

論 文
87-1-2

비틀림 相互作用 狀態에 있는 터어보 發電機의 電氣的 特性

The Electrical Characteristics of a Turbo-Generator During the State of Torsional Interaction

李 殷 雄*
(Eun- Ung Lee)

ABSTRACT

The torsional resonance of the generator shaft system has the possibility of inducing voltages across the stator winding because it is a carrier with the field excitation. And these torsional induced stator currents induce the eddy current in the rotor.

This paper describes the eddy current based on the double Fourier series method. The forces generating during the torsional interaction are computed using the Maxwell's magnetic stress tensor for each of the Fourier components. And then, these forces of the Fourier components are evaluated by the Parseval's theorem.

1. 序 論

力率補償用 直列캐패시터가 連結된 大容量 長距離 送電線路에서 L-C共振周波數(f_e) 發生은 同期速度에 加減된 ($f_{sy} \mp f_e$) 周波數의 正逆方向의 토오크를 發生시킨다.

이 交番토오크成分은 發電機와 터어빈을 連結하는 軸에 決定的인 損傷을 일으킬 수 있음이 밝혀졌으나¹⁾ 이 解析에서 發電機의 慣性이 無限하지 않고, 回轉子의 速度가 一定할 수 없음이 考慮되지 않았다. 그러나 터어빈과 發電機사이를 軸으로 連結하는 實際 發電系統에서는 그림 1과 같이 慣性모멘트 (M_1, M_2)가 無限하지 않고, 비틀림相互作用을 비틀림 스프링 모드 (torsional spring mode : K_{12})화 할 수 있는 振動이 存在하게 된다.^{2,3)}

이 비틀림振動의 原因^{4, 5)}으로는 i)發電機의 電氣

的 스티프니스(stiffness)에 적용하기위한 아주 작은 周波帶의 慣性모우먼트의 振動인 亂調現象이 일어날 때, 發電機의 振動이 軸의 振動으로 되는 機械的 모우드(mode), ii)電力系統의 直列 L-C 回路에서 發生하는 共振周波數의 토오크로 因한 誘導發電現象이 일어날 때 發電機의 負抵抗값이 發電機系統의 全正抵抗값을 超過하면서 發生하는 自動磁振動인 電氣的 모우드, iii) 위 두 機械的 모우드와 電氣的 모우드가 同時에 發生하는 경우가 있다.

그러나 어느 原因으로 回轉子에 작은 비틀림 振動이 發生하더라도 機械的 모우드와 電氣的 모우드가 共存하게 되므로 비틀림 周波數(f_b)가 同期速度로 回轉하고 있는 回轉子에 加減되면 비틀림 共振周波數($f_{sy} \mp f_b$)의 特性으로 생각할 수 있다.¹⁾

왜냐하면 軸의 비틀림 모우드는 軸에 直結되어 있는 發電機의 回轉子의 界磁作用으로 固定子의 모든 卷線에 비틀림 周波數(f_b)의 影響을 傳達하기때문에 攝動(perturbation) 誘起電壓과 電流를 發生되게 하고 이 電流는 空隙內에 正常토오크以外的 攝動토오크를 發生시킨다. 이 攝動토오크는 터어빈과 軸으로 連結되어 回轉하고 있는 回轉子側에서 電氣系를 볼 때 機械的 負制動으로 作用하는 것이 된다.

*正 會 員 : 忠南大 工大 電氣工學科 副教授 · 工博
接受日字 : 1987年 6月 4日
1次修正 : 1987年 8月 28日
2次修正 : 1987年 11月 7日
3次修正 : 1987年 12月 20日

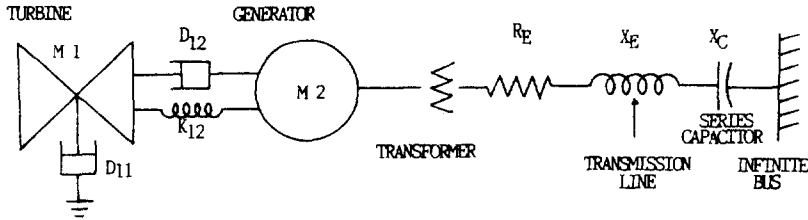


그림1. 직렬보상송전선로를 갖는 발전기의 전기기계적 역학도

Fig. 1. Radial series compensated transmission line with generator electro-mechanical dynamics

이 負制動이 機械系의 正制動보다 크게 될 때 軸에 큰 電氣·機械의 스티프니스를 줄 뿐 아니라 發電系統을 不安定하게 하는 原因이 된다.^{3,5)}

이와같은 비틀림 共振 相互作用(torsional resonance interaction)의 電氣的 機械的機構(mechanism)는 아직도 詳細히 밝혀지지 않았지만 不安定狀態가 發生하는 條件으로 L-C回路의 共振周波數(f_0)와 비틀림 共振周波數($f_{s,r}$ 及 f_b)가 大略 같을때이며 이 비틀림 共振周波數의 크기는 發電方式에 따라 다름이 밝혀졌다.^{3,6,7)}

