UDC 621.362 : 537.84

論文

54-B 24

重油燃焼 MHD 発電ダクトの最小寸法に関する検討

正 員 野 村 修 身 (電総研)

1. ま え が き

MHD 発電機を設計するにあたり、諸寸法をいかなる値に定めれば、最も性能が良いか検討する必要がある。MHD 発電機はエネルギー機器の一種であるから発電効率が高い方が望ましい。しかし、発電コストを考えると単に発電効率のみを検討するだけでは不十分であり、更に発電機の建設価格が低くなる方面からも考慮する必要がある。

本論文では、上記の観点に基づいて、オープンサイクル形重油燃焼の MHD 発電機の性能を決定する諸パラメータの影響を検討し、更に性能を向上するために必要な改良方針を示したものである。

検討方法としては、MHD 発電機の中で中心的な部分である発電ダクトに注目し、その全長が理論的に最低となる条件を解析し、解析結果より得られた最小全長に対する諸パラメータの影響を定量的に調べ、更に最小全長を短くするために考慮すべき種々の改良方針を明確にした。

最小全長の解析は、発電ダクトの形態として理想的形態に近いとされている定流速形および定マッハ数形の発電ダクト⁽¹⁾について行ない、上記の目的に対しての検討をすると共に両形式の比較も合せて行なった。

2. 最小寸法の解析方法

発電ダクトの寸法が最小である条件(最適条件)を解析するにあたり、評価基準の取り方は設定条件とも関連して様々な方法が発表されている。これらにはダクト入口条件をすべて設定し、磁界容積または発電ダクト長を評価基準とした最適条件を比較した論文⁽¹⁾、同一の設定条件で正味出力を最大にする条件を求めた論文⁽²⁾、出入口圧力の比を設定し出力が最大となる条件を求めた論文⁽³⁾、発電機の寸法と建設価格の関係を仮定し入口条件をすべて設定して熱効率が最大となる

条件を求めた論文⁽⁵⁾などがある。また、非圧縮性作動流体を使った連続電極形発電ダクトの最適条件を求めた論文⁽⁶⁾もある。更に、空気予熱形の MHD-蒸気発電システムを設計した論文⁽⁷⁾では、変分法により発電ダクトのタービン効率が最大となる条件が求められている。

本論文の解析対象である重油燃焼 MHD 発電機は、在来の火力発電所のトッパに使われることを想定しているので、最適条件は MHD-汽力発電システム全体を対象として考察するのが適当と考えられる。ところが、このシステムに必要な諸機器には開発上にあるものが多く、解析に必要な諸データは完全に得られてはいない。

本論文の目的は発電ダクトに最低限必要な寸法を求め、その最小寸法を決定する諸パラメータの影響を明確にすることであるから、発電ダクトのみを検討対象とした。またそのために、最も熱変換効率の高い第1図の構造を持つ、フェラデー結線発電ダクトを検討した。

発電ダクト寸法最小の最も簡単な条件は、発電ダクトの微小部分より供給される出力が最大となる条件⁽⁴⁾であり、この場合には発電ダクトの電極が分担する作動流体の電気抵抗と負荷抵抗が等しいとき、すなわち負荷率 $\kappa=0.5$ が最適条件である。ところが発電ダクト全域を対象に考察すると、発電ダクト一部分の最適

第1図 MHD 発電ダクトの概念図

Fig. 1. Schematic diagram of MHD generator duct.

An Investigation for Minimum Demension of Oil-fired MHD Generator Duct. By Osami Nomura, Member (Energy Conversion Section, Electrotechnical Lab).
野村修身: 正員, 電子技術総合研究所エネルギー変換研究室

条件を組合せても全体の最適条件とはならない。後述のように、 $k > 0.5$ が最適条件となる。

本論文の設定条件は、発電ダクトへの熱入力、出口圧力ならびに作動流体の燃焼温度であり、熱変換効率はパラメータとなる。

発電ダクトの出口にはディフューザを設けるが、ディフューザの出口と入口の圧力比は作動流体の状態を少々変化しても、ほとんど変化しないものとみなし、発電ダクト出口の圧力は一定であるものとした。

作動流体はカリウムシードを添加した燃焼ガスであるが、酸化剤を燃焼前に加熱したりまたは酸素を添加して所定の導電度が得られるように計画するので、燃焼温度および熱入力を設定条件に入れた。

