可変速揚水発電システムの故障時過渡特性解析 ——回転速度変化の影響——

正員 柳澤 忠洋 (東 芝) 正員 影山 隆久 (東 芝)

正員 田口 忠 (東京電力) 正員 岡村 和彦 (東 芝)

正員 阿部 充幸 (東京電力) 非会員 楠 清志 (東 芝)

正員 金子 寛和 (東京電力)

Transient Analysis of Converter-Fed Variable-Speed Generator-Motor for Pumped Storage Power Plant: Relationship between Fault Current and Speed Variation

Tadahiro Yanagisawa, Member (Toshiba Corporation), Tadashi Taguchi, Member, Michiyuki Abe, Member, Hirokazu Kaneko, Member (Tokyo Electric Power Company), Takahisa Kageyama, Member, Kuzuhiko Okamura, Member, Kiyoshi Kusunoki, Non-member, (Toshiba Corporation)

A converter-fed variable-speed generator-motor for a pumped storage power plant has been developed in order to contribute to the automatic frequency control on an electric power system during pumping operations, as well as to improve the efficiency of turbines during generating operation together with electric power stability. This system consists of a reversible pump-turbine, generator-motor, cycloconverter and control units. The rotor of the generator-motor, which is coupled directly with the turbine runner, is normally operated at a rotating speed equal to the difference between the frequency of the electric power system and that of the rotor current. In the state that a fault has occurred in the primary circuit of the generator-motor, the variable-speed rotating speed varies and the generator-motor fault current differs from that of a conventional synchronous generator-motor.

We have previously reported the fault current analysis results on the assumption that the rotating-speed of the generator-motor does not vary during the fault. However the rotating-speed of the generator-motor does vary during the fault, therefore this paper describes the fault current analysis results without this assumption for the condition when a sudden short-circuit is made on the primary side or secondary side of the generator-motor, and collates the analysis results with the EMTP simulation results.

キーワード：可変速揚水発電，発電電動機，サイクロコンバータ，過渡特性，対称座標法

1. ま え が き

夜間の AFC 容量の確保，ポンプ水車の高効率運転，系統安定度への寄与の面から可変速揚水発電システムが注目され，実用化が図られている^{(1)~(4)}。

可変速揚水発電システムは，巻線形誘導機と同一構造である発電電動機の二次側を交流で励磁するので，系統と電氣的に同期を保ちつつ，非同期速度で運転することが可能である。しかし，交流励磁装置が故障した場合や，発電電動機の一次側に短絡が発生した場合は，回転速度が変化し，しかも系統と電氣的に同期を保てなくなり，可変速発電電動機は従来の同期発電電動機と異なった挙動を示す⁽⁵⁾⁽⁶⁾。

著者らは，対称座標法を用いて可変速揚水発電システムの過渡特性を解析し，故障電流の推定法を示した⁽⁶⁾。この場合は可変速発電電動機を速度を一定と仮定したため，本システムの特徴である速度変化が過渡特性に及ぼす影響については言及できなかった。そこで本論文では，故障時の可変速発電電動機の回転速度を求めたうえで，回転速度変化が，故障電流に与える影響を求めた。解析手法として，まず対称座標法により導出した等価回路を用いて有効電力を求め，それに基づいて回転速度変化を算出する。

次に，回転速度変化と故障電流の角速度変化の関係を明らかにし，回転速度を考慮した故障電流を求める。そして，EMTP シミュレーション結果と照合してその妥当性を確認する。ただし，過渡状態にある電圧，電流に対して

も対称座標法を適用可能とするために、電圧、電流は角速度の異なる複数の電圧、電流の和であるとし、また回路インピーダンスは過渡インピーダンスとして扱う。特に角速度 $j\omega$ に対するインピーダンスは $Z(j\omega)$ として表す。