따라서 비틀림 相互作用의 原因을 규명하고, 論理的으로 力學的解析할 수 있도록 밝히는 것은 電力系統의 安全 運轉을 위해서 重要할 뿐 아니라 앞으로 세우지는 電力系統의 電氣的 設計와 發電機의 電氣的 機械的 設計에 반드시 考慮되어야 할 問題이기 때문에 美國 southern California의 Mohave 發電所의 軸破壤 事故以後 매우 活發히 研究되고 있다.^{1)~11)}

本 研究에서 비틀림 相互作用 狀態에 있는 發電機의 回轉子에 發生하는 誘導發電現象의 渦流를 參考文獻(11)에서 本 研究者가 開發한 方法을 使用하여 구하고, 터어보發電機가 비틀림 相互作用 狀態에서 ($f_{s,r}$ 及 f_b) 周波數帶의 誘導機처럼 動作하므로서 發生하는 힘을 Maxwell stress tensor를 使用하여 구하였다. 또 이 힘과 渦流損을 比較 檢討하므로서 特性을 分析하였다.

또한 그림 1과 같이 系統의 外部의 抵抗 R_E , 機械的制動 D_{11} , D_{12} 과 回轉子抵抗 $R_{2,r}$, 回轉子 reactance $X_{2,r}$, 等이 實際 發電系統의 安定運轉에 影響이 있으므로¹²⁾ 이 不安定要素中에서 回轉子の 抵抗 $R_{2,r}$ 와 리액턴스 $X_{2,r}$ 를 固定子 抵抗, 리액턴스와 空隙의 漏洩리액턴스를 考慮치 아니하고 구하였다.

2. 各 領域에서의 理論式

2.1 圓筒座標를 直交座標로 變換

圓筒構造로 되어있는 그림 2와 같은 터어보-發電機를 그림 3 처럼 펼친 狀態로 假定하므로서 圓筒座

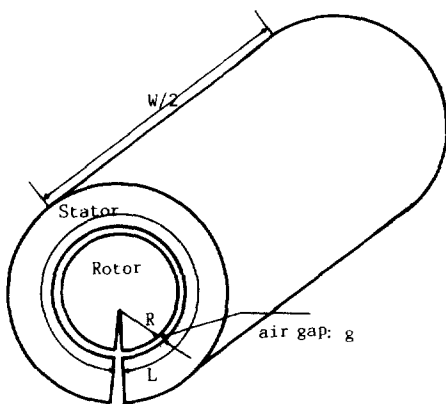


그림2. 원통좌표로 나타낸 터어보 발전기의 고정자와 둥근회전자의 구조

Fig. 2. Stator and round rotor structures of turbo-generator in cylindrical coordinate

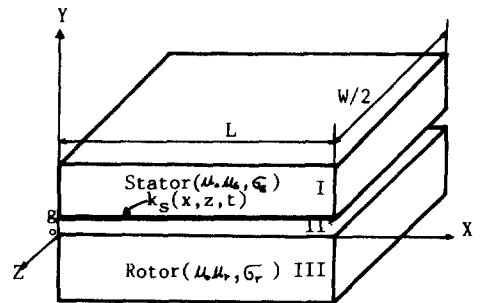


그림3. x, y, z cartesian 좌표로 나타낸 고정자와 둥근 회전자의 구조

Fig. 3. Stator and round rotor structures developed into x, y, z cartesian coordinate.

標로 나타내지는 磁氣擴散方程式(magnetic diffusion equation)을 푸는데 어려움을 피하고 直交座標를 적용하게되므로써 보다 簡單한 解를 얻을 수 있다.

그림 2를 그림 3으로 變換시키더라도 磁氣擴散方程式의 變數로 作用하는 空際길이 g , 發電機의 軸方向길이 $\frac{W}{2}$, 回轉子둘레 $L=2\pi R$ 등이 變하지 않고 사용되며 또 2極 터보發電機의 運轉周波數 f_{sy} [Hz]에 대한 그림 2의 接線方向速度 $v_{sy}=2\pi Rf_{sy}$ 는 그림 3의 x 方向 直線速度 v_{sy} 와 같다.

