3.2(b)に示すような電極—電気絶縁物—熱交換部の傾斜機能材料を用いた一体構造を提案し、その電気特性について検討する。

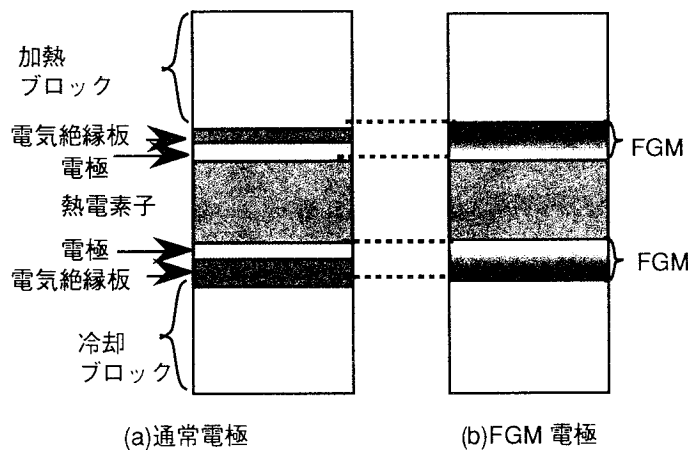


図 6.3.2 熱電発電器の構成

6.3.3.1 電気絶縁層の厚さが出力に与える影響

電気絶縁物の絶縁性が低い場合、漏れ電流を発生し、電気出力の低下が予想される。電気絶縁物の両端に加わる電位差は熱起電力によるものなので、熱電モジュールが電氣的に直列に接合される場合が最も問題となる。そこで、市販のHiZ社の1.8V-7.5A-13.5W出力の49対からなる熱電モジュールを10個電氣的に直列に接続し、厚さd[mm]の絶縁層を施した伝熱管に図6.3.3に示すように配置した場合について、それぞ

れの熱電モジュールから発生する漏れ電流による電力の損失分を計算し、図6.3.4に示した。絶縁材料としてはアルミナを想定し、アルミナの電気抵抗率を $1 \times 10^9 [\Omega \cdot \text{m}]$ と仮定した。

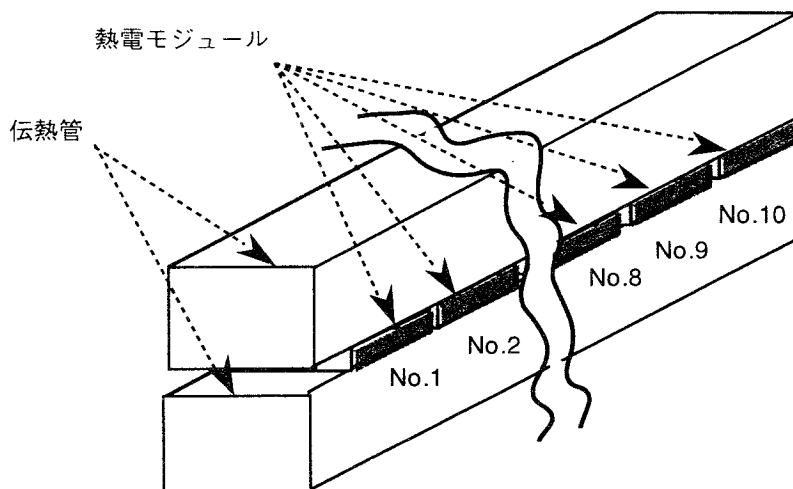


図 6.3.3 熱交換器型熱電発電器の構成

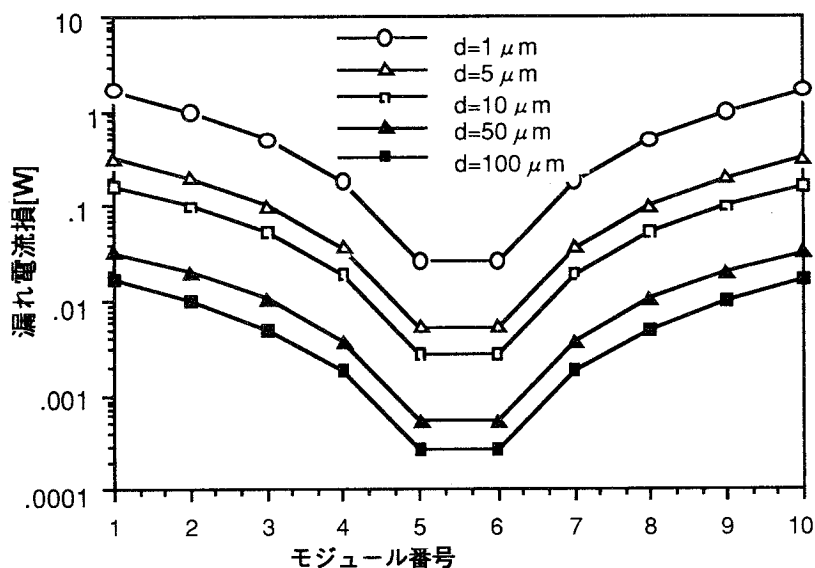


図 6.3.4 電力損失と電気絶縁物の厚さの関係

6.3.3.2 素子の直列数と損失電力の関係

実用規模の熱電発電器では数百モジュールが接続されることが予想される。その場合、電気絶縁物に加わる電位差はさらに大きなものとなる。そこで、直列モジュール数によってどれだけ損失電力が増大するかを調べ、電気絶縁層の厚さ d をパラメータとして、図6.3.5に示した。図6.3.5では漏れ電流による電力損失を漏れ電流が発生しないときの電力との比をもって評価した。絶縁物の厚さが $100 \mu\text{m}$ の場合でさえ、発電器が数十モジュール以上では急激に電力損失が増大する。しかし、絶縁物を $100 \mu\text{m}$ 以上の厚さにするには、製法上の問題が発生する。したがって、できる範囲で絶縁物を厚くするとともに発電器を小型のユニットに分割し、絶縁をはかるなど構造上の工夫が必要である。

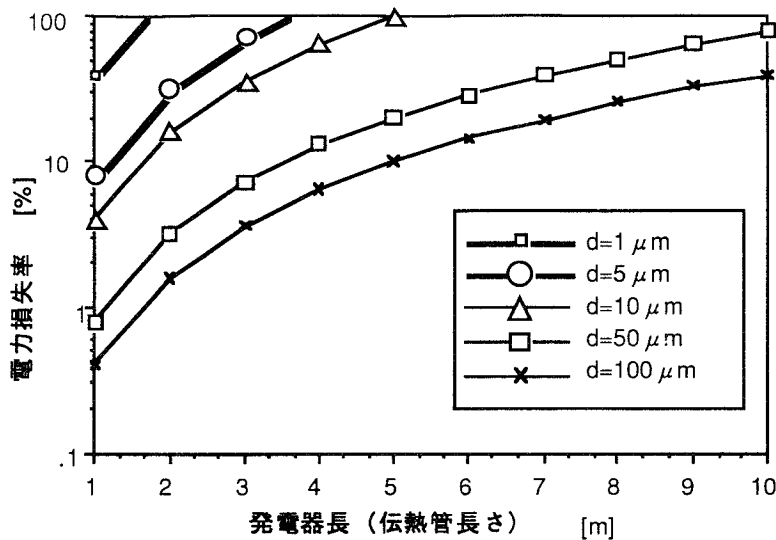


図 6.3.5 漏れ電流による電力損失と発電器長の関係

6.3.4 一体構造電極の熱的特性の検討と総合的評価

前章までに一体構造電極による電気的特性の評価を行なったが、本章では導入の根拠となる接触熱抵抗の低減について検討する。接触熱抵抗を含めた従来の熱電発電器の熱抵抗の構成と一体構造電極のそれとを比較するため表 6.3.1 にその概略値をまとめた。接触熱抵抗の値は 2 章で求めた値を採用し、電極－絶縁物間、絶縁物－熱源間が同じ値となると仮定した。実験に利用した Hi-Z Technology 社の 13.5W の発電モジュールの場合、電極が直接熱電材料にアルミ溶射されておらず、モリブデン箔を挟んでいるのでその場合の熱抵抗は通常の接触熱抵抗の計算方法により推定した。また、熱源の媒体の種類などが特定できないため、熱源が内包する熱抵抗（熱媒体からの熱伝達に依存する熱抵抗）については、ここでは論じないことにする。表 6.3.1 の全熱抵抗にしめる熱電半導体の割合では試験用熱電発電器では 55% であるのに対し、一体構造電極を利用した場合、その割合を 87% にまで拡大できる。また、熱電半導体の厚さをうすくして高出力化をはかる際には熱電半導体のペルチェ熱による見かけの熱伝導率が大きくなるので一層効果的であると予想される。

表 6.3.1 熱電発電器の熱抵抗の構成（単位面積あたり[m²K/W]）

各部位での熱抵抗（1 層あたり）[K/W]	試験用熱電発電器	一体構造電極使用
熱源－絶縁物間の接触熱抵抗	3×10^{-4}	1×10^{-5} 以下
電気絶縁物の熱抵抗	1×10^{-4}	1×10^{-5} 以下
絶縁物－電極間の熱抵抗	3×10^{-4}	1×10^{-5} 以下
電極の熱抵抗	1×10^{-5} 以下	←
電極－熱電半導体の接触熱抵抗	1×10^{-4}	3×10^{-4}
熱電半導体の熱抵抗	2×10^{-3}	←
全熱抵抗に占める熱電半導体の比率	55%	87%