2. システム構成と等価回路

〈2・1〉 可変速揚水発電システムの構成 図1に可変速揚水発電システムの構成を示す。 Z_L , MTr, GM, CC, CCTr, OVP はそれぞれ送電線、主要変圧器、発電電動機、サイクロコンバータ、励磁用変圧器、過電圧保護装置であり、すべて三相对称である。以下では発電電動機を GM と仮称する。

〈2・2〉 速度が一定の場合の等価回路 GM 一次から系統を見た電圧振幅、インダクタンス、抵抗を V_L , L_L , R_L とし、GM の一次、二次巻線および励磁用変圧器のインダクタンス、抵抗を各々 L_A , R_A , L_F , R_F , L_{CC} , R_{CC} , GM の励磁インダクタンスを L_M , OVP の抵抗を R_{OVP} , サイクロコンバータ制御器の比例ゲイン、積分定数、電流指令値を K_P , K_I , I_R とすると、図1に対応する等価回路は図2で表される⁽⁵⁾。ここでは、回転子電気角速度 ω_R は一定と仮定している。また、サイクロコンバータ電源回路の電流は GM 一次電流に比べて無視できると仮定している。ただし OVP は不動作として省略している。また、GM 一次側換算した等価回路で検討するものとし、' で一次側換算値を示す。 s はラプラス演算子であり、添字 1, 2 は正相分、逆相分を示す。また、ベクトル量は太文字で表す。ただし、各電圧源、電流源、過渡インピー

ダンスは(1)～(3)式で表される。

$$\left. \begin{aligned} v_L(s) &= V_L / (s - j\omega_L) \\ i'_R(s) &= I_R / s \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (1)$$

$$\left. \begin{aligned} Z_L &= R_L + sL_L \\ Z_A &= R_A + sL_A \\ Z_M &= sL_M \\ Z'_{F1} &= R'_{F1} + sL_F = T_1(s)R_F + sL_F \\ Z'_{CC1} &= R'_{CC1} + sL_{CC} = T_1(s)R_{CC} + sL_{CC} \\ Z'_{F2} &= R'_{F2} + sL_F = T_2(s)R_F + sL_F \\ Z'_{CC2} &= R'_{CC2} + sL_{CC} = T_2(s)R_{CC} + sL_{CC} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (2)$$

$$\left. \begin{aligned} G'(s1) &= K'_{P1} + K'_{I1}/s1 = T_1(s)\{K_P + K_I/s1\} \\ G'(s2) &= K'_{P2} + K'_{I2}/s2 = T_2(s)\{K_P + K_I/s2\} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (3)$$

ここに、 ω_L , ω_R , ω_{CC} は系統電圧角速度、回転子電気角速度、サイクロコンバータ出力電流角速度であり、 $\omega_{CC} = \omega_L - \omega_R$ の関係がある。 $T_1(s)$, $T_2(s)$ は各々正相回路、逆相回路において GM 二次の電圧、抵抗を GM 一次側に換算する変換係数であり(4)式で表される。また、 $s1$, $s2$ はサイクロコンバータ制御の座標軸を GM 一次に換算するために生ずるものであり、(5)式で表される。

$$\left. \begin{aligned} T_1(s) &= s / (s - j\omega_R) \\ T_2(s) &= s / (s + j\omega_R) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (4)$$

$$\left. \begin{aligned} s1 &= s - j\omega_L \\ s2 &= s + j\omega_L \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (5)$$