2.2 Fourier級數基本과 各領域의 特性

2重 Fourier級數基本(Double Fourier series base)는 그림 4에서 보여지는 것처럼 4 각형 $L \times W$ 로 構成되었으며 이를 數學的으로 解析하는데 便利하게 하기 위하여 x 軸方向으로 幅 L 과 z 軸方向으로 길이 $\frac{W}{2}$ 인 그림 3과 같은 電氣機械가 無限個가 羅列된 것으로 생각하는 것이다. 그러나 結果에서

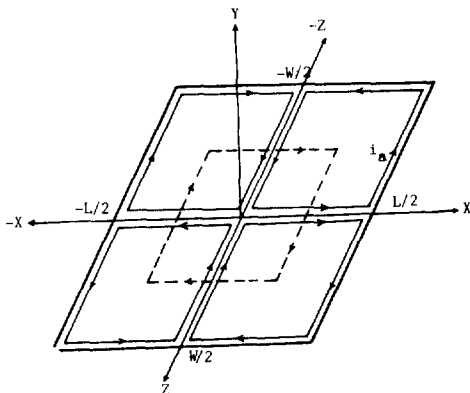


그림 4. 전류 i_a 가 흐르는 한권선을 고정자 기준 권선 model로 하는 double Fourier serie base 사각형

Fig.4. Double Fourier series base rectangular with model of a basic stator winding consisting of 1 turn carrying current i_a

표 1. 각 영역의 透磁率과 導電度

Table 1. Permeability and conductivity of each region

region	description	permeability	conductivity
I	stator	$\mu_s \mu_0$	0
II	air gap	μ_0	0
III	rotor	$\mu_r \mu_0$	σ_r

는 $L \times \frac{W}{2}$ 로 이루어진 發電機 한대에 해당하는 特

性값들을 구하여야 한다. 그리고 모든 特性값은 參考文獻[11]에서 確認한 것처럼, Fourier級數로 展開해보며 基本波以外的의 모든 高調波項은 매우 작으므로 無視한다.

最終的으로 解析에 使用할 各 領域의 透磁率과 導電度는 表 1과 같다.

2.3 固定子 勵磁

그림 4처럼 $x=0$, $x=\pm 0.5L$ 과 $z=0$, $z=\pm 0.5W$ 位置에 놓여있는 코일들에 흐르는 電流

$$i_a = I \sin \omega t \tag{1}$$

가 固定子를 勵磁시킨다. 그리고 이 coils 電流는 空際과 接하는 $y=g$ 의 固定子 表面의 面電流密度로 보고, 2重 Fourier解析을 適用하면 다음 式(2)와 같은 面電流密度의 2重無限級數式을 얻을 수 있다.

$$\bar{k}_{a1}(x, z, t) = \sum_m \sum_{n=+odd} \frac{2N_{a1}I}{LW} \left\{ \frac{u_z}{\gamma} - \frac{u_x}{\alpha} \right\} \{ \exp[j(\alpha x - \omega t + \gamma z)] - \exp[j(\alpha x + \omega t + \gamma z)] \} \tag{2}$$

여기서,

$$\alpha = \frac{2m\pi}{L} \tag{3}$$

$$\gamma = \frac{2n\pi}{W} \tag{4}$$

이고 u_x , u_z 는 x 와 z 方向單位 벡터이다.

基準으로 選定한 스롯의 coils이 N_{a1} 卷線으로 이루어졌으며 角速度(ω)는 비틀림周波數(f_b)를 考慮한 비틀림 共振周波數를 나타내는 것으로 $\omega = \omega_{sy} \mp \omega_b$ 이다.

스롯節을 \bar{x} , 每極每相當 스롯數를 \bar{k} 라 하면 a 相에 의한 面電流密度는

$$\bar{k}_a = \text{Re} \sum_m \sum_{n=+odd} \frac{2N_{a1}I}{LW} \sum_{k=1}^{\bar{k}} \exp[-j(k-1)\bar{\alpha}\bar{x}] \left\{ \frac{u_z}{\gamma} - \frac{u_x}{\alpha} \right\} \{ \exp[j(\alpha x - \omega t + \gamma z)] - \exp[j(\alpha x + \omega t - \gamma z)] \} \tag{5}$$

로 된다. 相間의 距離가 $\hat{x} \left(= \frac{L}{3} \right)$ 라 하고, 位相差角을 $\frac{2}{3}\pi$ 라 할 때 a, b, c 3相의 合 \bar{K}_s 는 重疊의 原理를 適用하면,

$$\bar{K}_s = \text{Re} \sum_m \sum_{n=+odd} \frac{4N_{a1}I}{LW} \left\{ D_m \bar{M}_1 \left(-u_x \frac{L}{2\pi m} \cos \gamma z \right. \right.$$

$$+ju_z \frac{W}{2\pi m} \sin \gamma z \Big) \exp\{j(\alpha x - \omega t)\} + D_m \bar{M}_2 \left(u_x \frac{L}{2\pi m} \cos \gamma z - ju_z \frac{W}{2\pi m} \sin \gamma z \Big) \exp\{j(\alpha x + \omega t)\} \quad (6)$$

로 되어 固定子勵磁式이 된다.

$$\text{여기서 } D_m = \sum_{k=1}^k \exp\left\{-j \frac{2\pi m}{L} (k-1) \bar{x}\right\} \quad (7)$$

$$\bar{M}_1 = \left[1 + \exp\left\{-j \frac{2}{3} \pi(m-1)\right\} + \exp\left\{-j \frac{4}{3} \pi(m-1)\right\} \right] \quad (8)$$

$$\bar{M}_2 = \left[1 + \exp\left\{-j \frac{2}{3} \pi(m+1)\right\} + \exp\left\{-j \frac{4}{3} \pi(m+1)\right\} \right] \quad (9)$$

이다. 앞으로도 高調波式(6)과 關連되는 解析은 一般的으로 하고 結果分析에서는 $m=1, n=1$ 인 基本波만을 考慮하고, 비틀림共振周波數 $f=f_{sy} \mp f_b$ 의 正 시이퀀스(positive sequence)인 $\exp\{j(\alpha x - \omega t + \gamma z)\}$ 만을 解析한다.

