非平衡ディスク形 MHD 発電機・他励式インバータ システムの電力制御に関する検討

正員 乾 義 尚 (京都大)
正員 石 川 本 雄 (京都大)
正員 卯 本 重 郎 (京都大)

Study on Power Control of Coupled Nonequilibrium Disk MHD Generator and Line-Commutated Inverter System

Yoshitaka Inui, Member, Motoo Ishikawa, Member, Juro Umoto, Member (Kyoto University)

The authors propose a new power control method which is suitable for the MHD power generation system which consists of nonequilibrium disk generator and line-commutated inverter. The thermal input of generator is controlled by changing the inlet stagnation pressure, whereas the seed mass flow rate instead of the inlet stagnation pressure is utilized as a manipulated variable of power control system. It is possible that the proposed method can realize both high performance for part load operation and fast output power control of which time constant is much shorter than the response time of thermal input. Numerical simulations are carried out for the MHD power generation system connected to infinite bus and then it is confirmed that the system is stable and shows excellent power control performance.

キーワード：MHD 発電機，非平衡電離，ディスク形発電機，他励式インバータ，電力制御

1. ま え が き

MHD 発電機の出力は直流であるので，その電力を電力系統に供給するためにはインバータが必要となる．一方，電力系統がそれに接続された電源に対して要求する電力は，通常運転時でも常に時間的に変化しており，特に系統故障発生時等には急変することもある．従って，MHD 発電機を電力系統に接続するにあたっては，発電機とインバータにより構成された発電システムの電力制御に関する理論的検討を行い，その手法を確立しておく必要がある．このような検討は，これまでもいくつか行われている⁽¹⁾⁽²⁾が，まだ非平衡 MHD 発電機に対して行われた例はない．さらに，MHD 発電機からインバータを見た場合の負荷特性は，単純な抵抗特性ではなく，インバータの種類によって異なるので，最適な制御手法はインバータの種類によっても違ってくると思われる．以上の点を考慮して，本研究では，MHD 発電機として非平衡ディスク形を考え，インバータとして最も一般的な他励式を採用した場合について，発電システムの電力制御に関する理論的検討を行う．

本論文では，まず，上記のシステムに最も適した電力制御手法として，発電機の熱入力への制御には入口激み点圧力を用いるが，電気出力の制御にはシードの質量流量を用いる

という手法を提案する．本手法には，発電機のエンタルピー抽出率を変化させることなく部分負荷運転が行え，しかも，熱入力の応答速度よりも速い電力制御の要求に対しても，エンタルピー抽出率は犠牲になるものの，応答可能であるという特長がある．

さらに，著者らが概念設計したセシウムをシードしたヘリウムを作動流体とする熱入力 100 MW・電気出力 40 MW の非平衡ディスク形 MHD 発電機および他励式インバータを含み提案手法により電力制御を行う発電システムを想定し，そのシステムを電力系統を模擬した無限大母線に接続した場合について全体の振舞いの時間依存数値シミュレーションを行い，本発電システムが安定でかつ十分な電力制御性能をもっていることを確認する．

2. MHD 発電機の理論的取扱い

非平衡ディスク形 MHD 発電機の電力制御に関する理論的検討を行うにあたっては，発電機動作特性の時間依存数値解析コードが必要となる．このコードとしては，次元の高い高精度のものは必要でなく，発電機端子電圧・電流および発電機内諸量の流体流れ方向の分布が正確に計算できれば十分であるので，本研究では非定常準 1 次元解析コードを用いることにする．本章では，以下，用いた解析コードの概要

図1 ディスク形 MHD 発電機

Fig. 1. Schematic diagram of disk MHD generator.