〈2・3〉 速度が変化する場合の等価回路 正相電流の GM 二次電流 i_{F1} と等価な GM 一次電流 i'_{F1} を例に検討する。回転磁界の等価性から i_{F1} と i'_{F1} の間には(6)式が成り立ち、回転速度 ω_R が一定の場合はラプラス変換公式により(7)式のラプラス積分表現ができる。

$$i'_{F1} = i_{F1} e^{j\theta_R} = i_{F1} e^{j\omega_R t} \dots\dots\dots (6)$$

ここに、 θ_R : i_{F1} と i'_{F1} の位相差

$$i'_{F1}(s) = i_{F1}(s - j\omega_R) \dots\dots\dots (7)$$

ところで、 ω_R が一定でなく θ_R が図3に示されるような場合、時刻 t_0 における θ_R , ω_R の値を θ_{R0} , ω_{R0} とすると、時刻 t_0 の近傍の時刻 t では(8)式が成り立ち、 θ_R は図3の t_0 における接線 l_0 で近似できる。

$$\theta_R = \theta_{R0} + \omega_{R0}(t - t_0) = \omega_{R0}(t - t_{00}) \dots\dots\dots (8)$$

ここに、 $t_{00} = t_0 - \theta_{R0}/\omega_{R0}$

(8)式を(6)式に代入して $t > t_{00}$ の範囲でラプラス変換すると、時刻 t_0 近傍では(9)式が成り立つ。

図1 可変速揚水発電システムの構成
Fig. 1. A configuration of variable-speed GM for a pumped storage power plant.

図2 可変速揚水発電システムの等価回路
Fig. 2. An equivalent circuit of the system.

図3 回転子の回転角の近似
Fig. 3. Approximate rotating angle of the GM rotor.

$$i_{F1}(s) = i_{F1}(s - j\omega_{R0}) \dots \dots \dots (9)$$

θ_R は任意の時刻 t_0 における接続 t_0 で近似できるので、任意時刻において (8) 式と同等の式が成り立つ。換言すると、(7) 式は ω_R が時間の関数である場合も成り立ち、 ω_R をパラメータのように扱えるといえる。以上は i_{F1} と i_{F1} に限らずいえることなので、図 2 の等価回路は ω_R が変化する場合も成り立ち、等価回路から求めたラプラス関数表示の故障電流、およびその逆変換結果も有効であるといえる。ただし、時間関数に戻した場合、 $\omega_R t$ と表された項は (10) 式で求まる θ_R とする。

$$\theta_R = \int \omega_R dt \dots \dots \dots (10)$$

3. 故障時の可変速発電電動機速度変化

前章の結果に基づいて、故障時の GM 回転速度を求める。すなわち、回転速度が一定と仮定して算出した故障電流から有効電力を求め、有効電力を表す式中の $\omega_R t$ の項を (10) 式の θ_R で置換した後、この有効電力を用いて、回転速度変化を推定するものとする。ただし、有効電力は GM 一次、二次とも GM から出ていく方向を正とする。推定に際しては、図 2 の等価回路に示すようにシステム構成機器は三相对称とし、また可変速発電電動機の慣性定数が大きく、商用周波数の電力脈動には回転速度が変化しないとして、低周波有効電力のみを検討するものとする。以下では表現を簡潔にするために、指数関数を次の略号で表すものとする。

$$\gamma_A \equiv e^{-\alpha_A t}, \beta_A \equiv e^{j\omega_A t}, \beta_A^* \equiv e^{-j\omega_A t}$$

すなわち、 γ_A は減衰定数 α_A の指数であり、 β_A は角速度が ω_A の単位ベクトルを示すものとする。* は共役ベクトルを示す。

〈3・1〉 検討の前提条件 現象把握を容易にするために次の近似を行う。

- (i) 健全時の滑り： $\omega_{CC} \ll \omega_R, \omega_L$
- (ii) インダクタンス： $L_M \gg L_A, L_F \gg L_L, L_{CC}$
- (iii) 回路抵抗： $R_L/L_L, R_A/L_A, R_F/L_F \ll \omega_L$
- (iv) 短絡インピーダンスは回路インピーダンスに比べ十分小さい。
- (v) 抵抗分による損失は無視する。
- (vi) 故障により、サイクロコンバータは停止する場合を検討するものとし、サイクロコンバータ電源回路の電流は無視できる。
- (vii) ポンプ水車の機械出力は一定。