2.4 不導體로 간주한 領域에서의 磁界成分

不導體로 간주한 領域인 固定子 鐵心(I)과 空腔(II)에서는

$$\nabla \times \tilde{H} = 0 \quad (10)$$

$$\nabla \cdot \tilde{B} = 0 \quad (11)$$

의 Quasi-static approximation Maxwell 方式程이 成立하고, 이 두 式(10), (11)을 同時에 滿足시키고 Laplace 方式程

$$\nabla^2 \tilde{H} = 0 \quad (12)$$

을 滿足시키며 x, y, z 成分을 同時에 表現한 解는

$$H^v = \text{Re} \sum_{m, n=\text{odds}} \left[P_{mn}^v \exp\{j(\alpha x - \omega t + \gamma z) - \beta y\} + Q_{mn}^v \exp\{j(\alpha x - \omega t + \gamma z) + \beta y\} \right] \quad (13)$$

으로 나타내진다. 여기서 v 는 領域 I, II를 나타내며, P_{mn}^v 과 Q_{mn}^v 는 境界條件으로 풀려지는 4個의 서로 다른 複素未係數 $P_{mn}^I, Q_{mn}^I, P_{mn}^{II}, Q_{mn}^{II}$ 이다.

또 一般的인 式(13)은 앞에서 언급한 바와 같이 正 시이퀀스의 基本波만을 考慮하며 直交座標系의 各成分間에는

$$\beta^2 = \alpha^2 + \gamma^2 \quad (14)$$

의 關係를 갖는다.

비틀림 相h作用 狀態에 있는 터보 發電機의 電氣의 特性

2.5 回轉子(III)에서의 磁界成分

表1에서 回轉子の 比透磁率(μ_r)과 導電率(σ_r)은 珪素鋼板의 齒部와 스테인리스강 웨이지(stainless steel wedge)로 構成된 回轉子の 平均값으로 表2와 같으며 工學的으로 同質材로 간주하였다.

표 2. 회전자의 재료 정수

Table 2. Material constant of rotor

	electric steel (teeth)	stainless steel (wedge)	composite steel in rotor
σ (s/m)	1.7×10^6	1.5×10^6	1.6×10^6
μ	$60 \sim 160 \mu_0$	$40.3 \mu_0$	$40.3 \mu_0$

이 領域에서 풀려야만 하는 磁氣擴散方程式은 回轉子の 速度가 $\tilde{v}_r = u_x \cdot v_m$ 일 때

$$\nabla^2 \tilde{H}^m + \sigma_r \mu_r \mu_0 \{ \nabla \times (\tilde{v}_r \times \tilde{H}^m) \} = \sigma_r \mu_r \mu_0 \frac{\partial \tilde{H}^m}{\partial t} \quad (15)$$

이며, 式(6)의 2重 Fourier級數基本에서 移動波로 되리라는 解의 豫想은 \tilde{H} -界의 z 成分式은 다음 式(16)과 같이 豫測된다.

$$H_z^m = \text{Re} \sum_{m, n=\text{odds}} \left[Z_{1mn} \exp\{j(\alpha x - \omega t + \gamma z) - sy\} + Z_{2mn} \exp\{j(\alpha x - \omega t + \gamma z) + sy\} \right] \quad (16)$$

여기서 Z_{1mn}, Z_{2mn} 은 境界條件으로 決定되는 複素未係數이며 s 는 式(15)에 式(16)을 代入하므로서 얻어지는 分散(dispersion) 方程式

$$s^2 = \alpha^2 + \gamma^2 - j \alpha \sigma_r \mu_r \mu_0 \left\{ \frac{\omega_{sy} \mp \omega_b}{\alpha} - v_m \right\} \quad (17)$$

으로 풀리는 값이다. 여기서 v_m 은 回轉子の 機械的의 速度이다.

따라서 式(17)은 비틀림 周波數(f_b)로 決定되는 下側波帶(lower side-band) $\omega_{sy} - \omega_b$, ω_{sy} , 上側波帶(upper side-band) $\omega_{sy} + \omega_b$ 에 따라 다르게 되므로 式(16)도 이에 따라 變한다.