について説明する。

〈2.1〉 基礎方程式 図1にディスク形 MHD 発電機の概略図および本研究で用いる座標軸を示す。本解析コードでは、この発電機内プラズマの流体力学および電気諸量の支配方程式⁽³⁾を、 θ および z 方向に一定で r 方向のみに変化すると仮定して簡略化することにより得られる、非定常準1次元方程式を基礎方程式として用いている。

まず、プラズマの流体力学諸量の基礎方程式は次式の通りである。

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho A) + \frac{\partial}{\partial r}(\rho u_r A) = 0 \quad (1)$$

$$\rho \frac{\partial u_r}{\partial t} + \rho u_r \frac{\partial u_r}{\partial r} - \rho \frac{u_\theta^2}{r} + \frac{\partial p}{\partial r} = J_\theta B - f_r \quad (2)$$

$$\rho \frac{\partial u_\theta}{\partial t} + \rho u_r \frac{\partial u_\theta}{\partial r} + \rho \frac{u_r u_\theta}{r} = -J_r B - f_\theta \quad (3)$$

$$\rho \frac{\partial}{\partial t} \left(h_e + \frac{u_r^2 + u_\theta^2}{2} \right) + \rho u_r \frac{\partial}{\partial r} \left(h_e + \frac{u_r^2 + u_\theta^2}{2} \right) = \frac{\partial p}{\partial t} + J_r E_r - q \quad (4)$$

ただし、 ρ : 質量密度、 h_e : エンタルピー、 T : ガス温度、 J : 電流密度、 E : 電界、 u : 流速、 B : 印加磁束密度、 p : 圧力、 f : 摩擦損失、 q : 熱損失、 A : 断面積、添字 r, θ : r および θ 方向成分

次に、プラズマの電気諸量の基礎方程式は、作動流体としてセシウムをシードしたヘリウムを用いた場合、次式の通りである。

$$J_r = \frac{\sigma}{1 + \beta^2} (E_r + u_\theta B + \beta u_r B) \quad (5)$$

$$J_\theta = \frac{\sigma}{1 + \beta^2} (\beta E_r + \beta u_\theta B - u_r B) \quad (6)$$

$$\frac{\partial}{\partial r} (J_r A) = 0 \quad (7)$$

$$\frac{\partial n_{ih}}{\partial t} + u_r \frac{\partial n_{ih}}{\partial r} = \dot{n}_{ih} + \frac{n_{ih}}{\rho} \left(\frac{\partial \rho}{\partial t} + u_r \frac{\partial \rho}{\partial r} \right) \quad (8)$$

$$\frac{\partial n_{ic}}{\partial t} + u_r \frac{\partial n_{ic}}{\partial r} = \dot{n}_{ic} + \frac{n_{ic}}{\rho} \left(\frac{\partial \rho}{\partial t} + u_r \frac{\partial \rho}{\partial r} \right) \quad (9)$$

$$n_e = n_{ih} + n_{ic} \quad (10)$$

$$\begin{aligned} & \frac{J_r^2 + J_\theta^2}{\sigma} - \frac{3}{2} \delta n_e m_e k (T_e - T) \\ & \times \left(\frac{\nu_h}{m_h} + \frac{\nu_c}{m_c} + \frac{\nu_{ih}}{m_h} + \frac{\nu_{ic}}{m_c} \right) - Q_R \\ & - \left(\frac{3}{2} k T_e + \varepsilon_{ih} \right) \dot{n}_{ih} - \left(\frac{3}{2} k T_e + \varepsilon_{ic} \right) \dot{n}_{ic} = 0 \end{aligned} \quad (11)$$

ここで

$$\sigma = \frac{e^2 n_e}{m_e \nu_e}, \quad \beta = \frac{e B}{m_e \nu_e} \quad (12)$$

$$\nu_e = \nu_h + \nu_c + \nu_{ih} + \nu_{ic} \quad (13)$$

$$\dot{n}_{ih} = k_{fh} n_e n_h - k_{rh} n_e^2 n_{ih} \quad (14)$$

$$\dot{n}_{ic} = k_{fc} n_e n_c - k_{rc} n_e^2 n_{ic} \quad (15)$$

ただし、 T_e : 電子温度、 σ : 導電率、 β : ホールパラメータ、 n : 粒子密度、 m : 粒子の質量、 $\varepsilon_{ih}, \varepsilon_{ic}$: ヘリウムおよびセシウムの電離エネルギー、 ν : 衝突周波数、 Q_R : 放射損失、 δ : 衝突損失係数、 k_f : 電離率係数、 k_r : 再結合係数、 e : 電子の電荷、 k : ボルツマン定数、添字 e, h, c, ih, ic : それぞれ電子、ヘリウム原子、セシウム原子、ヘリウムイオンおよびセシウムイオン