6.3.5 まとめ

本論文では熱応力の緩和と接触熱抵抗の低減による熱電発電器の熱伝導の改善を目的としてFGM化された一体構造電極の検討を行なった。熱電発電器の出力の増大については熱源の特性に依存するものの、一体構造電極を用いることにより顕著な接触熱抵抗の低減が可能となり、漏れ電流による発電損失を発電器のユニット化により解決すれば、熱電発電器の大幅な性能向上が期待できる。また、一体構造電極の構成にあたって、傾斜機能材料を用いることにより、熱応力緩和の機能を備え、熱電発電器の信頼性の向上の可能性がある。

6.4 移動式熱電発電-水素製造システム

6.4.1 緒言

本節では熱電発電を利用したシステムの一つとして移動式熱電発電-水素製造システムを提案し、要素モデルの試作並びに実験について述べ、その結果に基づき、システムの応用可能性を評価する。近年、国内の生産設備については、高効率化による生産性の向上や省資源・省エネルギーを目的として、200℃以上の良質な排熱等を積極的に再利用する傾向が見られる。ところが、200℃を下回る蒸気や温排水などの保有する低質な排熱は、低温であるためエネルギー密度が低く、さらに安定な供給に問題がある場合もあり、未利用となっている例が多い。このような変動性のある低温排熱を用いて電力回収を行なう場合、系統連系装置を用いて、電力系統への逆潮流を行うことも電力利用の一候補となりえる。しかしながら、その場合、発電電力に変動があること、太陽光発電と異なり、電力需要の少ない、換言すれば電力価値の低い、夜間の発電となる可能性も高いことを考慮すると、系統連系による運用は得策とならない。そこで、今後水素を燃料とする燃料電池自動車などの急速な普及にともない水素の需要が高まるものと考えられることから、系統連系に替わる電力の運用方法として、水素製造を検討した。このような低質排熱源は集中発生するものではなく、各設備に分散発生するものであり、分散熱源ととらえられるため、筆者は熱電発電器を機動的に活用する移動式熱電発電-水素製造システムを提案する。提案システムは移動用の自動車に熱電発電器、SPE水電解装置及び水素吸蔵合金を搭載する。低質排熱を電力回収するには移動式の熱電発電器ではなく、排熱発生源において固定利用することも考えられるが、その場合、

- 1)低質な熱源は発生時間が短いため稼働時間が限られ、熱電発電器、水素製造設備の利用率が低くなり、経済性が損なわれる。
- 2)水素を製造した場合においても、水素の需要地（または備蓄場所）までの運搬を必要とする場合がある。

などの問題が生じる。しかしながら、移動式熱電発電-水素製造システムを使用した場合、排熱発生時間ごとに発生源を巡回するか、排熱発生時間にシステムが利用できない場合は蓄熱器を併用することにより、電力回収が行え、機動性を持たせて複数の熱源を巡回することにより、1台の熱電発電器の稼働率が向上し、システムの経済性が向上する。また、電力と異なり搬送設備が別途必要な水素を製造システムごと運搬ができ、効率的である。

このように移動式熱電発電-水素製造システムによって、新たにCO₂を発生することなくコストの低い低質熱源から製造された水素はまさにクリーンエネルギーであり、燃料自動車やCO₂の固定化の化学プロセスなどにへの利用が可能となる。このように、移動式熱電発電システムの環境保全のメリットは大きいといえる。

6.4.2 システムの構成

提案するシステムは移動用の自動車に熱電発電器、SPE水電解装置及び水素吸蔵合金を搭載し、図6.4.1に示すように排熱発生源を巡回し、低質排熱より水素を製造しながら巡回するシステムとなっている。以下にプロトタイプシステムの構成要素について順に説明する。

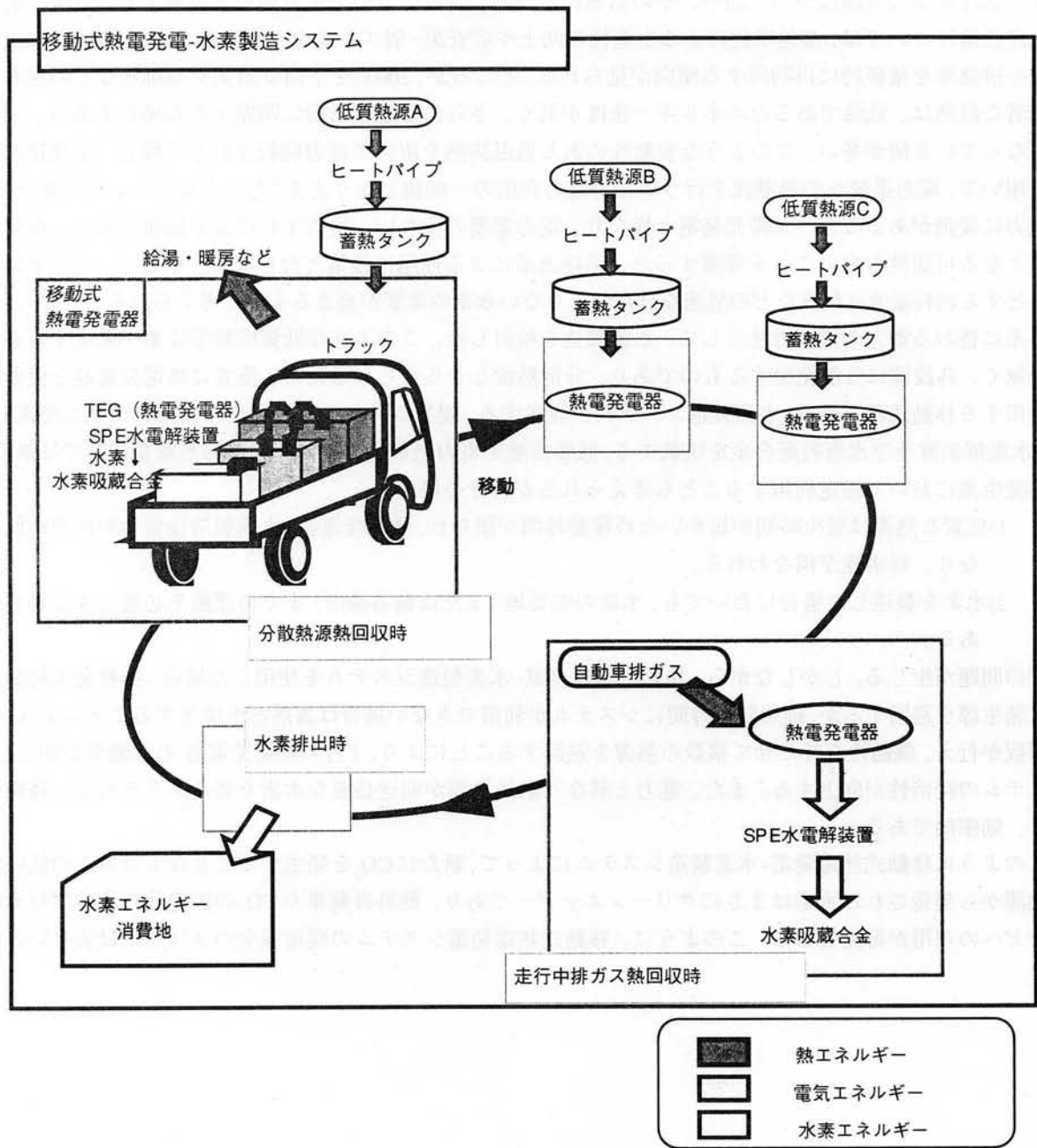


図 6.4.1 移動式熱電発電-水素製造システム

<1>熱電発電器 プロトタイプ移動式熱電発電器としては専用に設計した熱媒体油加熱、水冷却の500W級の熱電発電器（ウクライナ 熱電研究所製、輸入元（株）フジタカ）を用い、熱媒体油の加温に伴う体積膨張に対応するため、膨張タンクを付属して、車載した。この熱電発電器は、1ユニットにBi-Te系のモジュール（38*38mm）を4モジュール使用し、さらに、ユニットを流体に対して42個並列に接続する構成となっている。また、高温側熱媒体流体としては沸点200℃以上、流動点が-5℃以上、耐腐食性、無毒という条件を満足し、熱伝達性能が高いサームエス200s（アルキルナフタレン）を使用した。あらかじめ測定した、本発電器の出力特性を図6.4.2に示す。

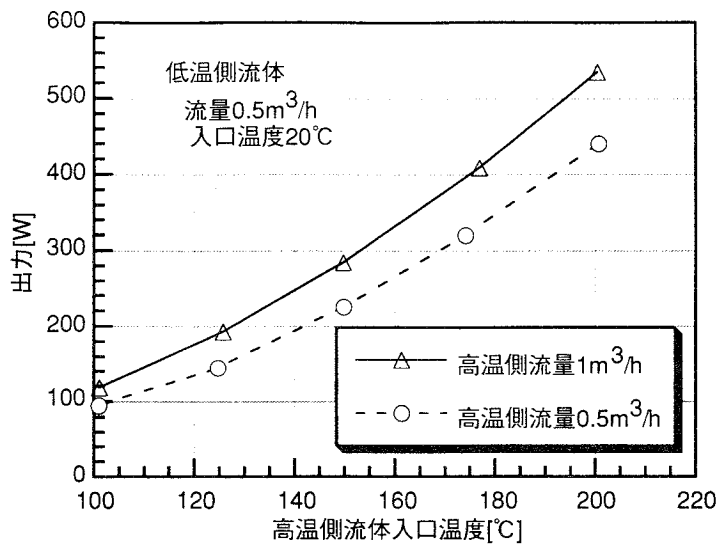


図 6.4.2 使用した熱電発電機出力特性

<2>SPE 水電解装置 本システムの水電解法には最近開発され、将来実用化が期待されている高効率でコンパクトな固体高分子電解質（SPE：Solid Polymer Electrolyte）水電解法を用いることを想定した。このSPE水電解法では、陽極に供給した純水が電気分解され、生成した水素イオンがSPEイオン交換膜を選択的に通過し、陰極で電子を受け取って水素となる。両極における反応は、次式の通りである。また、図 6.4.3 に SPE イオン交換膜の構造とその動作原理を示す。