3. 電氣의 特性評價

3.1 境界條件들과 聯立代數線型方程式

高調波 m, n 의 各相에 대한 式(13), (16)에서의 複素未係數 $P_{mn}^I, Q_{mn}^I, P_{mn}^{II}, Q_{mn}^{II}, Z_{1mn}, Z_{2mn}$ 은 $y = +\infty, y = g, y = 0, y = -\infty$ 의 境界面에서의 境界方

으로 얻어지는 聯立線型代數方程式을 풀어 얻는다. 各 領域의 面의 法線方向 單位벡터는 u_y 이고 領域 (I)과 領域(II)사이에서 磁束 \vec{B} 의 連續性은

$$\mu_s \mu_0 H_y^I = \mu_0 H_y^{II} \tag{18}$$

을 要求한다. 그리고 \vec{H} -界의 接線方向境界 條件은

$$u_y \times (\vec{H}^I - \vec{H}^{II}) = \vec{K}_s \tag{19}$$

이다. 鐵心の 透磁率이 매우 크기 때문에 本研究에서 微小한 誤差가 發生할 것을 豫見하면서도 解析上의 便利함을 얻기 위하여 領域(I)의 上端을 $y = +\infty$ 까지 連長하면 $Q_{mn}^I = 0$ 이 된다. 商用周波數 (f_{sy})에서 磁界의 侵透깊이는 매우 작으므로 回轉子中心에서 $\vec{H}^m = 0$ 이 되어 $Re(s) > 0$ 이어야 하고 $Z_{1,mn} = 0$ 이 된다.

$y=g$ 에서 勵磁電流 $\vec{K}_s(x, z, t)$ 의 Fourier 係數로부터 勵磁函數가 導出되며 式(19)에 代入하고, $y=g, y=0$,의 位置面에서 式(18)과 式(19)로 얻어지는 4個의 聯立線型代數方程式을 풀므로서 4個의 複素未係數 $P_{mn}^I, P_{mn}^{II}, Q_{mn}^{II}, Z_{2,mn}$ 를 얻을 수 있다.

3.2 비틀림 相互作用 狀態에서의 回轉子渦流

回轉子 領域(III)에서 $Re(s) > 0, \nabla \times \vec{H}^m = \vec{J}_r$ 의 關係에서 磁界와 電流의 未係數들간의 相互關係를 알 수 있고, $y=0$ 에서는 $J_y = 0, z=0, \pm \frac{W}{2}$ 에서 $J_z = 0$ 인 境界條件에서 回轉子渦流의 各成分의 未係數값을 얻을 수 있어 다음과 같은 渦流式(20)을 얻을 수 있다.

$$\vec{J}_r = Re(u_{1x} J_x + u_{2z} J_z) \tag{20}$$

그리고 그림4와 같은 Fourier級數 週期모델(model)은 學數的인 理由로 터보發電機 두 臺를 軸方向으로 이어 놓은 것이므로 實際의 回轉子渦流損은 積分區間 L, W 로 積分하여 얻은 값의 $\frac{1}{2}$ 에 해당하며 이 식은 x 와 z 成分의 2重 積分의 積으로

$$P_r = Re \frac{1}{2} \int_{-R}^R \int_{-\frac{W}{2}}^{\frac{W}{2}} \int_{-\frac{L}{2}}^{\frac{L}{2}} \frac{\vec{J}_r^2}{\sigma_r} dx dz dy \tag{21}$$

과 같이 나타내지기 때문에 2重 Fourier級數成分의 直交特性을 基本으로 하는 Parseval 定理에 해당하여 쉽게 구할 수 있다. 그리고 비틀림 共振周波數($f=f_{sy}-f_b$)에 대한 渦流損의 單位法表示는 그림5와 같이 변한다.

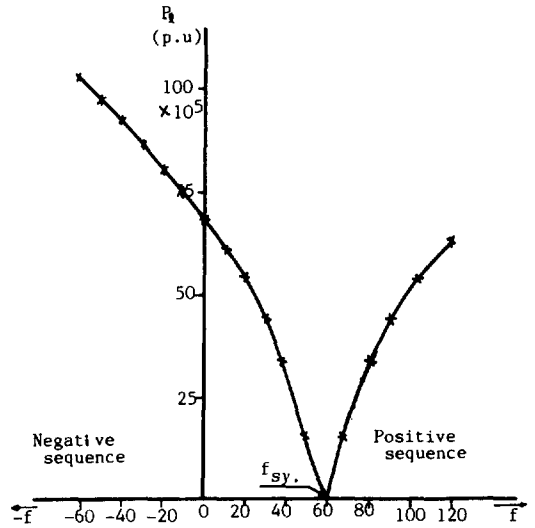


그림5. 비틀림 공진주파 수대 와류손
Fig.5. Eddy current loss vs. torsional resonance frequency

3.3 回轉子 抵抗

固定子の 임피던스가 無視할만큼 작고 勵磁임피던스가 매우 크다는 假定下에 1次定格電流가 I_{rated} , 單位임피던스가 Z_{base} 일때 回轉子抵抗 R_{2f} 는

$$R_{2f} = P_r / (3I_{rated}^2 \times Z_{base}) \tag{22}$$

로 나타내지며 그림6과 같은 변화를 나타내게 된다.