なお、本解析コードで用いている摩擦損失等の計算式については文献(3)を参照されたい。

〈2.2〉 数値解析手法 今回用いた解析コードでは、作動プラズマの流体力学諸量の基礎方程式である(1)~(4)式は、それらを質量密度、 r 方向運動量、 θ 方向運動量および全エネルギーを変数とする保存形の方程式に変形した後、マコーマックの予測-修正2段階法⁽⁴⁾を用いて解いている。一方、電気諸量の基礎方程式中の電流保存則である(7)式は、オームの式である(5)式を代入し、さらに電位 ϕ を導入することにより、 ϕ を変数とする2階の微分方程式に変形した後、ガラーキン有限要素法⁽⁵⁾を用いて解いている。また、(8)および(9)式を解いてイオン密度を求めるのには特性曲線法⁽⁶⁾を用いている。

3. 検討に用いる MHD 発電機の仕様

本研究では、非平衡ディスク形 MHD 発電機として、著者が最近概念設計を行った、セシウムをシードしたヘリウムを作動流体とする熱入力 100 MW・電気出力 40 MW の超音速発電機を取り上げ、その発電機の電力制御に関する検討を行うことにする。本発電機の基本仕様および断面形状をそれぞれ表1および図2に示す。この発電機を選んだのは、もともと次期大形ブローダウン試験用の発電機として概念設計されているが、将来のパイロットプラント用の発電機としても十分な性能を持っているので、電力制御に関する最初の検討を行うのに適した規模であると考えられるからであ

表 1 検討に用いる MHD 発電機の基本仕様

Table 1. Basic specifications of the MHD generator used in the study.

熱入力	100 MW	電気出力	40 MW
入口激み点温度	2,200 K	出口激み点温度	1,300 K
入口激み点圧力	3.0 atm	出口激み点圧力	0.582 atm
入口マッハ数	1.73	出口マッハ数	1.20
入口ガス流速	3,380 m/s	出口ガス流速	2,090 m/s
入口半径	0.3 m	出口半径	0.7 m
入口発電機高	0.058 m	出口発電機高	0.085 m
印加磁束密度	8 T	シード率	1.61×10^{-5}
端子電圧	12.8 kV	端子電流	3.125 kA
Enthalpy 抽出率	40 %	断熱効率	83.1 %

図 2 検討に用いる MHD 発電機の断面形状

Fig. 2. Cross-sectional view of the MHD generator used in the study.

る。なお、概念設計に用いた手法等の詳細は文献 (7) を参照されたい。

4. MHD 発電機電力制御手法の提案

本章では、非平衡ディスク形 MHD 発電機と他励式インバータにより構成された発電システムの電力制御に関する簡単な考察を行い、このシステムに最も適した電力制御手法の提案を行う。

非平衡ディスク形 MHD 発電機は、定格運転時には、発電機内全域でプラズマがシード完全電離状態となる範囲に電子温度が保たれるように設計されているため、プラズマが安定で良好な動作特性を示す。しかし、発電機を電子温度が低下しシード弱電離状態となるような条件で運転すると、電離不安定性現象⁽⁸⁾⁽⁹⁾が発生しその動作特性が著しく劣化する。従って、定格運転時のみならず電力制御時においても、発電機内全域で電子温度をプラズマがシード完全電離状態となる範囲に保つ必要がある。ところで、詳細は文献 (7) を参照していただくことにしここでは省略するが、非平衡ディスク形 MHD 発電機内の電界の r 方向成分 E_r と電子温度 T_e の間には、激み点温度 T_s とマッハ数 M のみをパラメータとして近似的に次式に示すような関係があることがわかっている。

$$T_e \approx \frac{1}{3} \left(\frac{3 + \gamma M^2}{1 + \frac{\gamma - 1}{2} M^2} T_s + \frac{E_r^2}{RB^2} \right) \quad (16)$$

ただし、 R : ガス定数、 γ : 比熱比

電力制御時においても発電機入口の T_s および M が一定で

図 3 シードの質量流量 m_s と電気出力 P_e の関係

Fig. 3. Relation between m_s and P_e .

