超電導発電機のMG方式での運転特性と試験法

正員 谷口 治人 (電中研) 正員 北内 義弘 (電中研)
正員 熊野 照久 (電中研) 正員 有賀 保夫 (Super-GM)

Operational Performance and Testing Method of Superconducting Generators in Pump-back Configuration
Haruhito Taniguchi, member, Yoshihiro Kitauchi, member, Teruhisa Kumano, member (CRIEPI),
Yasuo Ariga, member (Super-GM)

The development of the superconducting generators (SCGs) by Super-GM, which is the biggest ongoing SCG project in the world, will commence various tests on its 70 MW class machine for the purpose of verification of its operational performance and mechanical and thermal strength. So called pump-back configuration will be used in these tests.

In the pump-back configuration (or more simply MG method) the SCG will be connected to the synchronous motor (SM) electrically and mechanically, which enables the SM to drive mechanically the SCG using the electrical power from the SCG. Detailed study on the operational performance and the test condition of the MG method is very much required.

This study presents an excitation control scheme which properly regulates voltage and power. A compact model is proposed which represents the dynamic characteristics of the MG system. This model gives appropriate testing methods of voltage response and quench. It is clarified that a combinatorial test of no-load low-voltage and 180 degrees off-phase reconnection will give the disturbance equivalent to the case of three phase short circuit applied at the high voltage bus of the step-up transformer.

キーワード: 超電導発電機, 試験法, 励磁系, 突発短絡

1. まえがき

超電導発電機は現用の発電機に比べ、界磁巻線として超電導線を採用することにより、損失無しで強大な起磁力を発生できることから、小型軽量化、高効率化、低リアクタンス化、大容量化など多くの特長を持っている^{(1)~(5)}。

このため、超電導発電機は、超電導技術の電力分野への実用化のための先導的技術として、研究開発が進められている。わが国では、メーカなどでの実験機の製作などの成果を結集した Super-GM で、20 万 kW 級超電導発電機を目指した 7 万 kW 級モデル機を開発中である。このプロジェクトは、すでに 7 年を経過して順調に成果を挙げてきており、平成 8 年度からはモデル機の運用性や耐力を検証するための様々な試験が計画され、現用発電機なみの運転を可能にする技術が確立されることが期待されている^(4,5)。

ところでこの試験は、過酷な試験実施が容易、起動・停止が簡単で出力変更が容易、および試験コストが安いなどから、MG 方式といわれる方式で行われる^(5,6)。この方式は図 1 に示すように、超電導発電機 (SCG) で発電した電力を負荷用同期機 (SM) で消費するとともに SCG を回転させるための駆動源とし、その際の損失を補償するため可変速度の誘導電動機 (IM) を直結する方式である。電圧と出力の関係は、SCG と SM 間の角度を負荷角調整カップリングで調整することにより決定される。

この MG 方式は米国で一度簡単に実施された例⁽⁷⁾があるが、Super-GM の計画のように MG 方式の特徴を活かして、各種の試験を長期にわたり実施するのは世界でも始めてであり、十分な事前検討が必要である。

MG 方式の励磁制御に関わる運転特性は、両同期機の機械的角度が固定されているため、極めて特殊な形となり、さらに負荷用同期機の同期リアクタンスが超電導発

電機にくらべ大きくなる場合には、界磁電流増加によって端子電圧が減少する領域が生じるなど、さらに特殊となる^(8,9)。

また、MG 方式では途中に変圧器リアクタンスが挿入されないため、超電導発電機が電力系統に導入された際の系統側での事故を完全に同じ条件で再現することは不可能である^(10,11,12)。