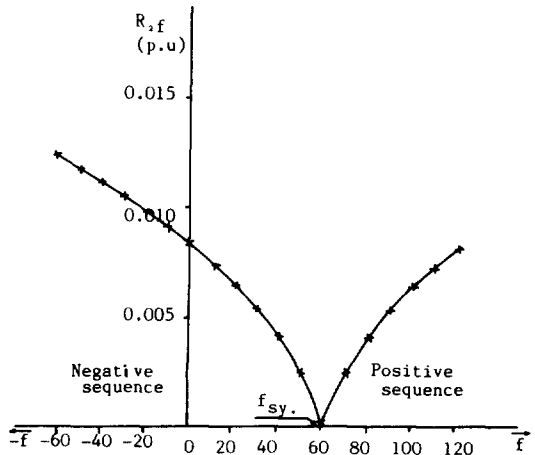


그림6. 비틀림 공진주파수대 회전자 저항
Fig.6. Resistance of rotor vs. torsional resonance frequency

3.4 回轉子の 磁氣에너지와 리액턴스

回轉子の 磁氣에너지 W_m 은

$$W_m = \int_{-R}^0 \int_{-\frac{\pi}{2}}^{\frac{\pi}{2}} \int_{-\frac{1}{2}}^{\frac{1}{2}} \frac{1}{4} \mu_r \mu_0 \tilde{H}^m \cdot \tilde{H}^m dx dz dy \quad (23)$$

으로 얻어지며 이 式(23)에서 1次定格電流로 換算한 인덕턴스 L_{2f}

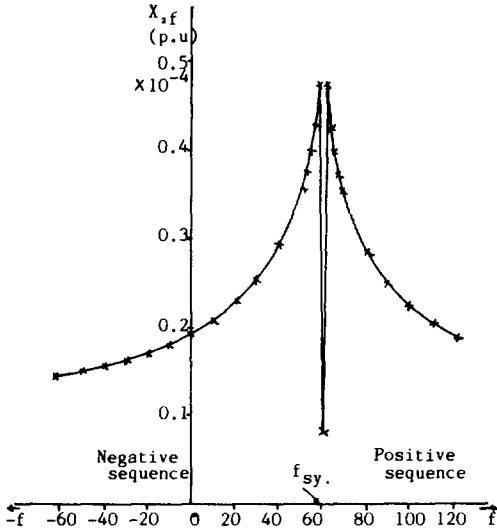


그림7. 비틀림 공진주파수대 회전자 리액턴스
Fig.7. Reactance of rotor vs. torsional resonance frequency

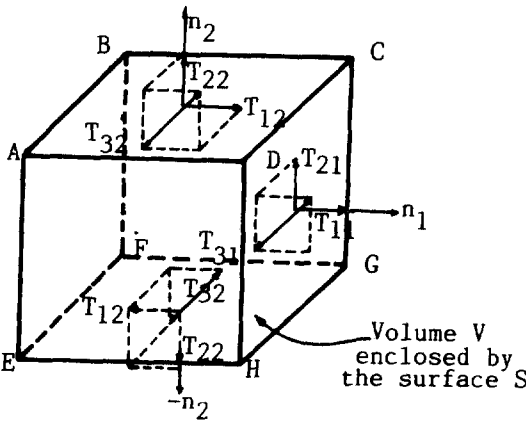


그림9. Maxwell magnetic stress tensor를 적용하여 힘 成分을 評價하는데 사용한 육면체
Fig.9. Surface of parallelepiped used for evaluation of force components using the Maxwell's magnetic stress tensor.

$$L_{2f} = 2W_m / 3I_{rated}^2 \quad (24)$$

을 되고 單位法으로 表示한 리액턴스 X_{2f} 는

$$X_{2f} = \omega \cdot L_{2f} / Z_{base} \quad (25)$$

로 된다. 이 비틀림 相互作用 現象에서의 回轉子 리액턴스 X_{2f} 는 그림 7 과 같고 磁氣에너지는 同期速度 (f_{sy})에서도 存在한다.

비틀림共振周波數 (f)에 따른 슬립 s_t 은

$$s_t = (\omega - \omega_{sy}) / \omega \quad (26)$$

로 되어 ω 와 슬립을 考慮한 等價回路 그림 8 의 X_{2f} 와 R_{2f} 를 구할 수 있게된다.

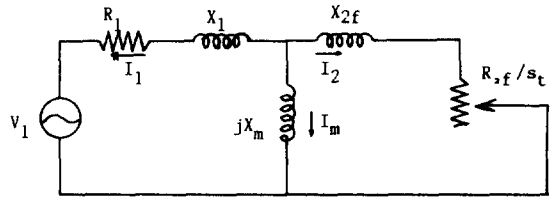
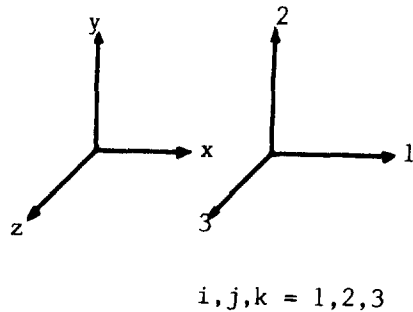


그림8. 비틀림 相互作用 現象에서 동기발전기의 등가회로

Fig.8. Equivalent circuit of synchronous machine during torsional interaction phenomenon.