あれば、発電機内のそれらの分布する範囲はそれほど大幅には変わらないと考えられるので、上式より、MHD 発電機端子電圧 V_{MHD} を下げた場合には、発電機内の $|E_r|$ が低下するため T_e も低下しプラズマが不安定になるが、 V_{MHD} をその定格値で一定に制御した場合には、発電機内の $|E_r|$ はほぼ定格運転時と同じ値に保たれるため T_e もあまり変化せずプラズマは安定に保たれることがわかる。従って、他励式インバータを含む発電システムの電力制御法としてまず考えられるインバータの点弧角制御あるいは変圧器のタップ切換えによる方法は、どちらの場合も発電機の低出力運転時には V_{MHD} が下がるため、MHD 発電機の安定動作という点から適切でないと考えられる。さらに、点弧角を制御して発電機の低出力運転を行うと、インバータが発生する無効電力が急激に増大するという欠点もある。以上の結果は、変圧器のタップ切換えは行わず、インバータの点弧角は他の条件が変化しても V_{MHD} がその定格値で一定になるように制御するのが適切であることを示している。

MHD 発電機の出力は、発電機端子電圧が一定であれば、端子電流 I_{MHD} に比例して変化する。そして、基礎方程式中の (5) および (12) 式を用い、さらに非平衡 MHD 発電機内プラズマの性質を考慮して $u_\theta \approx 0$, $\beta^2 \gg 1$ および $\beta u_r B \gg E_r$ なる仮定を導入すれば、端子電流に関して

$$I_{MHD} = J_r A \approx en_e u_r A \quad (17)$$

なる近似式が得られる。発電機入口マッハ数が一定であれば r 方向流速 u_r はそれほど大幅には変わらず、シード完全電離状態では電子密度 n_e はシードの質量流量 m_s に比例するので、この式は I_{MHD} がほぼ m_s に比例することを示している。従って、結局、発電機の出力は V_{MHD} がその定格値で一定であれば m_s にほぼ比例すると予想される。そこで、このことを確認するために、2章で説明した解析コードを用い、3章の発電機の定常状態における電気出力 P_e の m_s に対する依存性の数値シミュレーションを行った。なお、 m_s はシード率 ε と入口激み点圧力 p_s という 2 種類の制御可能

図4 シミュレーションモデル

Fig. 4. Simulation model.

な諸量の両方に比例していることを考慮して、計算は ε と p_s の一方をその定格値に固定し他方を変化させるという 2 種類の場合について行っている。結果を図 3 に示す。ただし、図ではシードの質量流量はその定格値 $m_{s0} = 4.68 \times 10^{-3} \text{ kg/s}$ を用いて無次元化して示している。なお、本計算では V_{MHD} をその定格値で一定としているので、計算を行った範囲では全ての条件で発電機内のプラズマは安定であった。この図より、予想通り、 P_e は ε および p_s の値にほとんど無関係に m_s のみに比例することがわかる。さらに、熱入力 p_s に比例するので、この図より、 ε を一定として p_s を制御すれば、エンタルピー抽出率をほぼ一定に保ったまま発電機の部分負荷運転を行うことができることもわかる。しかし、 m_s 単独であれば 1 秒以内の高速制御も可能であると予想されるが、 p_s を変化させるには、希ガス循環システムの流量調節バルブを制御し希ガスの質量流量を変化させる必要があるため、少なくとも分オーダーの時間がかかるかと予想される。