本論文では、MG 方式での運転特性と、系統側事故との等価性を保った事故条件の設定の考えかたについて検討した結果を報告する。

2. MG 方式での運転特性

本章では超電導発電機を MG 方式で試験する場合の PQ 平面での運転点軌跡と動特性およびその励磁方式について述べる。

(2.1) PQ 平面での運転点軌跡 図2に負荷角調整カップリングを固定した場合の、ある運転状態でのベクトル図を示す。なお、D、Q 軸同期リアクタンスは等しく、電機子抵抗は無視する。図2より、発電機1（超電導発電機）を基準とし、これより流出する方向を正とすれば単位法を用いて次式が成り立つ。

$$\left. \begin{aligned} E_{f1} &= E + jX_{q1}I \\ E_{f2} &= E - jX_{q2}I \\ P + jQ &= EI^* \\ \delta_1 + \delta_2 &\equiv \delta \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (1)$$

ただし、 E_{fi} : 同期機 i の界磁電圧 (= 界磁電流)
 E : 端子電圧、 I : 電機子電流
 X_{qi} : 同期機 i の Q 軸同期リアクタンス
 δ_i : 同期機 i の内部相角 (図2参照)
 δ : 負荷角調整カップリングの角度 (電気角)
 P, Q : 有効、無効電力出力
 $*$: 共役複素数

(<2.1>では E_{fi}, E, I はベクトル量、
 その小文字は大きさを表す)

これより、 Q を P の関数で表せば、次式となる。

$$\left. \begin{aligned} Q &= \frac{P}{\tan \delta_1} - \frac{e^2}{X_{q1}} \\ Q &= \frac{-P}{\tan \delta_2} + \frac{e^2}{X_{q2}} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (2)$$

よって、 δ が一定となる PQ 平面での軌跡は、 e を一定とすれば、図3に示すように、Q 軸となす角度が δ_1, δ_2 となる直線のなす交点の集合で与えられ、円弧の一部となる。すなわち、

$$\tan \delta \equiv \alpha \dots\dots\dots (3)$$

とすれば、次式で表される円弧の一部となる。

$$\left\{ P + \frac{e^2(X_{q1} + X_{q2})}{2\alpha X_{q1}X_{q2}} \right\}^2 + \left\{ Q + \frac{e^2(X_{q2} - X_{q1})}{2X_{q1}X_{q2}} \right\}^2 = (\alpha^2 + 1) \left\{ \frac{e^2(X_{q1} + X_{q2})}{2\alpha X_{q1}X_{q2}} \right\}^2 \dots\dots\dots (4)$$

図1 MG 試験概念図

Fig. 1. Concept of MG method

図2 MG 試験の解析モデルとベクトル図

Fig. 2. Mathematical model and vector diagram of MG method

これらの円はいずれも、 $P = 0, Q = e^2/X_{q2}, -e^2/X_{q1}$ の点を通る。また、 $\alpha = \infty$ (相差角の和が 90 度) 以下の場合には、超電導発電機 (同期機 1) の無効電力出力は e^2/X_{q2} を越えることはできない。(4) 式を、 $X_{q1} = 0.5, X_{q2} = 1.0$ とし、 α をパラメータとして図3に示す。

次に、各同期機の界磁電圧 (界磁電流) が一定である PQ 平面での軌跡を求めると (1) 式よりそれぞれ次式で与えられる。

$$\left. \begin{aligned} P^2 + \left(Q + \frac{e^2}{X_{q1}} \right)^2 &= \left(\frac{e E_{f1}}{X_{q1}} \right)^2 \\ P^2 + \left(Q - \frac{e^2}{X_{q2}} \right)^2 &= \left(\frac{e E_{f2}}{X_{q2}} \right)^2 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (5)$$

すなわち、同期機 1 では界磁電圧 (界磁電流) 零の運転点である、 $P = 0, Q = -e^2/X_{q1}$ の点を中心とした円となり、同期機 2 (負荷用同期機) では同様に $P = 0, Q = e^2/X_{q2}$ を中心とした円となる。 δ が決められている場合に、図3の円弧上の運転点から (5) 式を用いてそれぞれの界磁電圧を求めることができる。

(2.2) MG 方式での動特性 MG 方式での両同期機の励磁制御方式や励磁変化試験について検討できるよう、前節の運転特性を表現でき、かつその動特性も簡易に表現できる簡略動特性モデルを求める。このため、 i_d を D 軸電機子電流とするなど、通常の記法 (参考文献 (13) 参照) に従い、電機子抵抗、ダンパ効果、磁気飽和および