3.5 비틀림 振動 토오크

그림 9 처럼 數學的 表示를 쉽게하기 위해 $x=1, y=2, z=3, (i, j, k=1, 2, 3)$ 으로 表示할 때 回轉子



의 表面에 發生하는 Lorentz 힘은

$$\begin{aligned} \vec{F} &= \vec{J}_r \times \vec{B}^n \\ &= \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\mu_0 \tilde{H}_j^n \tilde{H}_i^n - \frac{\mu_0}{2} \delta_{ij} \tilde{H}_k^n \cdot \tilde{H}_k^n \right) \\ &= \frac{\partial}{\partial x_j} T_{ij} \end{aligned} \quad (27)$$

로 나타내지며 여기서 δ_{ij} 는 Kronecker delta 이고 T_{ij} 는 Maxwell magnetic stress tensor¹³⁾로 다음과 같다.

$$T_{ij} = \mu_0$$

$$\begin{pmatrix} \frac{H_1^2 - H_2^2 - H_3^2}{2} & H_1 H_2 & H_1 H_3 \\ H_2 H_1 & \frac{H_2^2 - H_3^2 - H_1^2}{2} & H_2 H_3 \\ H_3 H_1 & H_3 H_2 & \frac{H_3^2 - H_1^2 - H_2^2}{2} \end{pmatrix} \quad (28)$$

이 때 힘의 各 方向成分 f_i 는

$$f_i = \int_V F_i dV = \int_S T_{ij} n_j da \quad (29)$$

로 나타내지며 n_j 는 j 方向의 法線方向벡터이다.

$y=0$ 인 回轉子 表面 $\square ABCD$ 에서 法線 方向의 힘은 n_2 이며 $y=-R$ 인 回轉子 中心에서는 磁界가 存在하지 않으므로 面 $\square EFGH$ 에서는 힘이 存在하지 않는다. 而 $\square ADEH$ 와 反對面 $\square BCGF$ 의 힘의 크기는 같고 方向이 反對이므로 서로 相殺되고 마찬가지로 面 $\square ABFE$ 와 $\square DCGH$ 에서도 서로 相殺된다. 따라서 面 $\square ABCD$ 에 發生하는 힘만이 存在하는 것이 된다.

이 힘을 數學的인 證明을 거쳐 直交座標系의 文字로 바꾸어 表示하면,

$$f_x = \mu_0 \int_{-\frac{w}{2}}^{\frac{w}{2}} \int_{-\frac{l}{2}}^{\frac{l}{2}} H_x^n \cdot H_y^n dx dy \quad (30)$$

으로 되고, 비틀림 共振周波數에 따른 이 힘의 變化를 單位法으로 나타내면 그림10과 같다.

3.6 渦流損과 힘의 相關

모델로 使用한 參考文獻[14]의 터보-發電機의 物理定數(附錄 A 參照)를 式(17)과 이 式(17)이 한 變數로 이루어진 式(21), 式(30)의 結果를 檢討하면

$$f_x = P_i / \left(v_m - \frac{\omega}{\alpha} \right) \quad (31)$$

의 關係가 成立된다.

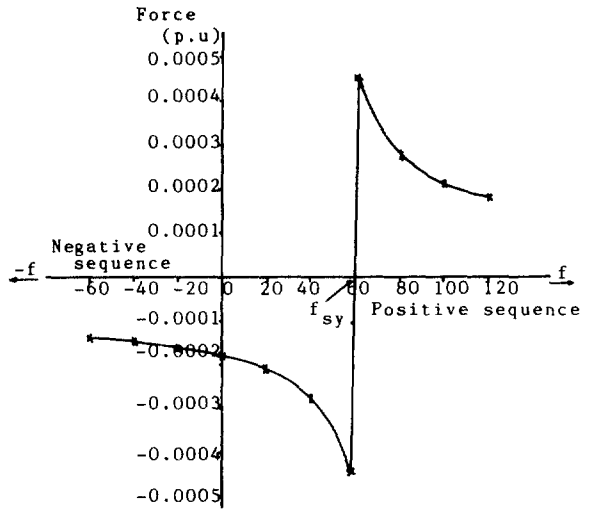


그림10. 비틀림 공진주파수대 힘

Fig.10. Force vs. torsional resonance frequency

이 式(31)이 成立함으로서 渦流損式(21)과 힘의 式(30)이 豫測할 수 있었던 것처럼 비틀림 相互作用 現象에서 誘導機特性을 나타냄을 알 수 있어 理論의 妥當性을 論證하는 結果가 된다.