評価基準には発電ダクト全長を採り、これが最小となる条件を解析した。発電ダクト自身の建設費はその重量に比例すると考えられるから、発電ダクトのみの価格が最低となる条件は重量と関係ある発電ダクトの表面積が最小となる条件と同じと考えられる。ところが発電プラントとして考えると、超電導電磁石の建設費の方が発電ダクトよりも高価であるとされるので、超電導電磁石の価格を最小とする設計方法が適当であると考えられる。超電導電磁石は超電導線材が最も高価であるから、線材量が最小となる設計方法が適当と考えられる。線材量は巻線のアンペア回数と長さで決定されるから、それに関連する量として発電ダクト内容積を評価基準することが考えられる。ところがMHD 発電ダクトは作動流体の流れ方向に長くなるので、商用の大容量機は超電導電磁石を分割すると思われる、この場合に電磁石の建設費と発電ダクトの内容積が比例するか疑問がある。

発電ダクトは幅に比べて極めて長いので、本論文においては超電導線材の長さは発電ダクト長にほぼ比例し、アンペア回数は磁界の強さにより定ると見なして発電ダクト長さを評価基準とした最適条件を求めた。それゆえ、磁界強さは設計パラメータとなる。

3. 最適条件計算式

最適条件を解析するために使用する座標は右手系の直交直線座標であり、第1図に示すように作動流体の流れの方向を x 軸、電流 j の方向を y 軸および磁束 B の方向を z 軸にとり、発電ダクト入口断面の中央を座標軸の原点とする。

〈3.1〉 基本式 本論文で検討するMHD 発電ダクトは直線形とする。発電ダクトは断面寸法に比べて極めて長いので、作動流体の運動は流れ方向の成分が極めて大きいので一次元定常流とみなした。それゆ

え、作動流体の状態は以下の3式で表わされる⁽⁹⁾。

$$\rho A u = G \quad \dots\dots\dots (1)$$

$$\rho u \frac{du}{dx} = -\frac{dP}{dx} - (\mathbf{j} \times \mathbf{B})_x - \frac{F}{A} \quad \dots\dots\dots (2)$$

$$\rho u \frac{d}{dx} \left(H + \frac{u^2}{2} \right) = -(\mathbf{j} \cdot \mathbf{B} \cdot \mathbf{u}) + \frac{j^2}{\sigma} - \frac{Q_x}{A} \quad \dots\dots\dots (3)$$

ここで、 F は作動流体の摩擦損失、 Q_x は熱損失、 H はエンタルピ、 G は流量、 u は流速、 P は圧力、 σ は導電率、 ρ は密度である。 A は発電ダクトの断面積である。 $\mathbf{j}$ 、 $\mathbf{B}$ 、 $\mathbf{u}$ はそれぞれ作動流体における電流、磁束密度、流速をベクトル表示したもので、 $(\mathbf{j} \times \mathbf{B})_x$ はベクトル積の x 成分を示し、 $(\mathbf{j} \cdot \mathbf{B} \cdot \mathbf{u})$ はスカラー積である。 j は電流 $\mathbf{j}$ のスカラ値（絶対値）を示す。

本論文は、MHD 発電ダクトの必要とする最小寸法において諸パラメータの影響を検討するのが目的であるから、更に以下の仮定を加えて解析の簡単化を行なった。すなわち、理想状態においてすらも必要な発電ダクトの最小寸法を決める条件を求めた。

(1) 作動流体は巨視的に中性な微少電離気体であるものとする。そのうえ、印加磁界は超電導電磁石などを使って数テスラに及ぶ強い磁界であるので、作動流体を流れる電流によって生ずる磁界は印加磁界に比べて無視できる程度の値とみなす。すなわち、作動流体内部の磁界は外部より印加される磁界のみであって、時間的および空間的に一定であり z 方向以外の成分は無視できる値とする。

(2) 電極は導電性および電子（またはイオン）放射性が大きく、電極による電圧降下は作動流体内に比べて十分小さいものとする。すなわち、電極の温度が高く、電極におけるエネルギー損失（ジュール損失）が作動流体内のジュール損失に比べて無視できるほど小さい値であるとする。

(3) 本論文は発電ダクトの必要最小限の寸法に対する諸パラメータの影響を検討することが目的であるから、ファラデー結線の発電ダクトの最小寸法条件を求めた。他の結線方法では、本論文に示された全長よりも長くなることは言うまでもない。そのうえに電極の分割は十分に細かく、また電極間の絶縁は良好であって、作動流体内の電流は y 方向以外の成分が無視できるほど小さな値であり、更に電極によりホール電圧が短絡されて生ずる損失も無視できる値であるものとした。

(4) 前記の理由により、熱損失および摩擦損失を無視した解析を行なって、発電ダクトが理論的に必要

な最小寸法 (例え, すべての損失がなくても必要最小限の寸法) を決定する条件を求めた。ちなみに, 熱損失や摩擦損失のある実際の発電ダクトでは, 本論文で求められた寸法より更に大きな値が必要である。熱損失は最適条件の値に対して影響しない程度であるものとした。本論文で熱損失および摩擦損失の影響を検討しなかったのは, セミホット発電ダクト壁が現在開発途上にあるので, この2損失に対するデータが不足していることも理由である。