(viii) 数値例は東京電力矢木沢発電所 2 号機の諸元 (85 MVA-13.8 kV ベースで $X_A=0.147, R_A=0.00162, X_F=0.113, R_F=0.0026, X_M=0.952, X_L=0.102, R_L=0.003$) を用いるものとする。

〈3・2〉 故障時の発電電動機有効電力 システム電圧およびサイクロコンバータ出力電圧に逆相分はなく、また抵抗による電力損失を無視できると仮定すると、GM 一次巻線に発生する有効電力 p_A は、GM 一次巻線の誘起電圧正相

分 v_{M1} 、GM 一次対称分電流 i_{A1}, i_{A2} から (11) 式で表される皮相電力 p_A の実数部として求まる⁽⁷⁾。

$$p_A = v_{M1}^* (i_{A1} + i_{A2}^*) \simeq v_{A1}^* (i_{A1} + i_{A2}^*) \dots \dots \dots (11)$$

$$p_A = \text{Re}\{v_{A1}^* (i_{A1} + i_{A2}^*)\} \dots \dots \dots (12)$$

特に GM 一次回路が健全で $i_{L1} = i_{A1}$ の場合は (12) 式の代わりに (13) 式を用いてもよい。

$$p_A = \text{Re}\{v_L^* (i_{A1} + i_{A2}^*)\} \dots \dots \dots (13)$$

GM 一次巻線、二次巻線から出力される有効電力の和を GM 有効電力 p_E と称すると、 p_A と p_E の関係は、故障前は (14) 式で、また GM 二次が短絡されると (15) 式で表される。

$$p_E = \frac{\omega_R}{\omega_L} p_A \dots \dots \dots (14)$$

$$p_E = p_A \dots \dots \dots (15)$$

ところで、GM 二次または GM 一次で短絡故障が発生すると、GM 一次対称分電流は (14) 式で近似できる⁽⁵⁾⁽⁶⁾。

$$\left. \begin{aligned} i_{A1} &= I_{A1N} \beta_L + I_{A1TA}(\beta_L - \gamma_A) - I_{A1TF}(\beta_{CC} - \gamma_F)\beta_R \\ i_{A2} &= 0 + I_{A2TA}(\beta_L - \gamma_A) - I_{A2TF}(\beta_{CC} - \gamma_F)\beta_R^* \end{aligned} \right\} \dots \dots \dots (16)$$

(16) 式において、第 1 項は健全時の定常電流、第 2 項は GM 一次故障で生じる故障電流、第 3 項は GM 二次故障または OVP 動作で生じる故障電流を表している。故障電流ベクトル $I_{A1TA}, I_{A1TF}, I_{A2TA}, I_{A2TF}$ は故障内容によって異なった値となるが、いずれも v_L に対し 90° 遅れの電流と近似できる。また、 γ_A, γ_F は過渡電流の減衰を表しており、各々 GM 一次、GM 二次回路の時定数で決まる。

(13)~(16) 式から故障時の GM 有効電力 p_E は (17) 式で求まる。ただし、 ω_L で脈動する成分は無視している。

$$\begin{aligned} p_E &= \text{Re}\{V_L^* (I_{A1N} + I_{A1TA}) - V_L^* I_{A1TF}(1 - \gamma_F \beta_{CC}^*) \\ &\quad - V_L^* I_{A2TF}(\beta_{CC}^* - \gamma_F)\beta_{CC}^*\} \\ &\simeq \frac{\omega_L}{\omega_{R0}} P_{E0} - \text{Re}\{V_L^* I_{A1TF}(1 - \gamma_F \beta_{CC}^*) \\ &\quad + V_L^* I_{A2TF}(\beta_{CC}^* - \gamma_F)\beta_{CC}^*\} \dots \dots \dots (17) \end{aligned}$$