IV. 結 論

發電系統의 비틀림 相互作用 現象에서 비틀림 共振周波數에 따른 터보發電機의 回轉子에 發生하는 渦流, 渦流損, 回轉子抗抵(R_{2r}), 回轉子 리액턴스(X_{2r})를 固定子の 定格값으로 換算하여 誘導하였으 며 Maxwell magnetic stress tensor를 適用하여 電氣의 振動토오크를 算出하였다. 그리고 渦流損과 힘의 相關關係를 비틀림 相互作用 現象에서 比較하므로써 誘導機特性과 類似함을 確認하였다. 또한 磁氣의 에너지는 同期速度에서 存在함을 確認하였다.

그러나 모델로 使用한 터보發電機의 領域區分을 單純化하여 解析하였기 때문에 回轉子스롯에 끼워진 wedge의 材質과 두께 등의 影響을 고려치 않았으며 同期速度周邊에서의 漏洩리액턴스를 無視하였기 때문에 實際와 다른 誤差가 發生할 것이다.

그러므로 앞으로 回轉子の 領域區分을 構成材에 맞도록하여 解析하면 보다 接近한 結果를 얻을 수 있을 것이다.

이 논문은 1986년도 文교부 자유과제 학술 조성비에 의하여 연구(출판) 되었음.

REFERENCE

- 1) L.A. Kilgore, L.C. Elliot, E.R. Taylor, "The Prediction and Control of Self - Excited Oscillations due to Series Capacitors in Power System", IEEE Trans., Vol. PAS-90, No. 3, pp. 1305-1311, 1971
- 2) J.M. Undrill, T.E. Kostyniak, "Subsynchronous Oscillations Part I,II", IEEE Trans. Vol. PAS-95, No. 4, pp. 1446-1458, 1976
- 3) C.E.J. Bowler, D.N. Ewart, C. Concordia, "Self - Excited Torsional Frequency Oscillations with Series Capacitors", IEEE Trans., Vol. PAS-92, No. 5, pp. 1112-1119, 1973
- 4) L.A. Kilgore, D.G. Ramey, M.C. Hall, "Simplified Transmission and Generation System Analysis Procedures for Subsynchronous Resonance Problems", IEEE Trans., Vol. PAS-96, No. 6, pp. 1840-1846, 1977
- 5) H. Rustebakke, C. Concordia, "Self-Excited Oscillations in Transmission System using Series Capacitors", IEEE Trans., Vol. PAS-89, No. 7, pp. 1504-1512, 1970
- 6) IEEE Joint Working Group, "Current Usage & Suggested Practices in Power System Stability Simulations for Synchronous Machines", IEEE Trans., Vol. EC-1, No. 1, pp. 77-93, 1986
- 7) J.W. Ballances, S. Goldberg, "Subsynchronous Resonance in Series Compensated Transmission Lines", IEEE Trans., Vol. PAS-92, No. 5, pp. 1649-1658, 1973
- 8) B.T. Ooi, G. Joos, "The Interaction of Torsional Resonance with Network Resonances in Synchronous Generators", IEEE P.S.M Paper, No. 845, M589-9, July 1984
- 9) E.W. Kimbark, "How to Improve System Stability without Rising Subsynchronous Resonance", IEEE Trans., Vol. PAS-96, No. 5, pp. 1608-1619, 1977
- 10) I.M. Canay, "A Novel Approach to the Torsional Interaction and Electrical Damping of the Synchronous Machine Pt. I, II", IEEE Trans., Vol. PAS-101, No. 10, pp. 3630-3647, 1982
- 11) 李 殷雄, "誘導發電狀態에 있는 同期發電機回轉子 의 와전류", 大韓電氣學會論文誌, Vol. 36, No. 2, pp. 88-98, 1987
- 12) T.R. Putman, .G. Ramey, "Theory of the Modulated Reactance Solution for Synchronous Resonance", IEEE Trans., Vol. PAS-101, No. 6, pp. 1527-1535, 1982
- 13) H.H. Woodson, J.R. Melcher, "Electromechanical Dynamics Part II", John Wiley and Sons, (N.Y.), pp. 418-134, 1968
- 14) V.P. Anempodistov, E.G. Kosharskii, I.D. Urusov, "Problems in the Design and Development of 750 MW Turbo generators", Macmillan, (N.Y.), 1968

부록 (Appendix) A

Specification of Turbo-Generator

Rated Active Power	750MW
Rated Voltage	27KV
Rated Current	17, 825KV
Number of Parallel Circuits in Stator Winding	2
Connection	Star

Stator Dimensions

Stack Length	6350mm
Inside Diameter	1550mm
Number of Slots	54
Number of Bars per Slot	2

Rotor Dimensions

Diameter of Body	1250mm
Gap	180mm

Data used in Numerical Example

Frequency	60Hz
Wedge Thickness	18mm
Wedge Material	Table 2