以上の考察に基づいて、本論文では、非平衡ディスク形 MHD 発電機と他励式インバータにより構成された発電システムに最も適した電力制御手法として、発電機の熱入力の制御には入口澱み点圧力を用いるが、電気出力の制御には、熱入力制御に用いる入口澱み点圧力をシード率を一定としてそのまま用いるのではなく、シードの質量流量を直接用いるという手法を提案する。これまでの説明から明らかのように、この手法には、発電機のエンタルピー抽出率を変化させることなく部分負荷運転が行え、しかも、熱入力の応答速度よりも速い電力制御の要求に対しても、エンタルピー抽出率は犠牲になるものの、応答可能であるという特長がある。なお、本制御を行うにあたっては、与える電気出力の設定値の範囲を発電機のエンタルピー抽出率がその定格値以下になるように熱入力に対応して制限しておく必要が、またインバータの点弧角は発電機端子電圧をその定格値通り一定に保つように制御しておく必要がある。

5. 電力制御のシミュレーション

本章では、電力制御手法として前章で提案した方法を用いた場合の発電システムの安定性および電力制御性能を数

値シミュレーションにより確認するために、3 章で説明した熱入力 100 MW・電気出力 40 MW の非平衡ディスク形 MHD 発電機および他励式インバータを含み提案手法により電力制御を行う発電システムを想定し、そのシステムを電力系統に接続した場合について、全体の振振りの時間依存数値解析を行う。

<5.1> シミュレーションモデル 本研究で想定したシミュレーションモデルを図 4 に示す。以下、MHD 発電機を除く図中の各コンポーネントについて簡単に説明する。

MHD 発電機の容量に較べてそれが接続される電力系統の容量ははるかに大きいと考えて差し支えないので、電力系統は三相無限大母線として模擬することにする。本モデルでは、この無限大母線の周波数および線間電圧はそれぞれ 60 Hz および 77 kV に選定した。

MHD 発電機と他励式インバータは、高調波抑制用の直流リアクトルを介して接続することにし、そのリアクトルのインダクタンスの値は、大きい方が有効に高調波を抑制できるが電力の高速制御特性が悪くなることを考慮して、30 mH に選んだ。

他励式インバータ部には、サイリスタを三相ブリッジ接続した変換器を 2 台直列に接続した 12 相変換装置を採用することにする。これら 2 台の変換器それぞれに変換器用変圧器が接続されるが、それらの定格値は、両変圧器とも同じとし、発電機の仕様等を考慮して、周波数 60 Hz、容量 25 MVA、線間電圧 5.5/77 kV に選んだ。また、両変圧器の漏れインピーダンスも同じとし、その値は $0.007 + j0.15 \text{ pu}$ とした。本モデルの場合、変圧器の仕様を以上のように選定しているので、MHD 発電機を定格運転した場合、インバータの点弧角および転流余裕角はそれぞれ約 142 および 21 度となり、インバータで発生する無効電力は約 24 MVar となる。

変圧器の交流側には、通常、インバータで発生する高調波および無効電力を吸収するために、交流フィルタおよび調相器が設置される。これらの設備は、電力制御に直接利用されるわけではないが、電力制御時の過渡特性に影響を及ぼす可能性がある。そこで、本モデルでは、発生する高調波の性質および無効電力の大きさを考慮して、交流フィルタとして

せん鋭度 50, 容量 3.1 MVA の 11 次分路, せん鋭度 50, 容量 2.2 MVA の 13 次分路およびせん鋭度 3, 容量 4.7 MVA, 共振次数 24 の高次分路を, また, 調相器として容量 14 MVA の電力用コンデンサを設置することにする。なお, 本解析では, 計算を簡単にするために, これらの設備の開閉制御は行わず, それらの容量は常に一定とする。

最後に, 発電システムと電力系統を模擬した無限大母線を接続する送電線のインピーダンスは, 容量 50 MVA, 線間電圧 77 kV を基準として $0.01 + j0.05$ pu とした。