ここに、 $P_{E0}, \omega_{R0}, I_{A1N}$ ：故障前の GM 有効電力、GM 回転速度、GM 一次電流

〈3・3〉 GM 二次故障時の回転速度変化 GM 二次故障時の故障電流は回転速度一定の仮定の下では既に求まっている⁽⁵⁾ ので、この結果を用いて GM 有効電力と回転速度変化を求める。ただし、故障前の GM 有効電力 P_{E0} は、ポンプ水車機械出力 P_M と等しく、回転速度は ω_{R0} で整定しているものとする。

(1) GM 二次三相完全短絡時 故障電流 $I_{A1TA3}, I_{A1TF3}, I_{A2TA3}, I_{A2TF3}$ は (18) 式で表される。添字 3 は GM 二次三相完全短絡時を示す。

$$\left. \begin{aligned} I_{A1TA3} &= I_{A2TA3} = I_{A2TF3} = 0 \\ I_{A1TF3} &= -\frac{V_{F1N}}{Z_{GM}(j\omega_L)} \end{aligned} \right\} \dots \dots \dots (18)$$

ここに、 $Z_{GM}(j\omega_L)$ は健全時に系統から GM を見たインピーダンスであり、 V_{F1N} は健全時に系統から見た GM 二次電圧のピーク値ベクトルである。

ところで、 V_L , V'_{F1N} の大きさを V_L , V'_{F1N} , V'_{F1N} の V_L に対する相差角の故障前の値を θ_{F0} 、故障中の値を θ_{F3} とし、インピーダンス $Z_{GM}(j\omega_L)$ のリアクタンス分を X_{GM} とすると(19)式が成り立つので、(17)～(19)式から、GM 二次三相完全短絡時の GM 有効電力 p_{E3} は(20)式で表すことができる。

$$P_{E0} \approx \omega_{R0} V_L V'_{F1N} \sin \theta_{F0} / \omega_L X_{GM} \quad \dots\dots\dots (19)$$

$$\left. \begin{aligned} p_{E3} &\approx \frac{\omega_L \gamma_{F3} \sin \theta_{F3} P_{E0}}{\omega_{R0} \sin \theta_{F0}} \\ \theta_{F3} &= \theta_{F0} + \int (\omega_L - \omega_{R3}) dt \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots\dots (20)$$

そして、 p_{E3} と P_M の差から GM の回転速度 ω_{R3} が求まる。

$$\omega_{R3} = \omega_{R0} + \frac{P_{E0}}{\omega_{R3} T_M} \int \left(1 - \frac{\omega_L \gamma_{F3} \sin \theta_{F3}}{\omega_{R0} \sin \theta_{F0}} \right) dt \quad \dots\dots\dots (21)$$

ここに、 T_M : GM とポンプ水車の慣性時定数の和

(21)式には、 ω_{CC} すなわち $\omega_L - \omega_{R3}$ が含まれているので、 ω_{R3} を求めるのに ω_{R3} が必要となる。従って、厳密には減衰時定数 α_{F3} , γ_{F3} と故障前の状態から決まる P_{E0} , $\sin \theta_{F0}$ で直接的に ω_{R3} を表すことは難しい。しかし、故障時を $t=0$ として、(21)式により各時刻の ω_{R3} を求め、その値を用いて次の ω_{R3} を求めるようにして、 ω_{R3} を順次求めることができる。このようにして、(20), (21)式により p_{E3} , ω_{R3} を求めた結果を図4(a)に示す。同一条件で求めた EMTP シミュレーション結果である(b)図と、ほぼ一致しているといえる。

(2) GM 二次線間短絡時 故障電流 I_{A1TA4} , I_{A1TF4} , I_{A2TA4} , I_{A2TF4} は(22)式で表される⁽⁵⁾。添字4はGM 二次線間短絡時を示す。

$$\left. \begin{aligned} I_{A1TA4} &= I_{A2TA4} = 0 \\ I_{A1TF4} &= \frac{V'_{F1N}}{2Z_{GM}(j\omega_L)} \\ I_{A2TF4} &= -I_{A1TF4} \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots\dots (22)$$

図4 GM 二次三相短絡時の GM 回転速度、有効電力

Fig. 4. GM speed and active power in three-phase short-circuits on GM secondary terminals.