(5) 以上の仮定に基づき, 作動流体内で次式で示されるオームの法則が成立つものとする⁽⁹⁾。

$$j = \sigma(uB - E) = \sigma uB(1 - \kappa) \quad (4)$$

ここで, E は作動流体内の電界であり, 負荷率 $\kappa = E/uB$ である。(1)~(5)の仮定から, (2)式および(3)式は以下のように簡単化される。

$$\rho u \frac{du}{dx} + \frac{dP}{dx} = -\sigma uB^2(1 - \kappa) \quad (5)$$

$$\rho \frac{dH_s}{dx} = -\sigma uB^2\kappa(1 - \kappa) \quad (6)$$

ここで総エンタルピ $H_s = H + u^2/2$ である。(4)式および(5)式より次の微分式が得られる。

$$\frac{dH_s}{\kappa} = \frac{du^2}{2} + \frac{dP}{\rho} \quad (7)$$

全長 L は(6)式より計算され, 次に示す。

$$L = \int_{H_{s0}}^{H_{se}} \frac{\rho}{\sigma uB^2\kappa(1 - \kappa)} dH_s \quad (8)$$

ここで, H_{se} および H_{s0} はそれぞれ発電ダクトの入口および出口における総エンタルピである。なお, 熱入力 $W_H = GH_{se}$ となる。

〈3.2〉 定流速形発電ダクトの最適条件 定流速形発電ダクトでは, (7)式で $u = \text{const.}$ において次式が得られる。

$$dH/\kappa = dP/\rho \quad (9)$$

エンタルピ H は作動流体の絶対温度 T に比例して次式で表わされると仮定する。

$$H = C_p T \quad (10)$$

ここで, 比例定数 C_p は定圧比熱に相当する。また, 密度 ρ は絶対温度 T に反比例し, 絶対圧力 P に比例すると仮定し, 次式で表わされるものとする。

$$\rho = P/RT \quad (11)$$

ここで, R は気体定数に相当する。(10)式および(11)式を(9)式に代入すると, 作動流体の圧力と温度の関係式が得られる。

$$(\varepsilon/\kappa)(dT/T) = dP/P \quad (12)$$

ここで, $\varepsilon = C_p/R$ である。発電ダクト全域において負荷率 κ が一定となるように設計されるものとすれば, 作動流体の状態式は次式のポリトロプ状態式⁽¹¹⁾で表わされる。

$$P/P_0 = (T/T_0)^{\varepsilon/\kappa} \quad (13)$$

すなわち, ポリトロプ効率が κ となる。ここで, P_0 および T_0 は基準点における圧力および温度である。本論文はこの点を出口にとる。

次に, 導電率 σ は, 絶対温度 T と絶対圧力で定まり, 次式で表わされるものと仮定する。

$$\sigma/\sigma_{st} = k_\sigma (P/P_{st})^{-l} (T/T_{st})^n \quad (14)$$

ここで, σ_{st} , P_{st} , T_{st} はそれぞれ基準状態における導電率, 絶対圧力, 絶対温度を示し, k_σ , l , n は定数とする。(8)式で u を一定として, (12)式および(13)式を代入して全長 L を計算し, 無次元化すれば次式が得られる。

$$l = \frac{L}{L_{st}} = \frac{(1 - \eta_H/\theta_e)^{-\alpha} - 1}{\alpha(\theta_e - \eta_H)^n (1 - \theta_e)^{1/2} \kappa(1 - \kappa)} \quad (15)$$

ここで, $\theta_e = H_e/H_{se}$, $\alpha = \delta/\kappa - n$ であり, $\delta = \varepsilon(1 + l)$ である。基準長 $L_{st} = (\rho_{st} \cdot H_{se})/(\sigma_{st} \cdot B^2 \cdot u_{st})$ であり, ρ_{st} および σ_{st} はそれぞれ $T = T_{st}$, $P = P_0$ における密度 ρ および導電率 σ を表わす。 T_{se} は発電ダクト入口の総温度で $T_{se} = H_{se}/C_p$ である。 $u_{st} = (2H_{se})^{0.5}$ を示す。 θ は作動流体のもつ温度エネルギーと全エネルギーの比を意味し, 添字 e は入口の値である。熱変換効率 η_H は次式で示される。

$$\eta_H = \frac{H_{se} - H_{s0}}{H_{se}} = \frac{T_{se} - T_{s0}}{T_{se}} = \theta_e \left(1 - \frac{T_0}{T_e} \right) \quad (16)$$