び残留磁束を無視すると、同期機の基本特性は発電運転状態を基準とし単位法を用いて次式で表される。

$$\left. \begin{aligned} e_q &= -X_d i_d + X_{md} i_{fd} \\ \phi_{fd} &= -X_{md} i_d + X_{fd} i_{fd} \\ p\phi_{fd} &= e_{fd} - r_{fd} i_{fd} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (6)$$

これらの式より、次式が成り立つ。

$$\left. \begin{aligned} e_q &= -X'_d i_d + E' \\ pE' &= (E_f - I_{fd}) / T'_{do} \\ I_{fd} &= E' + (X_d - X'_d) i_d \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (7)$$

ただし、 $E' = X_{md} \phi_{fd} / X_{fd}$, $E_f = X_{md} e_{fd} / r_{fd}$,
 $I_{fd} = X_{md} i_{fd}$, $T'_{do} = X_{fd} / r_{fd}$,
 $X'_d = X_d - X_{md}^2 / X_{fd}$,
 E_f, I_{fd}, E' : 無負荷定格電圧時に 1.0[PU]

つぎに、両同期機の電機子端子での結合条件は次式で与えられる。

$$[E_2] = [T][E_1], \quad [I_2] = -[T][I_1] \dots\dots\dots (8)$$

ただし、 $[E_i] = [e_{di} \ e_{qi}]^t$, $[I_i] = [i_{di} \ i_{qi}]^t$,
 $[T] = \begin{bmatrix} \cos \delta & -\sin \delta \\ \sin \delta & \cos \delta \end{bmatrix}$, ($i = 1, 2$, t は転置)

また、両同期機において (7) 式が成立するので、(8) 式と合わせて、次式となる。

$$\begin{bmatrix} (X_{q2} + X'_{d1}) \sin \delta & (X_{q2} + X_{q1}) \cos \delta \\ (X'_{d2} + X'_{d1}) \cos \delta & -(X'_{d2} + X_{q1}) \sin \delta \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{d1} \\ i_{q1} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sin \delta & 0 \\ \cos \delta & -1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} E'_1 \\ E'_2 \end{bmatrix} \dots\dots\dots (9)$$

上式を解いて、 E'_1, E'_2 から i_{d1}, i_{q1} が下式で求まる。

$$\begin{bmatrix} i_{d1} \\ i_{q1} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} D_{11} & D_{12} \\ Q_{11} & Q_{12} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} E'_1 \\ E'_2 \end{bmatrix} \dots\dots\dots (10)$$

ただし、

$$\begin{aligned} D_{11} &= \{(X'_{d2} + X_{q1}) \sin^2 \delta + (X_{q2} + X_{q1}) \cos^2 \delta\} / d \\ D_{12} &= -(X_{q2} + X_{q1}) \cos \delta / d \\ Q_{11} &= -(X_{q2} - X'_{d2}) \sin \delta \cos \delta / d \\ Q_{12} &= (X_{q2} + X'_{d1}) \sin \delta / d \\ d &= (X_{q2} + X_{d1})(X'_{d2} + X_{q1}) \sin^2 \delta \\ &\quad + (X_{q2} + X_{q1})(X'_{d2} + X'_{d1}) \cos^2 \delta \end{aligned}$$

同様に、 E'_1, E'_2 から i_{d2}, i_{q2} が下式で求まる。

$$\begin{bmatrix} (X_{q1} + X'_{d2}) \sin \delta & -(X_{q1} + X_{q2}) \cos \delta \\ (X'_{d1} + X'_{d2}) \cos \delta & (X'_{d1} + X_{q2}) \sin \delta \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{d2} \\ i_{q2} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & \sin \delta \\ -1 & \cos \delta \end{bmatrix} \begin{bmatrix} E'_1 \\ E'_2 \end{bmatrix} \dots\dots\dots (11)$$

$$\begin{bmatrix} i_{d2} \\ i_{q2} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} D_{21} & D_{22} \\ Q_{21} & Q_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} E'_1 \\ E'_2 \end{bmatrix} \dots\dots\dots (12)$$