GM 二次線間短絡時の有効電力 p_{E4} を求めると(23)式となる。

$$\left. \begin{aligned} p_{E4} &\approx \frac{\omega_L P_{E0}}{2\omega_{R0}} \left\{ 1 + \frac{\gamma_{F4} \sin \theta_{F4}}{\sin \theta_{F0}} \right\} \\ \theta_{F4} &= \theta_{F0} + \int (\omega_L - \omega_{R4}) dt \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots\dots (23)$$

従って、回転速度 ω_{R4} は(24)式で表される。

$$\omega_{R4} = \omega_{R0} + \frac{P_{E0}}{2\omega_{R4} T_M} \int \left(2 - \frac{\omega_L}{\omega_{R0}} - \frac{\omega_L \gamma_{F4} \sin \theta_{F4}}{\omega_{R0} \sin \theta_{F0}} \right) dt \quad \dots\dots\dots (24)$$

〈3・4〉 GM 一次故障時の回転速度変化 GM 一次故障時の故障電流は既に求まっている⁽⁶⁾ので、この結果を用いて GM 全有効電力と回転速度変化を求める。ただし、故障前の運転条件は〈3・3〉節と同一とし、また故障と同時に過電圧保護装置 OVP が動作したと仮定している。

(1) GM 一次三相完全短絡時 この場合は GM 一次、二次電圧とも零となるので、GM 有効電力 p_{E7} も零となる。ただし、添字7は GM 一次三相完全短絡時を示す。従って、回転速度 ω_{R7} はポンプ水車の機械出力とバランスしていた故障前の GM 有効電力 P_{E0} で変化する。

$$\left. \begin{aligned} \omega_{R7} &= \omega_{R0} + \frac{P_{E0}}{\omega_{R7} T_M} t \\ \theta_{F7} &= \theta_{F0} + \int (\omega_L - \omega_{R7}) dt \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots\dots (25)$$

(2) GM 一次線間短絡時 GM 一次からみた GM インピーダンス Z_{AG} に比べ系統インピーダンス Z_L が小さいと近似すると、故障電流 I_{A1TA8} , I_{A1TF8} , I_{A2TA3} , I_{A2TF8} は(26)式で表される。添字8は GM 一次線間短絡時を示す。

図5 GM 回路短絡時の GM 有効電力
Fig. 5. GM active power when the primary circuit or secondary circuit of the GM is shorted.

図6 GM 回路短絡時の GM 回転速度
Fig. 6. GM speed when the primary circuit or secondary circuit of the GM is shorted.

$$\left. \begin{aligned} I_{A17F8} &\approx \frac{V_{A1N}}{2Z_{AG}(j\omega_L)} = \frac{1}{2}(I_{A17F8} - I_{A1N}) \\ I_{A17F8} &\approx \frac{V_{F1N}}{Z_{FG}(j\omega_L)} \approx \frac{V_{F1N}}{Z_{GM}(j\omega_L)} \\ I_{A27A8} &= -I_{A17A8} \\ I_{A27F8} &\approx 0 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (26)$$

ここに、 $Z_{AG}(j\omega_L)$ 、 $Z_{FG}(j\omega_L)$ は健全時にGM一次側、GM二次側から見たGMのインピーダンス、 V_{A1N} は健全時のGM一次電圧ピーク値ベクトルである。

(26)式を(17)式に代入して整理すると、GM一次線間短絡時のGM有効電力 p_{E8} は(27)式で表される。

$$p_{E8} = \frac{\omega_L P_{E0}}{2\omega_{R0}} \left\{ 1 + \frac{2\gamma_{F8} \sin \theta_{F8}}{\sin \theta_{F0}} \right\} \dots\dots\dots (27)$$