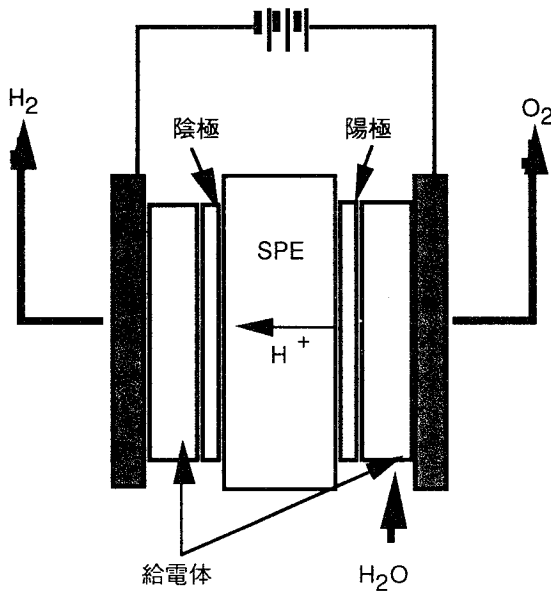


図 6.4.3 SPE イオン交換膜の構造とその動作原理

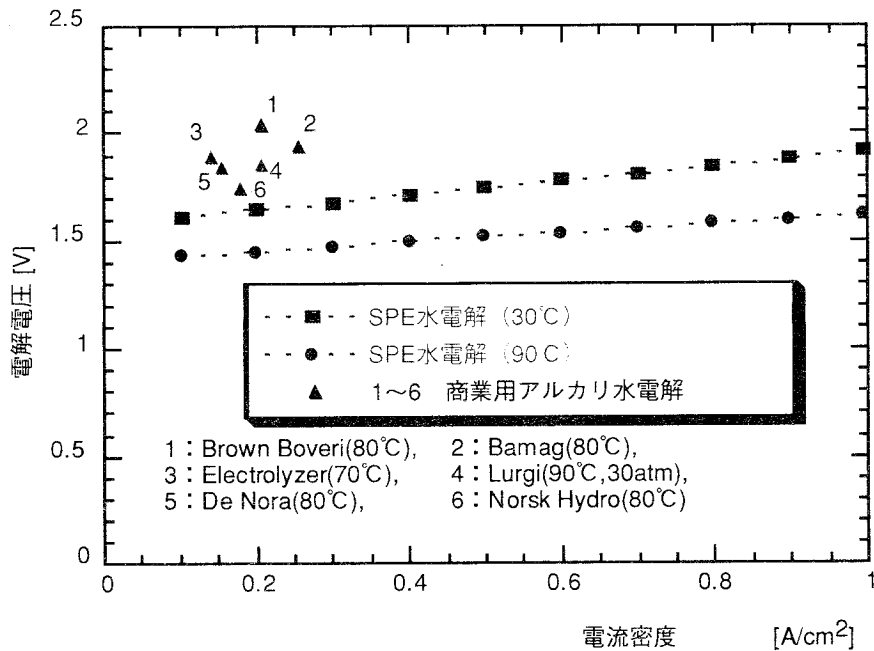


図 6.4.4 SPE 水電解と商業用アルカリ水電解の電解特性⁽¹²⁾

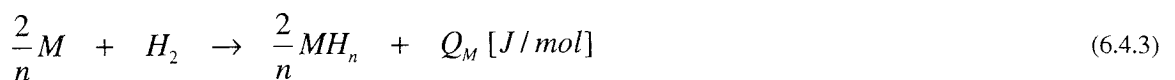
SPE 水電解法は商業用のアルカリ水電解法と比較すると、次のような特徴がある。

- ・ 高電流密度電解が可能
- ・ 電解電圧が低く、電流 - 水素エネルギー変換効率が高くなる
- ・ ガス純度が高い
- ・ 差圧に強く装置化が容易
- ・ 膜中のガス拡散現象による電流効率の低下
- ・ 不純物イオンが非常に少ない純水の供給を必要とする

また、図 6.4.4 は SPE 水電解とアルカリ水電解の電解特性である。この図より SPE 水電解法では、商業用アルカリ水電解法と比べて、電解電圧は約 10～30% 低下し、電流密度は約 5 倍近くまでとれることが分かる。また、温度が高いほど電解電圧は低下することも分かる。

以上のことから、低電圧、大電流の出力特性を持つ熱電発電のエネルギーシステムとして、SPE 水電解法は有効であると思われる。また、今回実験に用いる熱電発電器は、定格出力が 10V・500W であるので、この水電解法では SPE 水電解セルが複数必要である。さらに、電解される純水は、不純物によるセルの劣化防止のために純度を高くし、から分かるように、低電圧で効率よい水素製造のために高温にする必要があることから、SPE 水電解セルに投入する前にイオン交換器で脱イオン化し、熱電発電器の排熱利用等により可能な限り純水に熱を与え昇温するようなシステム上の工夫が必要である。実験により、電解膜が 50cm² のセル 1 枚に対し、投入電力 100W で 0.02Nm³/h の水素発生量が得られたことを確認している (10)。

<3> 水素吸蔵合金 水素吸蔵合金は、合金固有の圧力・温度条件下で水素と反応し、水素を吸蔵または脱蔵する。水素の吸蔵は一般に発熱を伴い、その反応は次式のようなになる。



(6.4.3) 式の Q_M は水素 1 モルあたりの反応熱で、その値は水素の燃焼熱の約 10～15% と比較的大きなものとなる。また上式の反応は可逆であるから、水素吸蔵合金にその反応熱と同等の熱を加えれば水素を脱

蔵する。このような特性から水素吸蔵合金を水素の貯蔵・輸送に利用することができる。現在、水素の貯蔵・輸送手段としては水素ボンベが最も一般的に使われている。これと比べて水素吸蔵合金は、ランタンやカルシウム系の合金では吸蔵に必要な圧力が10気圧以下（ボンベの圧力は200気圧以上必要）であり、また、水素脱蔵が吸熱反応であるため水素が漏れにくい。よって、圧縮機や耐圧設備の簡素化や高安全性を図ることが可能となる。一方、合金1kgに対し水素12gしか貯蔵できず輸送媒体として重量負担が大きい、水素脱蔵時に熱を消費するため、また熱交換器が必要となるなどの問題もある。なお、本システムではこの水素吸蔵合金に水素を貯蔵するが、その時の発熱を利用し、SPE水電解装置に投入する純水を昇温し、システム全体のエネルギー効率を上げるよう工夫している。

6.4.3 プロトタイプ移動式熱電発電器による熱回収・発電実験

現段階では発電実験を中心に行うため、製作したプロトタイプ移動式熱電発電システムには、SPE水電解装置及び水素貯蔵装置は搭載せず、発電装置のみとして、負荷として電子負荷装置を用いた。移動用に用いる車両は、排気量660cc、積載量350kgの軽トラックとした。プロトタイプ移動式熱電発電システムは500W級熱電発電器と、触媒熱利用の小型発電器の2個の発電器を備え、分散熱源での蓄熱タンクからの電力回収に加え、移動時のエンジン排熱からの電力回収機能を有している。

排ガス熱回収時（図6.4.5）には、熱媒体流体を循環させて、排ガス熱をマフラー（マフラー熱交換器）と触媒の2ヶ所で採熱する。マフラー熱交換器で熱回収した熱媒体流体を500W級熱電発電器に投入し、発電を行う。また、低温側流体は冷却用ラジエータで放熱を行う。触媒装置では、小型の触媒熱利用熱電発電器により発電を行う。

分散熱源熱回収時（図6.4.6）には、蓄熱タンクからの配管を接続し、触媒熱利用熱電発電器と500W級熱電発電器により熱回収・発電を行う。また、低温側流体は水道水を用いて、熱電発電器から流出した熱を温水蓄熱層に循環させ、熱供給利用することを前提としているが、実験ではラジエータを用いて冷却を行うようにした。