ただし、

$$\begin{aligned} D_{21} &= -(X_{q2} + X_{q1}) \cos \delta / d = D_{12} \\ D_{22} &= -\{(X'_{d1} + X_{q2}) \sin^2 \delta + (X_{q2} + X_{q1}) \cos^2 \delta\} / d \\ Q_{21} &= (X_{q1} + X'_{d2}) \sin \delta / d \\ Q_{22} &= -(X_{q1} - X'_{d1}) \sin \delta \cos \delta / d \end{aligned}$$

(7),(10),(12) 式より、MG 試験時の同期機の簡略動特性モデルは図 4 で与えられる。

図 3 PQ 平面での軌跡 (端子電圧一定)

Fig. 3. Loci on P-Q plane (constant terminal voltage)

図 4 MG 試験時の同期機の簡略動特性モデル

Fig. 4. A compact dynamic model of synchronous machine in pump-back configuration

〈2.3〉 励磁制御方式の安定性 図 4 の動特性モデルより、両同期機ともに、界磁電圧一定制御 (AEfR), 界磁電流一定制御 (ACR) であれば、安定運転が可能と考えられる。しかし、これらの制御方式では、運転点 (P, Q, e) を特定するのに試行錯誤が必要になる。

一方、端子電圧を一定に制御できれば、図 3 で示したように、P, Q は円弧に沿って動くので、運転点の設定は容易になる。ただし、この場合、両同期機ともに端子電圧一定制御 (AVR) 運転とすると、電力系統に連系されている場合のように原動機によって有効電力が定められないために、かえって運転点を特定できない。

このため、どちらかの同期機を AVR 運転とし、他の同期機は別の運転方式とする必要がある。そこで、各同期機の界磁電圧の微小変動からの、P, Q, e への微小変動

特性を求めると以下になる。

$$\Delta P = \sin \delta (e_{f2} \Delta e_{f1} + e_{f1} \Delta e_{f2}) / X_{q+} \cdots \cdots (13)$$

$$\Delta Q = \{ (2X_{q2} e_{f1} - X_{q-} e_{f2} \cos \delta) \Delta e_{f1} - (2X_{q1} e_{f2} - X_{q-} e_{f1} \cos \delta) \Delta e_{f2} \} / X_{q+}^2 \cdots (14)$$

$$\Delta e = \{ X_{q2} (X_{q2} e_{f1} + X_{q1} e_{f2} \cos \delta) \Delta e_{f1} + X_{q1} (X_{q1} e_{f2} + X_{q2} e_{f1} \cos \delta) \Delta e_{f2} \} / X_{q+}^2 \quad (15)$$

ただし, $X_{q+} = X_{q1} + X_{q2}$, $X_{q-} = X_{q2} - X_{q1}$

(1) 同期機 1 (超電導発電機の制御方式) $\Delta e / \Delta e_{f1}$ は, (15) 式および表 2 の定数と運転可能範囲においては, δ が 90 度より大きな領域では e_{f2} が小さくなるので, 常に正となる。したがって同期機 1 には AVR 運転がすべての領域で適用可能である。

(2) 同期機 2 (負荷用同期機の制御方式) 表 2 の定数のように X_{q1} が小さく X_{q2} が大きい場合には無効電力が正の大きい領域で, $\delta > 90$ 度とする必要がでてくる。このような状態では, (5) 式に示されるように, e_{f1} が大きく, e_{f2} は比較的小さくなる。このため, (15) 式からわかるように, $\Delta e / \Delta e_{f2}$ が負となる可能性がある。すなわち, $\Delta e / \Delta e_{f2}$ の符号が変化する可能性があるので, 同期機 2 を AVR 運転とするのは適当ではない。

したがって, その制御方式としては, AEfR, ACR, 無効電力一定制御 (AQR), 力率一定制御 (APfR), AQR と APfR の混合制御が考えられる。