熱入力および流量が定まれば H_{se} は定まり, L_{se} は一定値となる。それゆえに, 全長 L を最小とする条件は(15)式で l が最小となるような入口エネルギー比 θ_e と負荷率 κ と同じである。この最適値をそれぞれ θ_{em} および κ_m をすれば, $[\partial l / \partial \theta_e]_{\theta = \theta_{em}} = 0$, および $[\partial l / \partial \kappa]_{\kappa = \kappa_m} = 0$ を同時に満足することが必要条件である。この両微分式を(15)式より計算すれば次式が得られる。

$$\begin{aligned} & \left(1 - \frac{\eta_H}{\theta_{em}} \right)^{-\alpha_m} \left\{ \frac{1}{2} \frac{\theta_{em}}{1 - \theta_{em}} - \frac{n\theta_{em}}{\theta_{em} - \eta_H} \right. \\ & \quad \left. - \frac{\alpha_m \eta_H}{\theta_{em} - \eta_H} \right\} - \left(\frac{1}{2} \frac{\theta_{em}}{1 - \theta_{em}} - \frac{n\theta_{em}}{\theta_{em} - \eta_H} \right) \\ & = 0 \quad (17) \end{aligned}$$

$$\left(1 - \frac{\eta_H}{\theta_{em}} \right)^{-\alpha_m} \left\{ \frac{1}{1 - \kappa_m} + \frac{n}{\kappa_m \alpha_m} \right\}$$

$$-\frac{\delta}{\kappa_m} \ln \left(1 - \frac{\eta_H}{\theta_{em}} \right) - \left(\frac{1}{1 - \kappa_m} + \frac{n}{\kappa_m \alpha_m} \right) = 0 \quad \dots\dots\dots (18)$$

ここで、 $\alpha_m = \delta / \kappa_m - n$ であり、 $\ln$ は自然対数を表わす。(17)式および(18)式を連立させて解けば、 η_H 、 δ 、 n をパラメータとしての最適値 θ_{em} および κ_m が得られる。数値計算の便のために両式より $(1 - \eta_H / \theta_{em}) - \alpha_m$ の項を消去すれば次式が得られる。

$$\kappa_m = \left\{ \frac{\Delta(1 + \Gamma) + 1}{\pm \sqrt{\Delta(1 + \Gamma) + 1}^2 - 8\Delta\Gamma} \right\} / 4 \quad \dots\dots\dots (19)$$

ここで、 $\Delta = \delta / n$ および $\Gamma = (\theta_{em} / \eta_H) \{ n - (\theta_{em} - \eta_H) / 2(1 - \theta_{em}) \} \ln(1 - \eta_H / \theta_{em})$ である。

(19)式により θ_{em} と κ_m の関係を求め、その関係を使って(17)式を解く。得られた θ_{em} と κ_m の値を第2図および第3図に示す。更に θ_{em} と κ_m の値を(15)式に代入して得た無次元発電ダクト最長長 $l_m = l / (\theta_{em}, \kappa_m)$ を第4図に示す。

〈3・3〉 定マッハ数発電ダクトの最適条件 発電ダクト内における作動流体のマッハ数 M と流速 u の関係は次式で表わされる⁽¹²⁾。

$$u^2 = H / (\varepsilon - 1) M^2 \quad \dots\dots\dots (20)$$

(20)式より、総エンタルピ H_s とエンタルピ H の関係が次式で表わされる。

$$H_s = H \left\{ 1 + \frac{M^2}{2(\varepsilon - 1)} \right\} \quad \dots\dots\dots (21)$$

第2図 定流速形発電ダクトの最適エネルギー比

Fig. 2. Optimum energy ratio for constant velocity generator duct.

第3図 定流速形発電ダクトの最適負荷率
Fig. 3. Optimum load factor for constant velocity generator duct.

第4図 定流速形発電ダクトの最長長
Fig. 4. Minimum length of constant velocity generator duct.