分散熱源における蓄熱器からの電力回収については蓄熱器を使用した熱電発電として5章で取り上げたので、ここでは付加機能であるエンジン排熱の電力回収を中心に述べる。

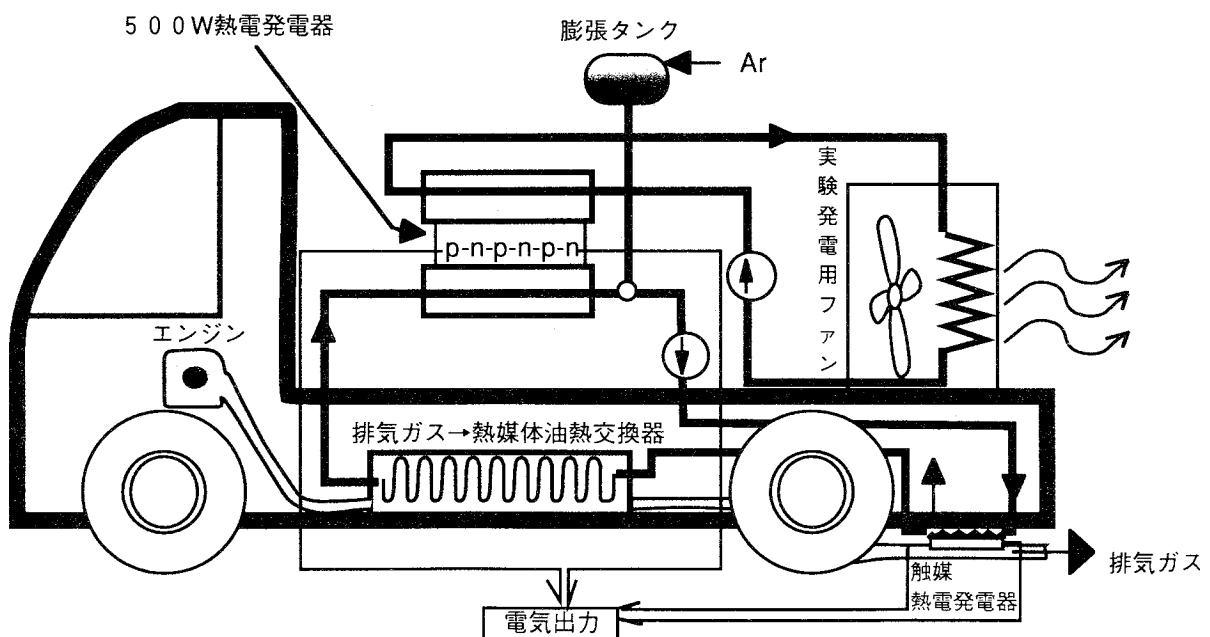


図 6.4.5 排ガス熱回収

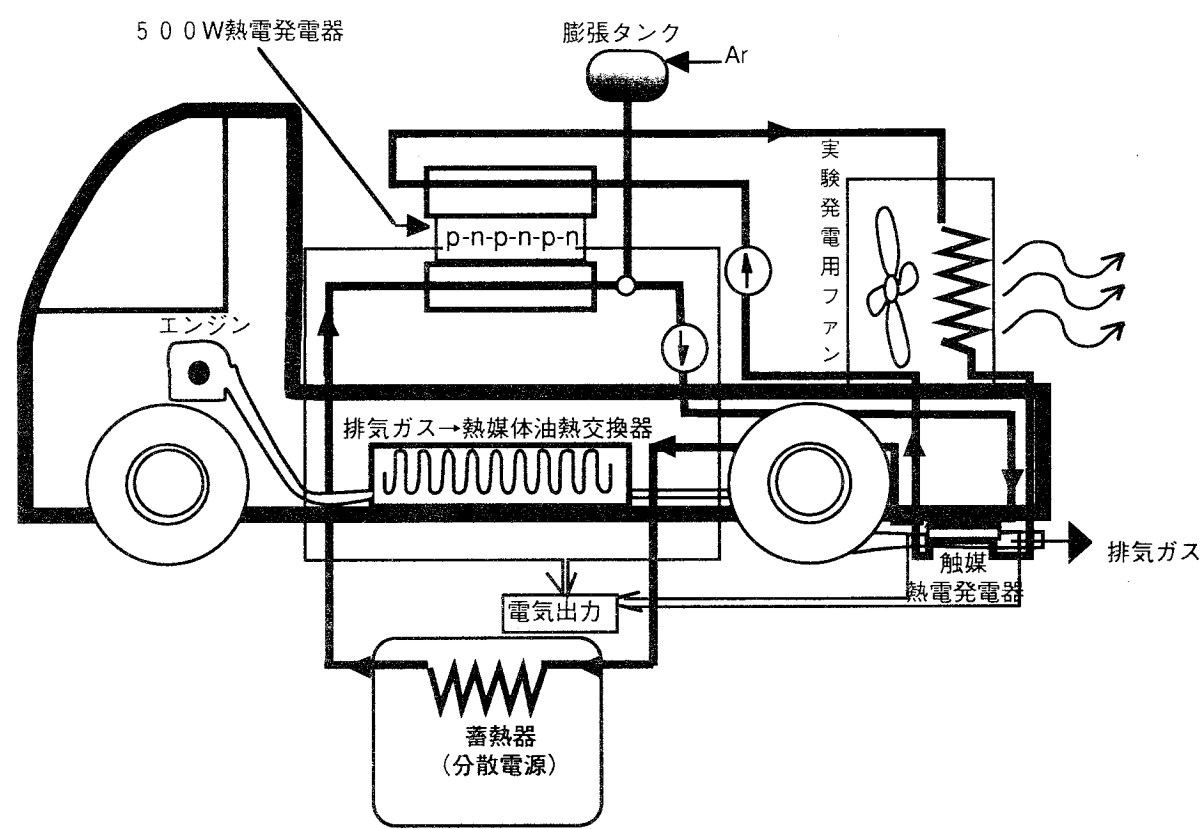


図 6.4.6 分散熱源回収

付加機能であるエンジン排熱の電力回収は、移動中における排ガス熱回収・発電による移動エネルギー損失の減少を目的としているので実走行に近い実験が必要である。そこで関西電力（株）総合研究所内シャーシダイナモを借用して走行模擬及び発電実験を行った。発電出力の測定は、表6.4.1の条件で、各装置の排ガス・高温側流体・低温側流体各温度の定常状態でを行った。

表 6.4.1 実験条件

エンジン回転数[rpm]	2 0 0 0	3 0 0 0	4 0 0 0
走行速度[km/h]	6 0	4 5	3 0
高温側流体流量[m ³ /h]	1		
低温側流体流量[m ³ /h]	0 . 5		
シャーシダイナモ負荷状態	無 負 荷		
高温側膨張タンク圧力 [kgf/cm ²]	0		

実験結果を以下に示す。

表 6.4.2 回転数別各温度・採熱量

エンジン 回 転 数 [rpm]	触媒入口温度[℃]		マフラー入口温度[℃]		マフラー出口温度[℃]		排 ガ ス
				放 熱 量 (マフラー)[W]			熱 媒 体 油
	採 熱 量 (触媒)[W]		採 熱 量 (マフラー)[W]				
	触媒出口温度[℃]		マフラー出口温度[℃]		マフラー入口温度[℃]		
2000	440 (290)		290		45		排 ガ ス
			3800				熱 媒 体 油
	190		1200				
	49.5		49.2		46.6		
3000	500 (340)		350		53		排 ガ ス
			4700				熱 媒 体 油
	249		2100				
	65.2		64.4		60.2		
4000	613 (400)		464		53		排 ガ ス
			6400				熱 媒 体 油
	280		3800				
	85.4		84.6		76.3		

表 6.4.2 から分かるように、マフラーにおける熱回収効率は 2000、3000、4000rpm でそれぞれ 32%、45%、59% であった。また、排ガスの出口温度が 50℃ 近辺であるのに対し、熱媒体油の出口温度がそれぞれ 50、65、85℃ となっており、マフラーでの採熱はよく行われていると言える。また、触媒においては、排ガスの出入口温度差に対して熱媒体油の採熱量が小さい。表の () 内の値は、触媒を外して、マフラー熱交換器のみを設置し測定したものであるが、比較すると、排ガス温度が 150～200℃ 程度異なる。これは、エンジンから触媒までの排ガス圧力が触媒の有無で 0.1kgf/cm² のオーダーで変化するためと思われる。4000rpm における触媒前後の圧力差が 0.1kgf/cm² とすると、常圧で 530℃ 程度となり、入熱量は約 1000W 程度であり、マフラーからの入熱量と比較すると 1/6 以下となると推測される。そのため、この触媒からの入熱はマフラー部からの入熱の 1 割程度に留まった。