これらの制御方式の組み合わせを表 1 に示す。結局, 同期機 1 では AVR 運転, 同期機 2 では AEfR, ACR 又は混合制御運転が適当である。

なお, これまでの議論では残留磁束と飽和については考慮していない。飽和については現用機である同期機 2 の界磁電圧 (電流) やリアクタンスは若干の変化を受けると考えられる。しかし, 表 2 の例では端子電圧が同期機 1 (超電導機) の定格電圧 (10kV) 近傍で運転されるため, 同期機の元々の定格電圧 (18kV) から考えるとほとんど影響は無いものと考えられる。

しかし, 残留磁束の影響に関しては, 力率零近傍で Q が正の領域では, X_{q2} が大きいと e_{f2} を小さくしなければならず, 残留磁束の影響をなくすために, 界磁電流を逆転させる逆励磁が必要になる可能性も考えられる。

〈2.4〉 実際の運転点と励磁変化試験 Super-GM で開発中の 7 万 kW 級超電導発電機低速応機 B 機⁽⁴⁾と, 想定されている負荷用同期機の定数を用いて, 運転点および励磁変化を与えた場合の動特性の解析例を示す。

これらの同期機の定数を表 2 に示す。図 5 には, この場合の運転点の例を, 超電導発電機の運転可能範囲 (実線の範囲内) とあわせて示す。なお, 図中の点線は δ を一定とし, 電圧を 1.0 とした時に C 点, D 点を通る軌跡である。

次に, 励磁変化試験の解析例を示す。この試験は, 励磁速度試験あるいは, 界磁電流変化速度を大きくし,

表 1 MG 試験時の励磁制御方式の安定性

Table 1. Stability of excitation control schemes in the pump-back configuration

同期機 1	同期機 2	制 御 の 安 定 性
AEfR	AEfR	超電導発電機では Ef が小さく困難
ACR	ACR, AEfR	安 定 (設定に試行錯誤が必要)
AVR	AVR	運転点が定まらず不可能
AEfR, ACR	AVR	$\delta > 90^\circ$ では不安定になる 場合がある
AVR	ACR, AEfR	安 定
AVR	AQR	$\delta > 90^\circ$ では不安定になる 場合がある
AVR	APfR	δ 小の領域で不安定になる 場合がある
AVR	混合制御*	安 定

(注) * δ の大小で AQR と APfR を切り換える

表 2 現地試験時の定数

Table 2. Machine constants

超電導発電機 B (同期機 1)			負荷用同期機 (同期機 2)		
定格容量 83 MVA			定格容量 192 MVA		
定格電圧 10 kV			定格電圧 18 kV		
X_{d1}	X'_{d1}	T_{do1}	X_{d2}	X'_{d2}	T_{do2}
0.35	0.26	260	2.35	0.49	4.25

(注) X_d , X'_d の単位は同期機 1 基準の [PU], T'_{do} は [秒]

図 5 超電導発電機の運転点例

Fig. 5. Typical operating points

またその累積によりクエンチ耐力を検証するクエンチ試験として実施が予定されている。超電導発電機はほぼ定格運転状態とし, その界磁電流を 1.2 [PU] 程度まで増加させる (これを繰り返すとクエンチ試験となる)。

$\delta = 105$ 度として求めた, 図 4 に必要な定数を同図に

図 6 低速応 B 機の励磁制御ブロック図

Fig. 6. Excitation control block for the slow-response machine (B)

図 7 負荷用同期機の励磁制御ブロック図

Fig. 7. Excitation control block for the synchronous motor

示す。超電導発電機（同期機 1）は図 6 に示す AVR 運転（ただし、界磁電流を変動させるため、端子電圧設定値を関数発生器により変動させる）、負荷用同期機（同期機 2）を図 7 の ACR 運転とする。

図 6, 7 と図 4 の簡略動特性モデルを用いたシミュレーション結果を図 8 に示す。その初期条件は、 $e_{f1} = 1.19$, $e_{f2} = 2.05$, $P = 0.87$, $Q = 0.43$, $e = 1.0$ （図 5 の C 点）である。