従って、GM一次線間短絡時の回転速度 ω_{R8} は(28)式で求まる。

$$\left. \begin{aligned} \omega_{R8} &= \omega_{R0} + \frac{P_{E0}}{2\omega_{R8} T_M} \int \left(2 - \frac{\omega_L}{\omega_{R0}} - \frac{\omega_L \gamma_{F8} \sin \theta_{F8}}{\omega_{R0}} dt \right) \\ \theta_{F8} &= \theta_{F0} + \int (\omega_L - \omega_{R8}) dt \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (28)$$

以上の検討結果をまとめ、各故障時のGM有効電力、GM速度変化を図示すると図5、図6のようになる。GM

速度 ω_R が変化すると、 V_{F1N} の相差角 θ_F 、GM有効電力 p_E が変化し、それがGM速度 ω_R の変化状況に影響を与える。故障時初期のGM有効電力状況が故障内容によって異なるため、速度変化を考慮した場合としない場合のGM有効電力、GM速度の異なり具合は、故障内容によって異なってくるのがわかる。

4. 回転速度が過渡特性に及ぼす影響

ω_R が変化した場合に、 ω_R 一定として求めた故障電流がどのように修正されるかを示す。GM回転速度の変化を考慮した場合の故障電流は、 ω_R 一定として求めた故障電流算出式において、(10)式で求めた θ_R を $\omega_R t$ の代わりに用いることで求まる。例えば、(14)式第一式は(31)式に修正される。

$$i_{A1} = I_{A1N}\beta_L + I_{A1TA}(\beta_L - \gamma_A) - I_{A1TF}(\beta_{CC} - \gamma_F)e^{j\theta_R} \dots\dots\dots (29)$$

ところで、(14)式に示されるように、GM一次対称分電流は故障内容により一意的に決まる故障電流ピーク値ベクトル I_{A1TA} 、 I_{A1TF} 、 I_{A2TA} 、 I_{A2TF} と健全時のピーク値ベクトル I_{A1N} で表されるが、角速度 ω_L の成分と角速度 ω_R の成分が重畳して、振幅が周期 $2\pi/\omega_{CC}$ で変化するビート状

図7 発電電動機二次回路三相短絡時の電流解析結果

Fig.7. Fault current analysis results in three-phase short-circuits of GM secondary terminals.

図9 発電電動機二次線間短絡時の電流解析結果
Fig.9. Fault currents analysis results in line-to-line short-circuits of GM secondary terminals.

図8 発電電動機二次回路三相短絡のシミュレーション結果

Fig.8. Simulation results in three-phase short-circuits of GM secondary terminals.

図10 発電電動機二次線間短絡のシミュレーション結果

Fig.10. Simulation results in line-to-line short-circuits of GM secondary terminals.

の波形となる。

GM 回転速度, すなわち電気角速度 ω_R が変化すると, ビート周期が変化するので, I_{A1TA} , I_{A1TF} , I_{A2TA} , I_{A2TF} が同一値であったとしても, GM 一次電流瞬時値波形は ω_R によって異なったものとなる。従って, ここでは GM 一次電流について, GM 回転速度 ω_R を故障前の値に固定した場合の計算例と, ω_R を第 3 章で求めた値を用いた場合の計算例を比較した。その結果から, ω_R を一定と近似すると, GM 一次電流瞬時値は, 実際より大きい値になることが確認できた。

矢木沢発電所の諸元を用い, 60 MW, 0 MVar 滑り 5.5% の発電運転中に GM 二次が三相短絡, 線間短絡を生じた場合の GM 一次電流計算結果を各々図 7, 図 9 に示す。また, ω_R の変化を考慮して計算した結果は, 同一条件で EMTP シミュレーションを行った結果である図 8, 図 10 とほぼ一致している。