500W 級及び触媒熱利用熱電発電器の i-v 特性をそれぞれ図 6.4.7、図 6.4.8 に示す。

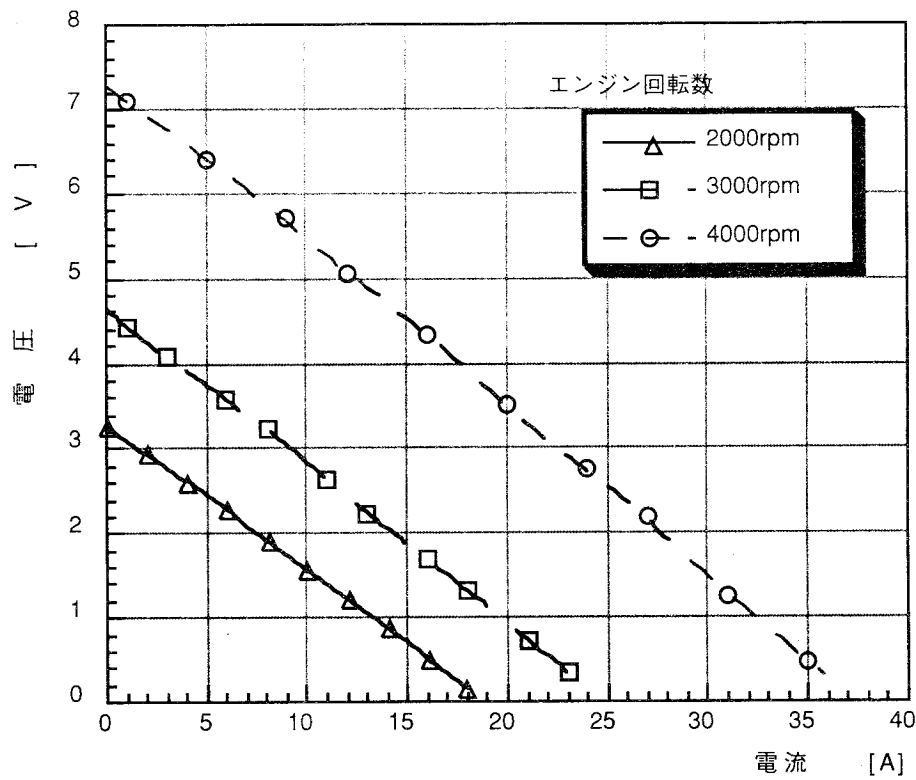


図 6.4.7 500W 級熱電発電機 i-v 特性

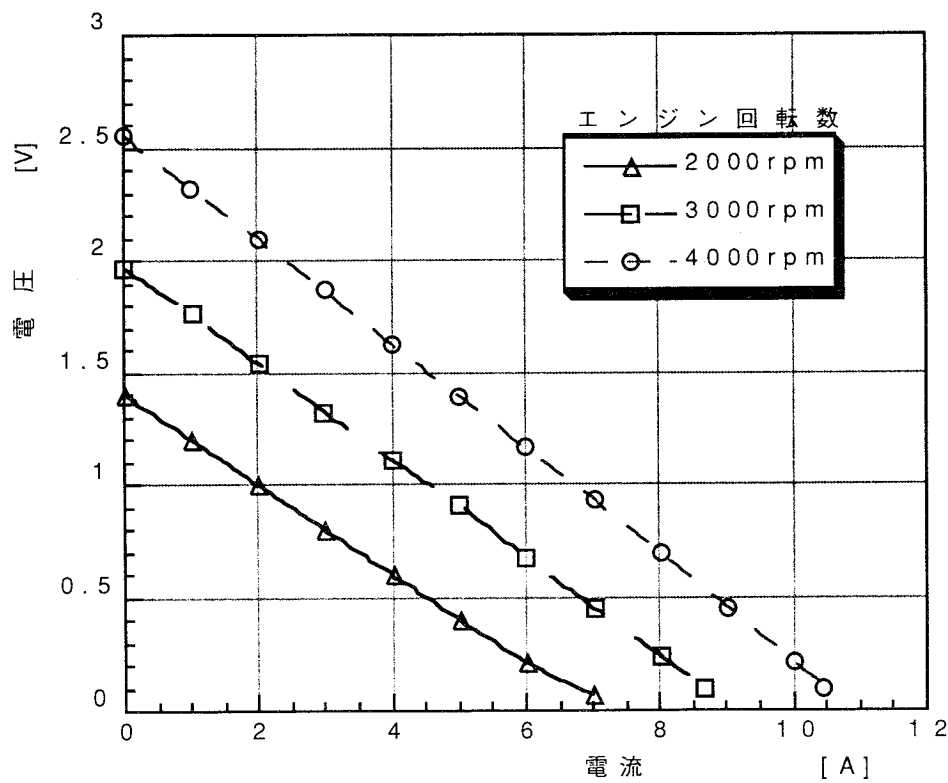


図 6.4.8 触媒熱利用熱電発電機 i-v 特性

表 6.4.3 回転数別最大出力

エンジン回転数 [rpm]	最大出力		
	500W級熱電発電器 [W]	触媒熱利用熱電発電器 [W]	合計 [W]
2000	1.5	2.4	17.4
3000	2.9	4.5	33.5
4000	7.1	7	78

表 6.4.3 に、エンジン回転数と最大発電出力の関係を示す。これからわかるように、4000rpm で最大出力は 78W 程度である。また、この値はポンプ損失を含んでいない。よって、このポンプ損失を考慮すると、2000～4000rpm で正味出力が約 2～30W(e) 程度となる。また、ガソリンの燃費が約 16km/l、低位発熱量が 10000kcal/kg、密度が 0.74kg/l であるので、ガソリン発熱量は 32kW(th)(4000rpm) となり、排気ガスの持ち出し熱量がガソリン発熱量の 30% であると仮定すると電力回収効率 はポンプ動力を含まないみかけ効率で 0.8%、正味効率では約 0.3% 程度となる。

6.4.4 結言

本節では移動式発電器についてプロトタイプによる発電実験を中心に述べた。移動中の排気ガスの持ち出し熱の電力回収においては、正味効率 0.3% となり、現在の強制対流熱伝達を基本とする発電方式では十分な効果が得られていない。今後、ピスマス-テルル系単独で行っていた材料をシリコンゲルマニウム系、鉛テルル系などの他の材料とのカスケード化などの発電器構造の見直し、採熱方法の改善によって性能向上を検討したい。この種の発電器の開発は、移動式熱電発電器というカテゴリーにとらわれず、自動車の排熱利用という形で各方面で研究が進められているので、自動車排熱利用熱電発電器を移動式熱電発電器に含める方向での検討も視野に入れた開発が望まれる。また廃熱利用という面からは、より高い価値の高いエネルギー形態への変換が望ましいので、夜間の電力需要の少ない時期に電力へ変換することに比べれば、直接の燃料となる水素への変換はその要求に応えられるものであると確信する。

6.5 結言

熱電発電システムの画期的な性能向上については材料ベースの変換効率の革新的な向上、すなわち新材料の発見を待たねばならないが、本章では既存の熱電技術をベースに、熱電発電システムの性能向上を図るために、次の3件を提案し、基本的な検討を行った。

(1) ケミカルヒートポンプ利用熱電発電

ケミカルヒートポンプを使用し、熱源を高温化することによりシステムの熱効率の向上を図るシステムを提案した。熱電発電器にケミカルヒートポンプを導入する場合、ケミカルヒートポンプの熱効率が38%を上回ると、ケミカルヒートポンプー熱電発電器の効率が、ケミカルヒートポンプを使用しない熱電発電器の熱効率を上回ることがわかった。しかし、ケミカルヒートポンプの熱効率が38%を下回った場合においても、ケミカルヒートポンプにより昇温した結果、高熱流束が実現され、熱電モジュールの必要数が減少し、キャピタルコストの低減が可能となった。

一方、ケミカルヒートポンプを実現する白金触媒は高価であり、その寿命も短い。そこで、ケミカルヒートポンプを導入した場合、高熱流束を実現することにより低減された熱電モジュールにより低減されたコストをケミカルヒートポンプのブレイクイーブンコストとして試算した。その結果、ブレイクイーブンコストは熱電モジュールの価格に強く依存し、ケミカルヒートポンプの効率には大きな影響を受けないことがわかった。したがって、熱効率向上を目指し白金触媒を高価なプロセスで製造するより、安価なプロセスでコスト低減を図ることが重要である。

(2) FGM電極を利用した熱電モジュール

FGM化された電極により、絶縁物を一体構造とした熱電モジュールを提案し、最適設計、性能向上の試算を行った。熱電発電器の出力の増大については熱源の特性に依存するものの、一体構造電極を用いることにより顕著な接触熱抵抗の低減が可能となり、熱電発電器の大幅な性能向上が期待できる。また、一体構造電極の構成にあたって、傾斜機能材料を用いることにより、熱応力緩和の機能を備え、さらに信頼性の高い熱電発電器の製作が可能となる。

(3) 移動式熱電発電ー水素製造システム

車載式熱電発電ー水素製造システムによる廃熱回収を提案し、軽自動車を用いた実験モデルによる検討を行った。ここでは移動式発電器についてプロトタイプによる発電実験を中心に述べた。移動中の排気ガスの持ち出し熱の電力回収においては、正味効率0.3%となり、現在の強制対流熱伝達を基本とする発電方式では十分な効果が得られていない。今後、熱効率の向上にはビスマス-テルル系単独で行っていた材料をシリコンゲルマニウム系、鉛テルル系などの他の材料とのカスケード化などの発電器構造の見直し、採熱方法の改善によって性能向上が必要である。この種の発電器の開発は、移動式熱電発電器というカテゴリーにとらわれず、自動車の排熱利用という形で各方面で研究が進められているので、自動車排熱利用熱電発電器を移動式熱電発電器に含める方向での検討も視野に入れた開発が必要である。また廃熱利用という面からは、より価値の高いエネルギー形態への変換が望ましいので、夜間の電力需要の少ない時期に電力へ変換することに比べれば、直接の燃料となる水素への変換はその要求に応えられるものであるといえる。

6.6 第6章参考文献

- (1) Y.Saito, M.Yamashita, K.Yukawa and H.Itagaki:Proceedings 9th World Hydorgen Energy Conference Vol. 1 , pp.113-121(1992)
- (2) K.Yamaseki, S.Nakayasu, K.Yamamoto and H.Kameyama.Journal of Chemical Engineering Japan, pp.267-272(1991)
- (3) Fredrick Leavitt, N.B. Elsner, J.C. Bass:“Use, Application and Testing of the HZ-14 Thermoelectric Module,” Proceedings XV ICT, Pasadena,pp.378-382(1996)
- (4) 松浦虔士:「低熱落差利用大形熱電発電器の過渡特性と計算」電学論B、昭和63年5月pp.213-220(1988)
- (5) G.Guzzoni:” 500Watt Thermoelectric Power Source for Military Use” ,Proc. 1st Int'l Conf. Thermoelectric Energy Conv.(ICTEC), Arlington ,P.121(1978)
- (6) 新野他、傾斜機能材料..., 日本複合材料学会誌, 13-6,pp.257-264(1987)
- (7) 伊藤他、傾斜機能材料のエネルギー機器への適用、原子力工業、37-4,pp.59-61(1991)
- (8) 伊藤他、傾斜機能材料のエネルギー機器への適用、機械の研究、46-9,pp.14-18(1991)
- (9) J.G.Stockholm et.al, Proc. 6th, Int'l Conf. Thermoelectric Energy Conv.(ICTEC),Arlington ,p.83(1986)
- (10) 戸高：分散未利用熱源に適応する移動式熱電発電-水素製造・貯蔵システムの設計と製作、大阪大学修士論文(1996)
- (11) K.Matsuura et.al. : Large Scale Thermoelectric Generation of Low-Grade Heat - the Future、Proceedings of the 12th International Conference on Thermoelectrics、V1-2、pp.439-446、Yokohama、Japan(1993)
- (12) 竹中：水電解法による水素製造技術の開発動向、燃料協会誌、第70巻第6号(1991)
- (13) 鳥越：CO₂ リサイクルのための熱電発電-水素製造システム、大阪大学卒業論文(1997)