(21)式より、定マッハ数発電ダクトでは作動流体のエネルギー比 θ は発電ダクト全域で一定であることがわかる。それゆえに、熱変換効率 η_H は次式で表わされる。

$$\eta_H = \frac{H_{se} - H_{s0}}{H_{se}} = \frac{H_e - H_0}{H_e} = 1 - \frac{T_0}{T_e} \quad \dots\dots\dots (22)$$

ここでは、前節と同様に(10)式が成立つものと仮定している。(7)式に(11)式、(20)式および(21)式を代入

して計算すれば作動流体の状態方程式が得られる。

$$P/P_0 = (T/T_0)^{\varepsilon/\eta_p} \dots\dots\dots (23)$$

ここで、ポルトローブ効率 η_p ⁽¹³⁾ は次式で表わされる。

$$\eta_p = \frac{\kappa}{1 + (1 - \kappa)(\theta^{-1} - 1)} \dots\dots\dots (24)$$

(8)式に(9), (21)式および(23)式を代入して全長 L を計算する。このとき前節と同じように負荷率 κ が一定として、導電率 σ は(14)式で表わされるものとする。それゆえに、無次元全長 L_M は次式で表わされる。

$$L_M = \frac{L}{L_{s1}} = \frac{\theta^{-(3/2+n)} \{ (1 - \eta_H)^{-\beta} - 1 \}}{(\theta^{-1} - 1)^{1/2} (1 - \eta_H)^{(1/2)+n} \beta \kappa (1 - \kappa)} \dots\dots\dots (25)$$

ここで、 L_{s1} は前節で示されたものであり、 $\beta = \delta/\eta_p - (1/2 + n)$ である。

前節に示したように、 L_{s1} は設定条件により定まるので、流体のエネルギー比 θ と負荷率の最適値をそれぞれ θ_{Mm} と κ_{Mm} で表わすと、 $[\partial L_M / \partial \theta]_{\theta = \theta_{Mm}} = 0$ および $[\partial L_M / \partial \kappa]_{\kappa = \kappa_{Mm}} = 0$ が同時に満足される。両微分式を(25)式より求めれば次式となる。

$$-\delta \frac{1 - \kappa_{Mm}}{\kappa_{Mm}} \left\{ \frac{\ln(1 - \eta_H)}{1 - (1 - \eta_H)^{-\beta_m}} + \frac{1}{\beta_m} \right\}$$

第5図 定マッハ数形発電ダクトの最適エネルギー比

Fig. 5. Optimum energy ratio for constant mach number generator duct.

$$+ \left(\frac{3}{2} + n \right) \theta_{Mm} - \frac{\theta_{Mm}}{2(1 - \theta_{Mm})} = 0 \dots\dots\dots (26)$$

$$\frac{\delta}{\theta_{Mm} \kappa_{Mm}^2} \left\{ \frac{\ln(1 - \eta_H)}{1 - (1 - \eta_H)^{-\beta_m}} + \frac{1}{\beta_m} \right\} + \frac{1}{1 - \kappa_{Mm}} - \frac{1}{\kappa_{Mm}} = 0 \dots\dots\dots (27)$$

ここで、 $\beta_m = \beta(\theta_{Mm}, \kappa_{Mm})$ である。(25)式および(26)式より θ_{Mm} と κ_{Mm} の関係を求めると次式となる。

$$\theta_{Mm} = \frac{n + 2\kappa_{Mm}}{n + 2\kappa_{Mm} + (1/2)} \dots\dots\dots (28)$$

第6図 定マッハ数形発電ダクトの最適負荷率
Fig. 6. Optimum load factor for constant mach number generator duct.

第7図 定マッハ数形発電ダクトの最短路長
Fig. 7. Minimum length of constant mach number generator duct.

(28)式により、 θ_{Mm} と κ_{Mm} の関係は導電率の温度による変化程度を表すべき数 n の値のみで定ることがわかる。(28)式を(26)式に代入して κ_{Mm} を求め、更に(28)式で θ_{Mm} を求める。計算結果を第5図および第6図に示す。更に κ_{Mm} および θ_{Mm} を(25)式に代入して計算した、定マッハ数形発電ダクトの最短長 l_{Mm} を第7図に示す。

4. 考 察

定流速形発電ダクトについて考察すれば、以下のとおりである。最適負荷率は n が大きくなるか、または δ が小さくなるほど下り、最適エネルギー比は n が小さくなるか、または δ が大きくなるほど下る。 $\delta = \varepsilon(1+l)$ であり、更に n および l は導電率の温度および圧力に対する影響を表わす値であるから、導電率の圧力に対する変化が大きい作動流体では負荷率を大きく、また、エネルギー比も大きく設計することが適当であり、一方、温度に対する変化が大きければ負荷率を小さく、エネルギー比を大きくすることが適当となる。言い換えれば、作動流体の導電率が温度および圧力に対する変化が大きくなるほど流速が遅くなるように設計し、作動流体の温度を高くして導電率を高くするのが適当となる。負荷率について考察すれば圧力の変化に対する導電率の変化が大きいときは軽い負荷にして入口の導電率を上げるように設計し、一方、温度に対する変化が大きいときは重い負荷をかけて温度が高い入口付近での出力を大きくするのが適当であることがわかる。