<5.2> 電力回路の解析 電力系統の解析は, インバータが含まれている場合でも, 三相回路を簡略化した単相等価回路を用いて行われることが多い。しかし, 本シミュレーションでは, MHD 発電機の過渡応答の時定数が交流系統の 1 周期よりもかなり短いことを考慮して, このような三相回路の簡略化は行わず, 前節のモデルから得られる詳細な電力回路について, その振舞いの時間依存計算を行うことにする。なお, 解析には EMTP と同様の節点電位を未知数とする方法を用いた。

<5.3> 制御システム 前章で提案した電力制御を実現するためには, 電力系統に送る有効電力およびシードの質量流量をそれぞれ制御量および操作量とする電力制御系と MHD 発電機端子電圧およびインバータの点弧角をそれぞれ制御量および操作量とする電圧制御系が必要となる。本研究では, これらの制御系として, どちらについても, 制御量を一次遅れ特性をもつ検出器で測定し, サンプルした後, 次式に示す速度形デジタル PI 演算を行う制御装置により操作量の計算を行う, 直接デジタル制御を採用することにする⁽¹⁰⁾⁽¹¹⁾。

$$m(n) = m(n-1) + \Delta m \quad (18)$$

$$\Delta m = K_P(c(n-1) - c(n)) + K_I(c_s(n) - c(n)) \quad (19)$$

ただし, c , c_s : 制御量およびその設定値, m : 操作量, K_P , K_I : 比例および積分動作のゲイン, 添字 (n) : 時間ステップ

電圧制御系の目的は MHD 発電機の端子電圧を一定に保つことであるので, その電圧の設定値は発電機の定格値である 12.8 kV で一定とする。本制御系は可能な限り高速であることが望ましいので, インバータの動作により直流電圧が約 1.39 ms の周期で脈動することを考慮して, 電圧検出器の遅れ時間を 5 ms とし, サンプル周期は 2 ms に選んだ。また, 電圧制御装置の比例および積分動作のゲインは, 種々の値について電圧制御の簡単なシミュレーションを行い, その結果良好な制御特性を示す値として, それぞれ 4.5×10^{-3} および 1.5×10^{-3} に選んだ。ただし, これらのゲインは, 電圧および点弧角の単位をそれぞれ V および度とした場合の値である。

電力制御系も高速であることが望ましいが, その速度が電圧制御系のそれと同じくらいになると, 両制御系が互いに干渉し, システムの安定性が損なわれる可能性があると考えられる。このことを考慮して, 本解析では, 電力制御系

の速度は電圧制御系のそれより十分遅くすることにし, 電力検出器の遅れ時間およびサンプリング周期はそれぞれ 20 ms および 8 ms に選んだ。また, 電力制御装置の比例および積分動作のゲインは, 電圧制御系の場合と同様のシミュレーションを行い, それぞれ 6×10^{-11} および 2×10^{-11} とした。ただし, これらのゲインは, 電力および質量流量の単位

図5 定格運転時の計算結果

Fig. 5. Simulation results at nominal operating condition.

をそれぞれ W および kg/s とした場合の値である。なお、有効電力の設定値は発電機のエンタルピー抽出率がその定格値である 40 % 以下になるように与えるものとする。

本研究では、燃焼器および希ガス循環システムの解析は行わないので、発電機の入口激み点圧力に関しては、フィードバック制御を行わず、熱入力の設定値から得られる値をそのまま与えることにする。

<5.4> シミュレーション結果 まず、電力制御手法として前章で提案した方法を用いる発電システムの安定性を確認するために、MHD 発電機の熱入力および系統へ送る有効電力の設定値をそれぞれ 100 および 40 MW で一定とし、システムの定格運転時の動作特性のシミュレーションを行った。計算の結果得られた定常状態における送電線電流、

系統に供給される有効および瞬时无効電力、MHD 発電機端子電圧、MHD 発電機内 r 方向流速分布の時間変化を図 5 に示す。この図より、インバータの動作の影響で各諸量にわずかな脈動がみられるものの、電力および電圧制御系の働きで有効電力および端子電圧は設定値通りに安定に制御されており、発電機内流速分布も安定であることがわかる。さらに、交流フィルタおよび調相器が設置されているので、無効電力はほぼ 0 であり、送電線電流に含まれる高調波もわずかとなっている。これらの結果は、有効電力の設定値を一定とした場合には、本発電システムが電力系統に設定値通り一定でしかも良質の電力を安定に供給する能力をもっていることを示している。

次に、本発電システムの電力制御性能を確認するために、

図 6 電力制御時の計算結果 (ケース 1)

Fig. 6. Simulation results of output power control (Case 1).