第7章 結論

以下に各章で述べた結論を記述する。

第2章 熱電発電器の解析と最適設計

熱電発電器を用いることにより、低温廃熱などの未利用エネルギーを有効利用することが可能である。そこで、発電器特性の解析法を開発し、未利用廃熱の温度レベルに応じた熱電発電器の最適設計が可能であることを示した。以下に第2章で得られた成果を列挙する。

- (1) これまでに提案されていた熱電発電器の定常解析、過渡解析の手法が試作熱電発電器を使用した実験により数%の誤差で適用可能であることを確認した。
- (2) 熱電発電器の出力特性の解析において、これまで無視されていた接触電気抵抗、接触熱抵抗、ならびに熱電材料などの温度依存性を考慮することが、解析精度の向上に有効であることを確認した。
- (3) 接触電気抵抗、接触熱抵抗の測定方法を新規に提案し、実験用熱電発電器について測定を行なった。
- (4) 熱電発電器による未利用エネルギーの電力回収を目的として、熱電発電器の最適設計を行った。その結果、80℃程度の温排水からの電力回収においては、1.5mm厚のモジュールの使用が最適であり、発電コストは現在の価格ベースで1kWhあたり20円程度となること、より高温の廃熱を使用した場合は、発電コストが低下し、300℃程度で9円/kWhになることが確認された。

第3章 高速増殖炉への熱電発電器の適用可能性検討

近年、アモルファス FeSi_2 のような巨大なゼーベック係数を持つ熱電材料が発見され、その後も化学的に安定な金属酸化物半導体の中に ZnO 系材料や、 NaCo_2O_4 系材料など有望な熱電半導体が発見されている。今後、熱電素子の高性能化が進めば、高温度差で熱電発電器を動作させる商用発電の実現の可能性がある。

第3章ではアモルファス FeSi_2 のような巨大な熱起電力を有する熱電素子からなる熱電発電器を適用することにより、高速増殖炉を熱源としたシンプルで経済的な大電力発電システムを実現する可能性があることを確認した。ここでは、発電器に薄膜形 FeSi_2 素子を用い、高温側を液体Na加熱、低温側をNaK冷却して高熱流束、高電流密度で熱流、電流を膜厚方向に流す方式を提案した。このFBR熱電発電システムは水フリーのNa,NaKループにより構成されるため、液体金属Naと水の反応の危険性を回避した、「Inherent Safety」を実現可能とするシステムとなっている。

また温度依存性の顕著な材料を高温度差で使用するアモルファス FeSi_2 薄膜熱電発電器の熱電特性を解析するため、実用の大電流密度領域での解析を可能とする新しい解析手法を開発し、それを用いて、提案した熱電発電方式の成立性を検証した。また、発電特性の解析結果を元に、膜状素子を用いた熱電発電器について、商用大電力発電に適用する際の設計指針ならびに熱電材料開発の指針を示した。

第4章 焼却施設に適用する熱電発電器のプロトタイプ開発

ゴミ焼却炉に設置し、廃熱回収を行う熱電発電器の開発について、発電器構造の検討から、試作器による試験、試作器からのフィードバックデータに基づくプロトタイプの開発ならびに焼却炉での運用について示した。本研究を通じ、以下のような知見を得た。

- (1) 動作媒体として熱媒体油を用いることにより、熱電発電器の構造が簡略化され、大量生産が可能となる。
- (2) 熱媒体油を動作媒体とする熱電発電器においては、熱伝達の性能上、間接熱交換方式が直接熱交換方式より有利である。
- (3) 熱電モジュールの圧接圧力の適正值は、モジュールを6枚並列に使用する場合、これまで推奨されていた約1.4[MPa]よりかなり小さい約0.3[MPa]であることが判明した。
- (4) 生産効率の高い熱電発電器を設計し、大量生産が実現可能であることを確認した。

(5) 開発したプロトタイプ熱電発電器を実際のゴミ焼却炉で実運用し、ゴミ焼却炉のヒートサイクルに適合することを実証した。

今後は発電設備を持たない200[ton/day](20万人のゴミ排出量に相当)以下の中小規模ゴミ焼却炉への熱電発電器の普及に向けた取り組みをする必要がある。

第5章 蓄熱器を用いた熱電発電器の運転

変動性のある廃熱源を利用する熱電発電器に蓄熱器を導入する効果を評価するため、実験による検討ならびにコスト試算を行った。その検討を通じ、以下のような知見を得た。

(1) 蓄熱器に蓄熱された熱を熱源として熱電発電器を運転する場合、熱媒体油の流量制御を行うことにより、回収可能な電力量が増加する。

(2) 熱電発電器を用いて、間欠的に発生する廃熱から電力を回収する場合、蓄熱器を併用することにより必要となる熱電発電器容量が低減され、発電コストも低減される可能性がある。

第6章 熱電発電器の高度利用技術の検討

熱電発電システムの画期的な性能向上については材料ベースの変換効率の革新的な向上、すなわち新材料の発見を待たねばならない。そこで第6章では既存の熱電技術をベースに、熱電発電システムの性能向上を図るために、次の3件を提案し、基本的な検討を行った。

(1) ケミカルヒートポンプ利用熱電発電

ケミカルヒートポンプにより、高温化された熱源を確保することで熱効率向上を図るシステムを提案した。ケミカルヒートポンプの熱効率が38%を上回ると、ケミカルヒートポンプ利用熱電発電器の効率が、熱電発電器単独の場合の熱効率を上回ることがわかった。しかし、ケミカルヒートポンプの熱効率が38%を下回った場合においても、ケミカルヒートポンプにより昇温した結果、高熱流束が実現され、熱電モジュールの所要量が減少し、キャピタルコストの低減が可能となった。しかし、ケミカルヒートポンプを実現する白金触媒は高価であるだけでなく、その寿命が短いので、安価なプロセスにより製造することが重要である。

(2) FGM 電極を利用した熱電モジュール

FGM化された電極により、絶縁物を一体構造とした熱電モジュールを提案し、最適設計、性能向上の試算を行った。一体構造電極を用いることにより顕著な接触熱抵抗の低減が可能となり、熱電発電器の大幅な性能向上が期待できる。また、一体構造電極の構成にあたって、FGMを用いることにより、モジュールの耐熱応力性が増し、信頼性の高い熱電発電器の製作が可能となる。

(3) 移動式熱電発電—水素製造システム

移動式熱電発電—水素製造システムによる廃熱回収を提案し、軽自動車を用いた実験モデルによる検討を行った。移動式発電器についてはプロトタイプによる発電実験を中心に述べた。移動中の排気ガスの持ち出し熱の電力回収においては、正味効率0.3%となり、現在の強制対流熱伝達を基本とする発電方式では十分な効果が得られていない。今後、ビスマス-テルル系単独で行っていた材料をシリコンゲルマニウム系、鉛テルル系などの他の材料とのカスケード化などの発電器構造の見直し、採熱方法の改善によって性能向上を図る必要がある。

NEDOの委託により(財)省エネルギーセンターで企画された高効率熱電変換素子開発先導研究が2000年度に始まっており、また熱電発電の適用先として現在最も注目されている焼却炉などの廃熱回収は、国内的には新エネルギーとして位置づけられ、太陽電池などと同様、通産省から導入時の補助金制度が活用できる体制になっている。このように熱電発電システムは、事業化が進むような環境が整いつつあり、本格的な事業化を目指す企業による発電器の生産体制の整備が待たれるところである。事業化に積極的な企業としては、すでに宇部興産(株)など、1社でモジュール生産からエンジニアリング、ユニット生産までを行える企業が現れているものの、年間で数MWを越えるような大規模な供給体制には到達していない。

従って、当面は小規模な適用先を積極的に開拓する必要があると思われる。

熱電発電を用い、低質な廃熱を電力に変換し、有効活用することは、地球環境の保全に貢献するものと期待される。その省エネルギー効果は現状の素子効率をもっても500[MWe]に達し、年間で450万キロリットルの石油消費削減に相当する。開発した500W級のプロトタイプ熱電発電器は、極小規模であるが技術的には実用化の段階に到達しており、本研究は省エネルギーの推進を目指し、低質廃熱を電力に変換する熱電発電器の早期導入に大きく貢献した。

謝辞

まず、大阪大学大学院工学研究科電気工学専攻松浦虔士教授には大阪大学工学部電気工学科在学中より本研究で17年間の永きにわたりご指導賜り、研究の機会をお与え頂いたことに深く感謝いたします。

また研究内容に踏み込んだ指導を頂戴した同専攻辻毅一郎教授、森勇介助教授に深く感謝いたします。有益なご助言など賜りました熊谷貞俊教授、伊藤利道教授、佐々木孝友教授、平尾孝教授各先生に感謝いたします。

大阪大学で共に研究をさせていただき、色々と御指導いただきました大阪工業大学の木村紀之助教授、鈴鹿工業高等専門学校 of 山本賢司教授、大阪大学の河崎善一郎教授、舟木剛先生、松原一郎先生ならびに電気工学科松浦研究室の皆様には感謝します。

また熱電グループとして共に研究をして下さった大阪大学松浦研究室のOBの皆さま、在籍中の学生の皆さまに感謝します。

神戸市立工業高等専門学校の研究指導において、さまざまなご助言や、ご協力を賜りました尼子邦之教授、早ノ瀬信彦教授、森田二郎助教授、道平雅一講師始め、電気工学科、電子工学科教職員の皆様には深く感謝いたします。また、本研究にあたり色々と御協力頂いた神戸市立工業高等専門学校の教職員の皆様には感謝致します。さらに、神戸高専における研究に協力し、成果をあげていただいた津吉研究室のOBに特に感謝します。