n および δ の最適条件に対する影響を定量的に調べるために、熱変換効率 20% において考察すれば以下のとおりとなる。最適流速エネルギー比 $(1-\theta_{em})$ は $n=10$ と $n=16$ の変化 (1.6 倍の差) で 0.68 倍 ($\delta=7.5$) $\sim$ 0.76 ($\delta=30.25$) であり、 $\delta=7.5$ と $\delta=30.25$ の変化 (4 倍の差) では 0.74 倍 ($n=10$) $\sim$ 0.83 ($n=16$) のであった。最適流速に対しては n の影響が大きい。最適負荷率 κ_m については n の上記の変化に対して 0.995 倍 $\sim$ 0.965 倍であり、ほとんど変わらず δ の変化に対しては 1.26 倍 $\sim$ 1.31 倍であった。最適負荷率は δ の値によって、ほぼ決定される。

最適負荷率および最適流速となるように設計した発電ダクトの長さ (最短長) は、 n の上記の変化に対しては 1.3 倍 $\sim$ 2.2 倍であり、一方 δ の変化に対しては 71 倍 $\sim$ 41 倍であった。発電ダクト長は δ の影響が極めて大きい。もし作動流体の物性値が変えられるならば、 n が小さくなるように計画するよりも δ が小さくなるようにする方がはるかに効果的といえる。 $\delta = \varepsilon$

$(1+l)$ であり、更に $\varepsilon = C_p/R$ であるから、 δ を小さくするには C_p および l を小さくし、 R を大きくするようにすれば目的を達せられる。しかし、気体では $l \approx 0.5$ でほとんど変わらないので、等圧比熱 C_p が小さくなるように分子量の大きい気体を使い、しかも気体定数 R が大きくなるように、改良すれば良いことがわかる。

定マッハ数形発電ダクトについても、諸パラメータに対する最適値の変化は上記の定流速発電ダクトと同様な傾向を示す。両形の比較をすると以下のようになる。最適エネルギー比は定マッハ数形の方が小さく、言い換えれば流速を早く設計するのが適当であることを示している。しかし、最適負荷率はほとんど同じである。熱変換効率 η_H および δ に対する最適流速の変化は定マッハ数形発電ダクトの方が小さい。この事実、定マッハ数形発電ダクトの方が運転条件の変化に対して、出力の変化がより小さいことを示している。定マッハ数形発電ダクトでは発電ダクトの出口に近いほど流速が下るので、定流速形発電ダクトよりも出口断面積と入口断面積の割合は大きくなるためにダクトの製造に少々工夫を要すると思われる。

第4図に示した定流速形発電ダクト最短長と、第7図の定マッハ数形発電ダクト最短長を比較すると、定マッハ数形の方が短い、その差はわずかである。 $n=10$ および $\delta=11.5$ では 1.5% ($\eta_H=0.05$) $\sim$ 6.5% ($\eta_H=0.2$) の差であり、 δ または n が大きくなるほど両者の差は小さくなる。

発電ダクト長が最短となる条件を求める方法として最も簡単な方法は、発電ダクトの断面における出力密度を最大にする条件を求めることである。この方法と本論文に示した方法とを以下に比較検討する。前章で述べた仮定を入れて出力密度 W_a は次式で示される。

$$\begin{aligned} W_a &= \sigma u^2 B^2 \kappa (1-\kappa) A \\ &= \sigma_{st} k_\sigma \left(\frac{P}{P_{st}} \right)^{-l} \left(\frac{T}{T_{st}} \right)^n (2C_p T_s)^{1/2} B^2 \\ &\quad \times \frac{GRT_s}{P} \theta^{n+1} (1-\theta)^{1/2} \kappa (1-\kappa) \\ &\dots\dots\dots (29) \end{aligned}$$

圧力 P は検討対象である断面以外の条件で定るため、当断面の条件により、変わらないと考えられるので、 W_a の値を最大とするエネルギー比および負荷率を $\hat{\theta}_m$ および $\hat{\kappa}_m$ で示せば次式で表わされる。

$$\hat{\theta}_m = \frac{n+1}{n+(3/2)}, \quad \hat{\kappa}_m = \frac{1}{2} \dots\dots\dots (30)$$

(30)式に示されるように、この方法で設計した発電ダクトは発電ダクト全域で作動流体のエネルギー比お

第 1 表 定流速発電ダクトの設計例
Table 1. An example design result for
constant velocity generator duct.