3. 突発三相短絡事故との等価性

超電導発電機が電力系統に導入された場合に送電線側事故として最も過酷と考えられるのは、昇圧変圧器至近端での突発三相短絡事故（高圧側至近端事故）と考えられる。このため、変圧器の無い MG 方式でこれと等価な事故条件を与え、現用機と同等の耐力を有することを検証することが求められている。本章では、その等価性について検討する。

〈3.1〉 要求される耐力 現用機は、上記事故に対して「できるだけ早い機会に停止して点検」が要請されているが、発電機の即時停止は想定されていない⁽¹⁴⁾。また、CIGRE における超電導発電機の検討においても、高圧側至近端事故でクエンチしないこと、あるいは、運転に支障のないこと（他の理由も含めて停止しても、クエンチが原因となって復旧に支障を与えないこと）がクエンチ耐力のひとつとして取り上げられている。

したがって、超電導発電機においても現用機と同等の機械的、熱的、電気的耐力が要求される。このため、以下を検証する必要がある。

(1) 電機子巻線の健全性

図 8 低速応 B 機のシミュレーション結果

Fig. 8. Simulation results of the slow-response machine (B)

- (2) 固定子、回転子の機械的耐力
- (3) 界磁巻線の健全性（クエンチ発生の有無等）

上記 (1), (2) を検証するためには、高圧側至近端事故時の電機子電流と電磁トルクの大きさと同等以上の擾乱を MG 方式にて与えて、その影響を見れば良いこととなる。

〈3.2〉 クエンチ耐力 界磁超電導機の場合、界磁巻線のクエンチによって界磁遮断器が解列されたり、系統から遮断されたりして、健全な運転が継続できなくなるため、クエンチするか否かは重要な問題となる。

超電導機の通常の運転状態では、界磁巻線は回転はしていても静的な状態になっていると考えることができ、その場合クエンチは、電流、温度、磁束密度の 3 要素によって決定される。しかし、図 9 に示されるような界磁電流変動を与える、系統事故時などの擾乱が発生している最中のクエンチ発生を予測する明確な指針は未だ見出されていないのが現状であるが、考慮すべき要因を挙げれば以下のように考えられる。

(1) 発熱と温度上昇

(a) 電機子反作用による界磁電流変動によるもの。これは電機子 D 軸電流の増大に伴って流れる直流的変動と、電機子側過渡直流分、逆相電流分による定格および 2 倍周波数の交流成分とが重畳したものである。

(b) 界磁巻線のミクロな動きによるもの（界磁巻線に働く電磁力による）。

表 3 MG 方式での各種試験方式と高圧側至近端事故との等価性 (B 機)

Table 3. Equivalency between the target fault and each test (machine B)

試 験 条 件			試験実施上の 問 題 点	等 価 性 評 価					
図 10	超 電 導 機	負荷用同期機		I_a	T_e	I_{f0}	I_f'	I_{fa}	
	(I)	定格運転からの高圧側三相短絡		(比較対象)	3.7	3.6	1.0	2.0	.033
(a)	(II)	無負荷低減電圧	— (不使用)	初期界磁電流小	4.5 ○	3.6 ◎	0.65 △	3.4 ○	.051 ○
(b)		無負荷高電圧	— (不使用)	過大なショック	6.6 ×	8.7 ×	1.0 ◎	5.6 ×	*
(c)	(III)	有負荷低減電圧	有負荷進相運転	実 施 困 難	5.5 ×	4.8 ○	1.0 ◎	3.9 ○	*
(d)		有負荷定格出力	有負荷進相運転	過大なショック	6.4 ×	6.7 ×	1.0 ◎	4.7 ×	*
(e)	(IV)	無負荷高電圧	180 度無負荷	電圧 120 %	3.2 △	3.9 ○	1.0 ◎	2.0 ◎	.038 ○

(注) 1) I_a : 電機子電流, T_e : 電磁トルク, I_{f0} : 初期界磁電流, I_f' : 界磁電流変化率, I_{fa} : 界磁電流の交流分