測定技術や材料評価などについて色々なご教示を賜った科学技術庁金属材料技術研究所の西田勲夫先生、電気学会の調査専門委員会のお世話を頂き、熱電システム検討などでいろいろとご助言を頂いた湘南工科大学の梶川武信教授、研究会始め、国際会議などでたびたびお世話になった電子技術総合研究所の太田敏隆氏、山本淳氏、財団法人電力中央研究所の堀康彦氏、育英工業高等専門学校の大杉功氏ならびに電気学会高性能熱電デバイス調査専門委員会の委員各位にお礼申し上げます。

また共同研究でお世話になりました山口東京理科大学松原覚衛教授、山口大学小柳剛教授、山口大学岸本堅剛先生、日本原子力発電株式会社の野垣内武士氏始め関係者各位に感謝します。

本論文の最も貴重な成果を得る機会を与えて下さり、多大な資財の提供を頂いた共同研究者の株式会社クボタ 技術開発研究所の香川修三氏、酒本正則氏、日野正道氏始め関係各位に深く感謝いたします。また、発電器の製作に際し、御協力いただいた共立化工機株式会社の尾形善造氏はじめ皆さまにも感謝いたします。また熱電発電器の導入にあたり、ウクライナ熱電研究所のDr. L.I. Anatyshuk、株式会社フジタカの三澤謙吾氏、竹田浩三氏、福田順治氏にもお世話になり、感謝いたします。

また、在外研究では5ヶ月と短い期間でありましたが、研究の手ほどきを頂きました英国ウェールズ大学のD.M. Rowe教授ならびに、研究室でいろいろとお世話になったDr. S.G.K. Williams, Dr. G. Min, Mr. Y. Shen, Mr. Y. Wu, Dr. D.B. Hyunの皆さまに感謝します。

また研究の節目に暖かい励ましを頂いた松浦教授夫人怡久子様、Rowe教授夫人Barbara様に感謝いたします。

本論文の研究にあたり、研究費を助成して下さい下さった株式会社大気社、財団法人ひょうご科学技術創造協会、財団法人関西エネルギー・リサイクル科学研究振興財団、ブリティッシュ・カウンシルの各団体に感謝いたします。

研究者、教育者の二足のわらじを履いた私を支えてくれた妻 美規子始め家族の皆に感謝します。愛娘の南砂の誕生に合わせて実を結び始めた研究の成果が、娘の成長と共に大きくなりつつあることに感謝し、本論文が熱電発電システムの成長の通過点たらんことを願います。

本論文に関する研究業績

学術論文

- (1) K.Matsubara, K.Matsuura, T.Nogaito, A.Tsuyoshi: "Study on applicability of thermoelectric conversion to large scale electricity generation", Proceedings of the IXth International Conference on Thermoelectrics ,pp.371-380 (1990)
- (2) D.M.Rowe, K.Matsuura, A.Tsuyoshi, G.Min: "Large scale thermoelectric generation of low grade heat", Proceedings of the Xth International Conference on Thermoelectrics ", pp.233-241(1991)
- (3) K.Matsuura, D.M.Rowe, K.Koumoto, G.Min, A.Tsuyoshi: "Design Optimisation For A Large Scale, Low Temperature Thermoelectric Generator", Proceedings of XIth International Conference on Thermoelectrics, pp.10-16 (1992)
- (4) D.M.Rowe, K.Matsuura, K.Koumoto, H.Tsumura, A.Tsuyoshi: "Preliminary Analysis of a High Performance Thermoelectric Generating System Used In Conjunction with a Chemical Heat Pump", Proceedings of XII International Conference on Thermoelectrics, pp.473-475(1993)
- (5) D.M.Rowe, K.Matsuura, K.Koumoto, H.Tsumura, A.Tsuyoshi: "Design optimisation of thermoelectric generator for utilization of geothermal energy", Proceedings of XII International Conference on Thermoelectrics, pp.463-466(1993)
- (6) 津吉彰、松浦虔士: 「熱電発電機のモジュール接触部の熱応力緩和の実現条件」, 1994 年度傾斜機能材料論文集, pp.53-58(1995)
- (7) A.Tsuyoshi, S.Kagawa, I.Endoh, M.Hino, K.Matsuura: "Optimum Design of a Thermoelectric Generating Module for Use of a Waste Heat Thermoelectric Generator", Proceedings of XIV International Conference on Thermoelectrics (in Russia), pp.382-385(1995)
- (8) 津吉彰、松浦虔士: 「高温廃熱を利用した熱電発電機の特性解析と最適設計手法」, 電気学会 A 部門誌 96 年 3 月号 ,pp.224-230(1996)
- (9) A.Tsuyoshi, S.Kagawa, M.Sakamoto, K.Matsuura: "A Study of Commercial Thermoelectric Generation in a Processing Plant of Combustible Solid Waste", Proceedings of 16th International Conference on Thermoelectrics, pp.555-558(1997)
- (10) A.Tsuyoshi, K.Matsuura, M.Yamamoto, K.Tsutsumida: "Effective Thermoelectric Generation By Use Of Heat Stored In A Thermal Accumulator", Proceedings of 17th International Conference on Thermoelectrics, pp.437-440 (1998)
- (11) K.Torigoe, H.Okamoto, K.Matsuura, A.Tsuyoshi, D.M.Rowe: "CO₂ Recycling-Oriented Hydrogen Production by SPE Water Electrolysis Incorporated with Waste Heat Recovery Thermoelectric Generation", Proceedings oh the 9th International Conference on Modern Materials and Technologies (CIMTEC'98), pp.972-980(1998)
- (12) A.Tsuyoshi, K.Matsuura: "Preliminary Evaluation of Waste Heat Thermoelectric Generation With a Latent Heat Accumulator", Proceedings of the 4th International Conference on New Energy Systems and Conversions, pp.321-326(1999)
- (13) K.Tsutsumida, N.Kihara, K.Torigoe, K.Matsuura, A.Tsuyoshi, D.M.Rowe: "The Fast Heat Recovery System for Transmovable Thermoelectric Generator", Proceedings of the 4th International Conference on New Energy Systems and Conversions, pp.327-332(1999)
- (14) A.Tsuyoshi, T.Inoue, M.Michihira: "Preliminary Investigation of Connecting System of DC Hybrid Generating System to AC Power System", Proceedings of the 4th International Conference on New Energy Systems and Conversions, pp.253-258(1999)
- (15) 津吉彰、松浦虔士: 「熱電発電への蓄熱器の導入効果」, 電気学会 B 部門誌 2000 年 12 月号 ,pp.1699-1705

(2000)

- (16)津吉彰、松浦虔士：「高温熱媒体油加熱熱電発電器の試作」，電気学会 B 部門誌，[投稿中]

プロトタイプ開発

熱媒体油加熱熱電発電装置 1998 年 8 月ゴミ焼却施設（横浜市環境事業局栄工場）に設置された。

製品の紹介書籍：東レリサーチセンター編集発行，「新材料 1999」，pp.385-387(1999)

神戸市立工業高等専門学校研究紀要

- (1)津吉彰：「低熱落差利用熱電発電装置の概要」，神戸高専紀要第 25 号，pp.153-155(1987)
- (2)津吉彰：「熱電発電器が連係された電力系統の安定化制御の実現」，神戸高専紀要第 26 号，pp.33-40(1909)
- (3)津吉彰：「在来型発電所の熱効率向上のための熱電発電器の導入」，神戸高専紀要第 27 号，pp.17-20(1989)
- (4)津吉彰、松浦虔士：「熱電発電器の接触熱抵抗の評価と傾斜機能材料を用いた電極構造の検討」，神戸高専紀要第 33 号，29-32(1995)
- (5)津吉彰：「焼却施設への熱電発電器の導入に関する検討」，神戸高専紀要，pp.37-42(1996)

学会発表等

- (1) 津吉彰、松浦虔士：「電力系統と連係した低熱落差利用熱電発電器の最適制御」，S61 電気関係学会関西支部連合大会，G149(1986)
- (2) 津吉彰：「熱電変換器と制動抵抗を用いた電力系統の安定化制御」，S62 電気関係学会関西支部連合大会，G176(1987)
- (3) 津吉彰：「熱電変換器と制動抵抗を用いた電力系統の安定化制御」，S63 電気学会全国大会，p.1112(1988)
- (4) 津吉彰：「既存発電設備の熱効率向上のための熱電発電器の導入」，S63 電気関係学会関西支部連合大会，G190(1988)
- (5) 津吉彰：「在来型発電所の熱効率向上のための半導体素子を用いた熱電発電器の導入」，H1 電気学会全国大会，pp.11-155(1989)
- (6) 津吉彰：「既存発電設備に併設した熱電発電器の電力系統安定化の効果」，H1 電気学会電力技術研究会，pp.21-28(1989)
- (7) 松浦虔士、和田具記、並川博行、津吉彰、松原覚衛、和田信隆：「熱電変換の大電力発電への適用可能性についての検討(3)」，H2 電気学会全国大会，Vol.12，pp.206-207(1990)
- (8) 松浦虔士、和田具記、並川博行、津吉彰、松原覚衛：「熱電変換の大電力発電への適用可能性についての検討(4)」，H2 電気学会全国大会，vol.12，pp.204-205(1990)
- (9) 並川博行、松浦虔士、津吉彰：「熱電発電器の最大効率運転制御」，H2 電気関係学会関西支部連合大会，G155(1990)
- (10) 津吉彰、松浦虔士、並川博行、松原覚衛、野垣内武志：「アモルファス FeSi₂ 薄膜を用いた熱電発電器の最適形状」，H2 電気関係学会関西支部連合大会，G156(1990)
- (11) 津吉彰、並川博行、鶴田義範、松浦虔士：「熱水利用実験用熱電発電器の特性とその解析」，H3 電気関係学会関西支部連合大会，G150(1991)
- (12) 並川博行、鶴田義範、松浦虔士、津吉彰、松原覚衛、野垣内武志：「熱電発電用新素材 FeSi₂ の特性とその測定」，H3 電気関係学会関西支部連合大会，G161(1991)
- (13) 河本勝彦、松浦虔士、津吉彰、松原覚衛、石隈和雄：「板状焼結 FeSi₂ を用いた熱電発電器の開発（1）熱電材料のモジュール化」，H4 電気学会電力エネルギー部門大会，pp.210-211(1992)
- (14) 河本勝彦、松浦虔士、津吉彰、松原覚衛、石隈和雄：「板状焼結 FeSi₂ を用いた熱電発電器の開発（2）電極処理に関する一考察」，H4 電気学会電力エネルギー部門大会，pp.212-213(1992)
- (15) 津吉彰：「板状焼結 FeSi₂ を用いた熱電発電モジュールの開発」，高専パワーエレクトロニクス研究会，pp.49-52(1993)