5. あとがき

故障時に可変速揚水発電電動機の回転速度がどのように変化するかを明らかにし, 回転速度が故障電流に及ぼす影響を把握できた。その過程で, 回転速度が変化する場合にも対称座標法が有効であることも確認できた。解析結果から, シミュレーションおよび実機試験で得られている現象の物理的な解釈が容易になると考えられる。

(平成 7 年 1 月 20 日受付, 同 7 年 5 月 15 日再受付)

文 献

- (1) 湊・実松:「可変速揚水発電システムの開発」, 電学誌, 107, 205 (昭 62-3)
- (2) 間 邦夫, 他:「矢木沢発電所可変速揚水発電システムの実用化」, 平 3 電気学会全大, 1582
- (3) 中村泰造, 他:「可変速揚水発電システムの実用化」, 電学論 B, 111, 583 (平 3-6)
- (4) Furuya, et al.: "Development and Achieved Commercial Operation Experience of the World's First Commissioned Converter-Fed Variable-Speed Generator-Motor for a Pumped Strage Power Plant", '92 CIGRE, 11-104 (1992)
- (5) 柳澤・田口・阿部・金子・影山・岡村・楠:「可変速揚水発電システムの故障時過渡特性解析 (その 1)」, 電学論 B, 115, 117 (平 7-2)
- (6) 柳澤・田口・阿部・金子・蔭山・岡村・楠:「可変速揚水発電システムの故障時過渡特性解析 (その 2)」, 同上 B, 115, 125 (平 7-2)
- (7) 猪狩: 電気機械理論 (昭 52) コロナ社
- (8) B. K. Bose (秦泉寺・内藤訳): パワーエレクトロニクス & AC ドライブ, p. 271~274 (昭 62) 電気書院

柳 澤 忠 洋 (正員) 1943 年 5 月 25 日生。1966 年 3 月京都大学工学部電気工学科卒業。同年 4 月 (株) 東芝入社。現在, 主に可変速揚水発電システムの制御装置の開発, 設計に従事。エネルギー・資源学会会員。

田 口 忠 (正員) 1953 年 11 月 16 日生。1976 年 3 月千葉大学工学部電気工学科卒業。同年 4 月東京電力 (株) 入社。1989 年 7 月より工務部水力発電課勤務。主として, 水力発電所の設計, 保守ならびに可変速揚水発電システムの開発設計, 保守に従事。

阿 部 充 幸 (正員) 1954 年 11 月 19 日生。1973 年 4 月東京電力 (株) 入社。1974 年 3 月科学技術学園高校卒業。1978 年 3 月東電学園専門部卒業。1992 年 9 月より工務部水力発電課勤務。主として, 水力発電所の設計, 保守ならびに可変速揚水発電システムの開発, 保守に従事。

金 子 寛 和 (正員) 1959 年 2 月 21 日生。1977 年 3 月山梨県立甲府工業高等学校卒業。同年 4 月東京電力 (株) 入社。1985 年 3 月東電学園大学部卒業。1986 年度東京大学工学部電気工学科受託研究員。1987 年 4 月から建設部電気課勤務。主として, 可変速揚水発電システムの開発に従事。

影 山 隆 久 (正員) 1960 年 9 月 25 日生。1985 年 3 月筑波大学大学院修士課程修了。同年 4 月 (株) 東芝入社。現在, 可変速揚水発電システムの制御装置の開発, 設計に従事。

岡 村 和 彦 (正員) 1967 年 2 月 24 日生。1990 年 3 月北海道大学工学部電気工学科卒業。同年 4 月 (株) 東芝入社。現在, 可変速揚水発電システムの制御装置の開発, 設計に従事。

楠 清 志 (非会員) 1958 年 4 月 7 日生。1981 年 3 月早稲田大学理工学部電気工学科卒業。同年 4 月 (株) 東芝入社。現在, 水力プラント技術部にて, 主に可変速揚水発電システムエンジニアリングに従事。