熱変換効率 η_H	0.05	0.10	0.15	0.20
最適入口エネルギー比 $\frac{\theta}{\theta_{em}}$	0.959	0.962	0.964	0.967
最適負荷率 κ_m	0.608	0.672	0.720	0.758
流 速 u (m/s)	722	699	677	654
入口マッハ数 M_e	0.750	0.725	0.701	0.677
全 長 L (m)	0.877	4.04	14.2	45.1
入口温度 T_e (K)	2,690	2,690	2,700	2,710
出口温度 T_o (K)	2,550	2,410	2,280	2,150
出口温度/入口温度	0.948	0.896	0.844	0.793
入口圧力 P_e (atm)	1.96	3.50	6.05	10.4
入口全圧 P_{se} (atm)	2.70	4.70	7.97	13.5
入口面積 A_e (m ²)	0.871	0.507	0.303	0.183
出口面積 A_o (m ²)	1.62	1.59	1.55	1.51
出口面積/入口面積	1.86	3.13	5.11	8.27

入口総温度 $T_{se}=2,800\text{K}$, 出口圧力 $P_o=1\text{atm}$, 磁束密度 $B=4.5\text{T}$
 熱入力 $W_H=1,000\text{MW}$, 気体定数 $R=3\times 10^8\text{J/kg}\cdot\text{K}$
 定圧比熱 $C_p=2.3\times 10^3\text{J/kg}\cdot\text{K}$, 導電率 $\sigma/\sigma_o=k_e(P/P_o)^{-1}(T/T_o)^n$
 $\sigma_o=0.651\Omega/\text{m}$, $P_o=0.5\text{atm}$, $T_o=1,900\text{K}$, $k_e=2.03$
 $l=0.5$, $n=10$

よび負荷率が一定のため、定マッハ数形発電ダクトとなる。全長を最小とする条件である (28) 式で $\kappa_{Mm}=1/2$ とすれば (30) 式が得られる。すなわち、発電ダクトの断面における最適条件より設計した発電ダクトは定マッハ数形であり、最適エネルギー比と最適負荷率の関係は全長を最小とする条件と同じであって、しかも最適負荷率は 0.5 となった。全長を最小にする条件を求める前提条件に負荷率を一定としたが、上記の結果と比較すれば適当な前提条件であると思われる。

重油燃焼ガスにカリウムをシードした作動ガスの物性値⁽⁸⁾を元にして、諸数値 ($\delta, l, n, W_H, T_{se}$ など) を定め、発電ダクトを設計した例を第 1 表に示す。 δ および n の値は最小自乗法⁽¹⁰⁾により求めた。

発電ダクトを製作するうえで 15m の長さが限界であると仮定すれば、第 1 表により熱効率は約 15% が限度であり、熱効率を 20% とするためには磁界の強さを約 1.73 倍とするか、あるいは導電率と約 3 倍にする必要があることがわかる。作動流体の温度を上げるのみで導電率を 3 倍とするには、燃焼温度 (発電ダクト入口総温度 T_{se} と同じと考えた) 約 3,100K が必要である。もし、このような高温が実現不可能であるならば作動流体の改良 (燃料, シード剤, 酸化剤を変えてを行なう) か、あるいは他の方法⁽¹³⁾も併せて実施し導電率の向上を図る必要がある。

第 1 表の数値に基づき、この発電ダクトの表面積を

概算すれば、熱変換効率 η_H 15% で約 150m² である。この値は発電ダクトの断面が正方形とした場合であるから、実際の断面と思われる長方形断面では更に大きい。もし、発電ダクト壁がコールド壁であるならば、発電ダクト壁面より冷却水に取られる熱流束は、200 W/cm² 以上と考えられるので⁽¹⁴⁾、発電ダクト壁よりの熱損失は 300MW 以上となり、この値は熱入力の 30% 以上に相当する。これほど大きな熱損失があれば計画した熱効率は得ることはできない。熱損失の面だけから見てもコールド壁では実用化できないと考えられる。

セミホット発電ダクト壁の開発の必要性が既にいわれているが、その主目的は発電特性の改善 (電極降下および壁面リークの改善など) であり、熱損失の軽減は従とされていた。すなわち大形機では熱損失は相対的に小さくなるので、熱損失のみを考えればコールド壁でも、実用の可能性があるのではないとも言われた。しかし本論文の結果から、熱損失の面から見てもセミホット壁の開発は必要であった。もし、壁よりの熱流束が 50 W/cm² 程度のセミホット壁が実現できたならば、上記の発電ダクトの熱損失は熱入力の 7.5% 程度となる。このときに必要なセミホット壁の表面温度は約 2,000K とと思われる⁽¹⁴⁾。