図 7 電力制御時の計算結果 (ケース 2)

Fig. 7. Simulation results of output power control (Case 2).

発電機の熱入力および有効電力の設定値を種々変化させることにより電力制御を行った場合の、システムの過渡応答のシミュレーションを行った。計算は、

- (ケース 1) 初期値として上述の定格運転状態を用い、熱入力の設定値は 100 MW 一定で、有効電力の設定値のみを階段状に一度 $t = 0$ で 40 MW から 25 MW に下げ再び $t = 500$ ms で 40 MW に戻した場合、
- (ケース 2) 同じ初期値を用い、熱入力および有効電力の設定値を、それぞれ 100 MW から 62.5 MW および 40 MW から 25 MW に、 $t = 0$ から直線状に 700 ms かけて同時に下げた場合、
- (ケース 3) 初期値としてケース 2 の最終状態を用い、熱入力および有効電力の設定値を、それぞれ 62.5 MW か

ら 100 MW および 25 MW から 40 MW に、 $t = 0$ から直線状に 700 ms かけて同時に上げた場合、

- (ケース 4) 初期値として定格運転状態を用い、熱入力の設定値はケース 2 の場合と同様であるが、有効電力の設定値は $t = 0$ で階段状に 40 MW から 25 MW に下げた場合

の 4 ケースについて行った。なお、実際には少なくとも分オーダーの時間がかかると予想される熱入力の変化に要する時間を 700 ms と短く設定したのは、システムが新しい定常状態に達するまでの時間を短縮し計算を容易にするためであるが、熱入力の変化を遅くすればシステムはより安定になるので、このように設定しても差し支えないと考えられる。計算の結果得られた各ケースの系統に供給される

図 8 電力制御時の計算結果 (ケース 3)

Fig. 8. Simulation results of output power control (Case 3).

図 9 電力制御時の計算結果 (ケース 4)

Fig. 9. Simulation results of output power control (Case 4).

有効および瞬時無効電力, MHD 発電機端子電圧, 発電機内 r 方向流速分布の時間変化をそれぞれ図 6 ~ 9 に示す。これらの図より, 電力制御系の動作は良好で, いずれの場合でも有効電力は, 熱入力の変化の有無とは独立に安定かつ速やかにその設定値に追従し, 新しい定常状態に落ち着くことがわかる。さらに, 電圧制御系の動作も良好で, MHD 発電機端子電圧は, 有効電力の設定値を階段状に変化させた直後には若干の動揺が生ずるものの, その定格値でほぼ一定に制御されており, その結果, 発電機内の流速分布も過渡時を含めて常に安定で, プラズマの電離不安定性現象は発生していないことがわかる。なお, 電力制御時には, インバータが発生する無効電力にたいして交流フィルタおよび調相器が過補償になるため, 無効電力が発生しているが, これについてはそれらの設備の開閉制御により対応可能であると考えられる。これらの結果より, 電力制御手法として前章で提案した方法を用いる発電システムは, その動作が部分負荷運転時, 高速電力制御時および両者を同時に行った場合のすべてにおいて良好であることがわかるが, このことは本システムが十分な電力制御性能をもっていることを示している。

6. む す び

以上, 本論文では, まず, 非平衡ディスク形 MHD 発電機および他励式インバータを含む発電システムに最も適した電力制御手法として, 発電機の熱入力の制御には入口激み点圧力を用いるが, 電気出力の制御にはシードの質量流量を用いるという手法を提案した。本手法には, 発電機のエンタルピー抽出率を変化させることなく部分負荷運転が行え, しかも, 熱入力の応答速度よりも速い電力制御の要求に対しても, エンタルピー抽出率は犠牲になるものの, 応答可能であるという特長がある。