2) 定格運転状態からの高圧側至近端の三相突発短絡に比べて,

×: かなり高, ○: 若干高, ◎: 等価, △: 低, *: 算定せず

図 9 高圧側三相短絡時の界磁電流

Fig. 9. Field current after three phase short circuit at the high voltage bus

(c) 構成部材の発熱 (ダンパ, 輻射シールド, 界磁巻線支持材など。電機子反作用により構成部材に誘導される電流によるものと, 変位や振動によるものが考えられる)。

(2) 界磁電流と磁束密度

(a) 大きさ。界磁電流の変動要因は上記 (a) と同じ。磁束密度も同様の機構で変動するが, 空間的に一樣に変化するのではなく 3 次元的な動きまで考慮する必要がある, その中で最大の磁束密度が問題となる。

(b) 界磁電流や磁束密度の変化率。

以上より, 発電機の突発短絡時の現象ということから以下の 3 要素を選定し, これらが高圧側至近端事故時よりも同等以上の擾乱となってもクエンチしなければ良いものと考え。

- 界磁電流の初期値
- 界磁電流の変化速度
- 電機子電流の過渡直流成分 (界磁電流の交流成分)

〈3・3〉 MG 方式での試験法 図 10 に示されるように, 想定される MG 方式の試験では変圧器や直列リアクタンスが存在しないために, 同図 (I) のような変圧器高圧側事故を, 上述の 5 つの要素のすべてを等価にして模擬することはできない。しかし, 同図の (II)~(IV) の方式

図 10 高圧側至近端事故と MG 方式での模擬方法

Fig. 10. High voltage bus fault and its equivalents

を組み合わせることにより個々の要素を等価以上とすることは可能となる。その検討結果を表 3 に示す。

表 3 において, I_a , T_e , I_{f0} , I_f' は MG 方式を模擬したシミュレーション解析⁽¹⁰⁾により, また, I_{fa} は状態変化前後の電流の連続性を仮定した算定法^(15,16)を基に, 界磁電流変動を算定した値により判定した。

なお, 表 3 の (c) の方法では, 負荷用同期機の電機子電流に零ミスおよび界磁電流の極性反転が発生することから実施は困難である。

以上より, 変圧器のない MG 方式においても, 電力系統での変圧器高圧側事故時の耐量を, 表 3 に示す (a) の無負荷低減電圧の方法により主に電機子巻線, 固定子, 回転子に関わる健全性を, (e) の方法により界磁巻線のクエンチに関わる耐力を検証することができることとなる。

4. あとがき

MG 方式での超電導発電機と負荷用同期機の励磁制御特性について検討し, 特殊な同期リアクタンスの組み合わせであっても, 適正に電圧や電力を制御できる励磁制御方式を明らかにした。

また、その際の動特性を表す簡略モデルを提案し、これにより、励磁速応度試験やクエンチ試験法を提案した。

変圧器の無い MG 方式では、そのままでは電力系統での変圧器高圧側事故時の現象を再現はできないが、その際の超電導発電機の耐力を検証するための試験方法として、無負荷低減電圧による方法と 180 度異位相投入法による試験を組み合わせれば、固定子、回転子の耐力を検証できることを明らかにした。

最後に、本検討を進めるに当たり有益な御助言を頂いた諸先生、Super-GM、メーカーなどの関係の方々に感謝の意を表します。

なお、本研究は通商産業省工業技術院ニューサンシャイン計画「超電導電力応用技術開発」の一環として、新エネルギー産業技術開発機構 (NEDO) からの受託により実施したものである。

(平成 7 年 10 月 25 日受付, 同 8 年 2 月 1 日再受付)