-
- (16) 津村英郎、松浦虔士、河本勝彦、津吉彰：「熱電モジュールの接触電気抵抗と接触熱抵抗」,H4 電気学会電力エネルギー部門大会,pp.280-281(1993)
- (17) 津村英郎、松浦虔士、河本勝彦、津吉彰：「接触熱抵抗と接触電気抵抗を考慮した熱電発電器の最適設計」,H4 電気学会電力エネルギー部門大会,pp.282-283(1993)
- (18) 津村英郎、戸高弘幸、松浦虔士、津吉彰：「低質熱源利用熱電発電による水電解水素製造プラント」,電気学会新・省エネルギー研究会,ESC-94-15,pp.31-40(1994)
- (19) 津吉彰、津村英郎、戸高弘幸、松浦虔士：「熱電モジュールの締め付け圧力に対する熱電発電器の特性変化」,H6 年電気学会電力・エネルギー部門大会,pp.250-251(1994)
- (20) 津村英郎、戸高弘幸、松浦虔士、津吉彰：「低質熱源利用熱電発電による SPE 水電解水素製造プラントの設計と運用条件」,H6 年電気学会電力・エネルギー部門大会,pp.252-253(1994)
- (21) 戸高弘幸、津村英郎、松浦虔士、津吉彰：「熱電発電器を用いた SPE 水電解水素製造プラントの高効率化」,H6 年電気学会電力・エネルギー部門大会,pp.254-255(1994)
- (22) 津吉彰、松浦虔士：「熱電発電器のモジュール接触部の熱応力緩和の実現条件」,傾斜機能材料研究会 FGM 94 講演要旨集,pp.53-58(1994)
- (23) 津村英郎、戸高弘幸、松浦虔士、津吉彰：「低質熱源利用熱電発電による SPE 水電解水素製造エネルギーシステム」,平成 6 年電気関係学会関西支部連合大会,G118(1994)
- (24) 戸高弘幸、津村英郎、松浦虔士、津吉彰：「分散低質熱源に適用する移動式熱電発電器の運用方法」,平成 6 年電気関係学会関西支部連合大会,G119(1994)
- (25) 津吉彰、栄永玲、戸高弘幸、津村英郎、松浦虔士：「熱電発電器の接触熱抵抗を考慮した解析 (1)」,平成 6 年電気関係学会関西支部連合大会,G181(1994)
- (26) 津吉彰、栄永玲、戸高弘幸、津村英郎、松浦虔士：「熱電発電器の接触熱抵抗を考慮した解析 (2)」,平成 6 年電気関係学会関西支部連合大会,G182(1994)
- (27) 戸高弘幸、竹村淳、松浦虔士、津吉彰：「分散低質熱源に適用する移動式熱電発電の運用条件」,平成 7 年電気学会電力・エネルギー部門大会,305,pp.246-247(1995)
- (28) 竹村淳、戸高弘幸、松浦虔士、津吉彰：「移動式熱電発電器の最適設計と運転条件」,平成 7 年電気学会電力・エネルギー部門大会,306,pp.248-249(1995)
- (29) 津吉彰、松浦虔士：「熱電発電モジュールの最適設計に関する研究」,FGM ニュース 95 年 10 月号,pp.18-21(1995)
- (30) 津吉彰：「ゴミ処理場への熱電発電器の導入の検討」,産学官技術フォーラム '95,pp.5-6(1995)
- (31) 津吉彰、高濱孝次：「熱電発電器の解析方法の比較」,産学官技術フォーラム '95,p.51(1995)
- (32) 竹村淳、岡本洋、松浦虔士、津吉彰：「プロトタイプ移動式熱電発電器」,TEC'96,pp.26-27(1996)
- (33) 竹村淳、岡本洋、松浦虔士、津吉彰：「移動式熱電発電システム」,平成 7 年電気学会電力・エネルギー部門大会,pp.329-330(1996)
- (34) 岡本洋、鳥越景子、松浦虔士、津吉彰：「移動式熱電発電器の設計製作及び発電実験」,平成 7 年電気学会電力・エネルギー部門大会,pp.327-328(1996)
- (35) 津吉彰：「熱電発電器の焼却施設への適用の検討」,産官学産官学技術フォーラム 96,pp.3-6(1996)
- (36) 津吉彰、岡田卓也、鹿塩裕史、加納健吾：「熱媒体油を用いた熱電発電器の開発」,産官学産官学技術フォーラム 96,p.45(1996)
- (37) 岡本洋、鳥越景子、松浦虔士、津吉彰：「CO₂ リサイクルのための熱電発電ー水素製造システム」,TEC97 論文集,pp.82-83(1997)
- (38) 岡本洋、鳥越景子、松浦虔士、津吉彰：「PbS 素子を用いた移動式熱電発電器の熱媒体流体ポンプ電源」,平成 9 年電気学会電力・エネルギー部門大会,pp.256-257(1997)
- (39) 鳥越景子、岡本洋、松浦虔士、津吉彰：「CO₂ リサイクルのための熱電発電ー水素製造システム」,平成 9 年電気学会電力・エネルギー部門大会,pp.264-265(1997)
- (40) 津吉彰：「商用熱電発電器の特性評価と廃熱利用への適用検討」,第 9 回傾斜機能材料シンポジウム
-

- (41) 津吉彰、香川修三、酒本正則、松浦虔士：「廃熱回収用500W熱電発電器の特性評価」,産官学技術フォーラム 97,pp.7-8(1997)
- (42) 北村高晃、増田清歌、津吉彰、香川修三、酒本正則：「直接熱交換方式の熱電発電器の特性評価」,産官学技術フォーラム 97,p.58(1997)
- (43) 津吉彰：「商用熱電発電器の特性評価と廃熱利用への適用検討」,平成9年度工業技術院集中型移動研究室 ,pp.47-52(1997)
- (44) 堤田恵介、山本宗弘、鳥越景子、松浦虔士、津吉彰：「移動式熱電発電のための高速熱回収システム」,平成10年電気学会電力・エネルギー部門大会 ,pp.73-74(1998)
- (45) 津吉彰、香川修三：「焼却施設等の廃熱を利用する熱電発電器の開発」,産官学技術フォーラム'98,pp.54-57(1998)
- (46) 井上剛宏、津吉彰、尼子邦之、道平雅一：「太陽光-風力ハイブリッド発電などの異種分散電源の電力系統への接続方式の提案」,産官学技術フォーラム '98,p.83(1998)
- (47) 井上剛宏、津吉彰、尼子邦之、道平雅一：「異種分散電源の交流系統との同時連系」,平成10年電気関係学会関西支部連合大会 ,G149(1998)
- (48) 津吉彰：「焼却施設等の廃熱を利用する熱電発電器の開発」,電気学会高性能熱電変換デバイス調査専門委員会資料 ,No.4-3(1998)
- (49) 山本宗弘、朴敏遠、道平雅一、津吉彰、舟木剛、松浦虔士：「太陽電池を併用した熱電発電器の系統連系について」,熱電シンポジウム 98 (TEC98),pp.18-19(1998)
- (50) 津吉彰、松浦虔士：「熱媒体油を作動媒体とした廃熱利用熱電発電器の試作」,電気学会新エネルギー・環境研究会 FTE-99-1,pp.1-6(1999)
- (51) 津吉彰、香川修三、酒本正則：「廃熱利用のための熱媒体油を作動媒体とした熱電発電器の開発」,産官学フォーラム 99,pp.23-26(1999)
- (52) 井上剛宏、津吉彰、道平雅一、尼子邦之：「直流分散電源の電力系統連系方式の基礎的検討」,産官学フォーラム 99,p.88(1999)
- (53) 木原伸浩、堤田恵介、松浦虔士、津吉彰：「蓄熱器利用熱電発電器の特性評価」,H11 電気関係学会関西支部連合大会 ,G156(1999)
- (54) 堤田恵介、木原伸浩、松浦虔士、津吉彰：「移動式熱電発電器を用いたコージェネレーションシステム」,H11 電気関係学会関西支部連合大会 ,G158(1999)
- (55) 近藤正時、木原伸浩、津吉彰、松浦虔士：「電気・水素・熱トリプルジェネレーションにおける熱電発電器出力安定化」,H12 電気学会電力エネルギー部門大会 ,B 分冊 ,pp.562-563(2000)
- (56) 津吉彰、松浦虔士：「熱電発電への蓄熱器の導入効果」,H12 電気学会電力エネルギー部門大会 ,A 分冊 ,pp.189-194(2000)

受賞歴

- (1) 電気関係学会関西支部連合大会奨励賞（平成3年4月19日）