さらに, 著者らが概念設計したセシウムをシードしたヘリウムを作動流体とする熱入力 100 MW・電気出力 40 MW の非平衡ディスク形 MHD 発電機および他励式インバータを含み提案手法により電力制御を行う発電システムを想定し, そのシステムを電力系統を模擬した無限大母線に接続した場合について全体の振舞いの時間依存数値シミュレーションを行い, 本発電システムが安定かつ十分な電力制御性能をもっていることを確認した。

最後に, 本研究を進めるにあたり種々の有益なご助言をいただいた神戸市立高専 早ノ瀬信彦 教授に感謝いたします。また, 本研究の数値計算は京都大学大型計算機センターを利用して行ったことを付記する。

(平成 6 年 6 月 27 日受付)

文 献

- (1) 乾・加藤・森本・石川・卯本:「ファラデー形 MHD 発電機用新電力統合変換制御システム」, 電学論 B, 111, 903 (平 3-8)
- (2) 乾・森本・石川・卯本:「直流統合回路を併用したファラデー形 MHD 発電機用電力統合変換制御システム」, 電学論 B, 113, 801 (平 5-7)
- (3) 乾・原・石川・卯本:「ヘリウムを作動流体とする非平衡ディスク形 MHD 発電機の動作特性の二次元解析」, 電学論 B, 111, 552 (平 3-5)
- (4) R. W. MacCormack: "The Effect of Viscosity in Hypervelocity Impact Cratering", AIAA Hypervelocity Impact Conf., 69-354 (1969)
- (5) 原: 非構造分野における有限要素法の基礎 (昭 56) 昭晃堂
- (6) T. Hara, et al.: "Numerical Simulation of the Inhomogeneous Discharge Structure in Noble Gas MHD Generators", AIAA J., 20, 1473 (1982)
- (7) 乾・石川・卯本:「非平衡ディスク形 MHD 発電機の新概念設計手法の提案」, 第 15 回エネルギー利用と直接発電シンポジウム, 2.2.1 (平 5)
- (8) J. L. Kerrebrock: "Nonequilibrium Ionization Due to Electron Heating: I. Theory", AIAA J., 2, 1072 (1964)
- (9) T. Nakamura & W. Riedmüller: "Stability of Nonequilibrium MHD Plasma in the Regime of Fully Ionized Seed", *ibid*, 12, 661 (1974)
- (10) 高橋: システムと制御 (第 2 版) 下 (昭 53) 岩波書店
- (11) 伊瀬・辻・村上:「0.5 MJ 超電導エネルギー貯蔵装置による有効・無効電力同時制御」, 電学論 B, 104, 545 (昭 59-9)

乾 義 尚 (正員) 1959 年 3 月 31 日生。1981 年京都大学工学部電気工学科卒業。1983 年同大学大学院工学研究科電気工学専攻修士課程修了。京都大学工学部電気工学科助手を経て, 1992 年同講師となり, 現在に至る。工学博士。主として, MHD 発電に関する研究に従事。エネルギー・資源学会会員。

石川 本 雄 (正員) 1949 年 1 月 12 日生。1971 年京都大学工学部電気工学科卒業。1976 年同大学大学院工学研究科電気工学専攻博士課程修了。京都大学原子エネルギー研究所助手を経て, 1984 年同大学工学部電気工学科助教授となり, 現在に至る。工学博士。主として, エネルギー変換, MHD 発電に関する研究に従事。日本原子力学会, プラズマ・核融合学会, エネルギー・資源学会会員。

卯 本 重 郎 (正員) 1930 年 4 月 19 日生。1953 年京都大学工学部電気工学科卒業。京都大学工学部電気工学科助手, 同助教授を経て, 1967 年同教授。1994 年福山大学工学部電子・電気工学科教授となり, 現在に至る。工学博士。主として, 電力系統における進行波, 過渡安定度, MHD 発電, 電気機器に関する研究に従事。プラズマ・核融合学会, エネルギー・資源学会会員。