5. む す び

重油燃焼 MHD 発電機の発電ダクト全長が最も短くする条件を、定流速形発電ダクトおよび定マッハ数形発電ダクトの両者について検討し、以下の結果を得た。

設定条件は熱入力、作動流体燃焼温度および発電ダクト出口圧力をとった。最適値を求めるための解析方法には作動流体の導電率とその絶対温度および絶対圧力のべき乗式で表わされ、エンタルピが絶対温度に比例すると仮定し、更に摩擦損失および熱損失を無視した。最適条件は負荷率および作動流体の全エネルギーと温度エネルギーの比の両者で、熱変換効率および作動流体の物性値をパラメータとして表わされる。本論文では、発電ダクトが必要とする最小限の長さを求めるためにファラデー式負荷結線について検討した。

(1) 作動流体の物性値に対する最適値の変わり方は、導電率の圧力に対する変化または定圧比熱と気体定数の比が大きくなるほど最適負荷は軽く最適流速は下がる。また、導電率の温度に対する変化が大きくなるほど最適負荷は重く最適流速は下がる。最適負荷率は 0.5 以上である。

(2) 定流速形発電ダクトと定マッハ数形発電ダク

トを比較すると、両者の差は小さいが、定マッハ数形の方が発電ダクト全長が短く運転条件の変化に対する最適値の変化が小さく、発電ダクトの入口と出口断面積の比が大きい。なお、発電ダクト断面の最適条件を使うと負荷率が 0.5 の定マッハ数形であった。

(3) 重油空気燃焼ガスにカリウムをシードした作動流体を使った発電ダクトの全長を試算すると、磁界の強さ 4.5 テスラ、燃焼温度 2,800 K で、熱変換効率が 20% の発電ダクトは約 45m の長さが必要であった。このように長い発電ダクトは製作が困難と考えられる。もし発電ダクト長さを 15m と制限するならば磁界の強さを約 1.73 倍とするか、もしくは作動流体の導電率が約 3 倍となるように改良する必要がある。

(4) もし作動流体物性値が変えられるならば、発電ダクト全長を短くするためには気体定数 R に対する定圧比熱 C_p の比 $\varepsilon(=C_p/R)$ が小さくなるように工夫するのが最も効果的である。

(5) 発電ダクト壁よりの熱損失を概算すると、コールド壁の場合には熱入力 1,000 MW の大形機でも熱入力の 30% 以上となった。MHD 発電システムを実現するためには、発電特性の改良の面だけでなく熱損失の面より見てもセミホット壁の開発が必要であることが示された。

最後に、本研究は通商産業省工業技術院で計画した大型技術開発「電磁流体発電の研究開発」の一部であり研究の機会を与え、また御指導下さった電子技術総合

研究所等々力 達エネルギー部長および本間琢也研究室長、作動流体の物性値を提供された高野清南主任研究官、導電度の近似式に助力された川口勝久主任研究官、ならびにエネルギー変換研究室各位に感謝致します。

(昭和 53 年 4 月 11 日受付, 同 53 年 10 月 20 日再受付)

文 献

- (1) 柳沢:「MHD 発電機の最適設計に関する考察」明電舎時報 65, 23 (昭 40-12)
- (2) Crampton & Willkinson: "An Open-cycle m.p.d. generator Optimization Study", IEE Rep. Sym. 6-8 th, 6(1964)
- (3) Carter: "The optimization of a magnetohydrodynamic generating duct", *Brit. J. Appl. Phys.*, 17, 863(1964)
- (4) 伊藤, 他:「MHD 発電装置の設計に関する一考察」三菱電機技報 37, 11, 1339 (昭 38)
- (5) Lindley: "Some economic and design considerations of large-scale m.p.d. generators", IEE Rep. Sym. 6-8 th, 19 (1964)
- (6) 小沢・成田:「MHD 直接発電の最大効率条件」日本原子力学会誌 5, 4, 286 (昭 38)
- (7) 高野, 他:「大型ダイアゴナル MHD 発電機の特性計算」日本機械学会論文集 40, 331, 837 (昭 49-3)
- (8) 榎田・高野:「電子イオン液体および個体を伴う気相反応の平衡に関する数値計算法」化学工学論文集 1, 6, 629 (昭50)
- (9) Spitzer: "Physics of Fully ionized gases", Int. Pub p.20 (1962)
- (10) 赤坂: 数値計算 p. 61 (昭 42) コロナ社
- (11) 谷下編: 工業熱力学(基礎編) p. 52 (昭 53) 掌華房
- (12) 平山: 流体力学 91 (昭 43) 森北出版
- (13) Honma, Nomura & Kanai: "Conductivity of gas-solid mixture", *Bul. Electrotech. Lab.*, 32, 5, 507 (1968)
- (14) Okuo, Nagata & Homma: "Characteristics of low temperature electrodes for MHD power generation", *ibid.* 38, 12, 718 (1974)