文 献

- (1) Lambrecht, "Panel Discussion on the Impact of Superconducting Technologies on Future Power Systems and Equipment - Superconducting Generators", CIGRE, Aug28-Sep1, 1990
- (2) H.Taniguchi, M.Asada, M.Takasaki, Y.Kitauchi, M.Koike, "Power System Stability Improvement by Superconducting Generators", SM-100, International Conference on the Evolution and Modern Aspects of Synchronous Machines", Zurich, Aug 1991
- (3) 橋本, 伊藤, 長谷川, 美濃, 「超電導技術の電力システムへの適用可能性」, 電学論 B, 111 巻 4 号, p344-351, 平成 3 年
- (4) 電気学会技術報告第 508 号「超電導発電機の構造と特性」, 1994 年 9 月
- (5) T.Ageta, T.Ichikawa, Y.Tsunoda, M.Kazumori, H.Taniguchi, Y.Yagi, A.Ueda, T.Kitajima, "Recent Development Progress of 70MW Class Superconducting Generators (Part 1)", CIGRE 11-102, 1994
- (6) 亀田, 谷口, 浅田, 熊野, 関口, 「7 万 kW 級超電導発電機試験法の検討」, 電学大 H6, No1039
- (7) J.A.Fealey, W.D.Jones, T.A.Keim, TE Laskaris, "Comprehensive Test and Evaluation of a 20 MVA Superconducting Generator", IEEE Trans on PAS, Vol.PAS-104, No6, June 1985
- (8) 北内, 谷口, 「7 万 kW 級超電導発電機の負荷試験に関する予備検討 (その 1: 静特性)」, 電学大, H2, No877
- (9) 谷口, 北内, 「7 万 kW 級超電導発電機の負荷試験に関する予備検討 (その 2: 動特性)」, 電学大, H2, No878
- (10) 熊野, 谷口, 亀田, 「超電導発電機の過酷試験のための M-G 装置の動特性シミュレーション」, 電学大 H3, No.1067
- (11) 熊野, 谷口, 関口, 「超電導発電機の突発短絡試験における変圧器高圧側事故との等価性」, 電学大 H6, No.1129
- (12) 谷口, 熊野, 大嶋, 有賀, 「超電導発電機の変圧器高圧側事故と MG 方式試験での等価性の検討」, 電学大 H7, No.1154
- (13) 電中研総合報告 T14, 「大規模電力系統の安定度総合解析システムの開発」, H2 年 4 月
- (14) 電気学会技術報告 (I 部) 第 141 号「同期機の特種運転性能」, S61 年 4 月
- (15) 有働, 「故障電流のゼロミス発生予測」, 電学大 S55, No875
- (16) V.W.Ruskin, "Maximum Short Circuit and Faulty Synchronizing Torques on Generator Foundations", Trans.AIEE Vol74, Pt III, p618, 1955

谷口 治人

(正員) 昭和 25 年 8 月 23 日生まれ。50 年 3 月京都大学大学院工学研究科電気工学修士課程終了。同年 4 月 (財) 電力中央研究所入所。55 年 8 月～56 年 8 月アメリカ・テキサス大学アーリントン校客員研究員。平成 2 年 7 月系統制御研究室長。電力系統の計画・運用・制御, 新技術開発に関する研究に従事。CIGRE 会員。工学博士。

北内 義弘

(正員) 昭和 37 年 1 月 8 日生まれ。61 年 3 月早稲田大学大学院理工学研究科修士課程終了。同年 4 月 (財) 電力中央研究所入所。62 年 9 月～平成元年 9 月 Super-GM 出向。平成 4 年 8 月～5 年 8 月アメリカ・テキサス大学アーリントン校客員研究員。電力系統の運用・制御ならびに超電導発電機に関する研究に従事。

熊野 照久

(正員) 昭和 38 年 2 月 4 日生まれ。平成 2 年 3 月東京大学大学院工学系研究科電気工学博士課程修了。工学博士。同年 4 月 (財) 電力中央研究所入所。平成 6 年 8 月～7 年 8 月アメリカ・テキサス大学アーリントン校客員研究員。電力系統と同期機の解析に関する研究に従事。

有賀 保夫

(正員) 昭和 19 年 3 月 3 日生まれ。37 年 3 月北豊島工業高等学校卒業。同年 4 月 (財) 電力中央研究所入所。42 年 3 月東京電機大学電気工学科卒業。平成 6 年 6 月 Super-GM 出向。配電系統のリップル制御, 分散形電源の系統連系ならびに超電導発電機に関する研究に従事。