

IMPACTO DE CARGAS CON ELEVADO CONTENIDO ARMÓNICO SOBRE LOS GENERADORES SINCRÓNICOS

Gastón Pesse
gpesse@usb.ve

Roberto L. Alves
robert@usb.ve

Carmelo Candela
ccandela@usb.ve

José M. Aller
jaller@usb.ve

Departamento de Conversión y Transporte de Energía – Universidad Simón Bolívar.
Apartado Postal 89000 – Caracas 1080-A, Venezuela.

Resumen

En numerosos sistemas industriales actualmente en servicio, coexisten cargas armónicas fuertemente contaminantes y turbogeneradores, acoplados a barras comunes del sistema. En este trabajo se estudia el impacto y los efectos que tienen dichas cargas sobre los turbogeneradores. Se hacen simulaciones para determinar las potencias disipadas en el campo y en las distintas componentes del rotor de la máquina. Estas simulaciones se realizan para distintos niveles de contaminación armónica y distintos grados de desequilibrios del sistema. Se evalúa el sobrecalentamiento de la máquina cuando por los devanados del estator se inyectan corrientes (o tensiones) armónicas, producidas por cargas fuertemente no lineales.

1. Introducción

En instalaciones industriales de mediana y gran potencia se están incorporando importantes cargas controladas no-lineales y dispositivos que funcionan con controladores electrónicos de potencia. Dichas cargas industriales aumentan tanto en número como en magnitud. Estas cargas pueden provocar la distorsión de las ondas de corriente-tensión, producir efectos sobre otros componentes de la red y, en general, afectar el servicio eléctrico existente. A la problemática que esto implica, se agrega el hecho que, para aprovechar la disponibilidad de combustible, también se están incorporando a los sistemas eléctricos, generadores sincrónicos (GS) o turbogeneradores de mediana potencia.

Las corrientes no sinusoidales (al igual que las corrientes desequilibradas) que circulan por el estator de un GS, inducen corrientes adicionales de régimen permanente que aparecen superpuestas en el devanado de campo, devanados amortiguadores y núcleo del rotor en forma de corrientes parásitas. Estas corrientes adicionales dan origen a dos efectos secundarios: calentamiento adicional del rotor y componentes de alta frecuencia en el par mecánico. Las corrientes adicionales en el rotor son forzadas por las fuerzas electromotrices inducidas por las componentes del campo magnético rotatorio que giran a velocidades diferentes a la velocidad sincrónica del eje.

Corrientes desequilibradas en el estator: si las corrientes del estator son sinusoidales pero desequilibradas, se pueden descomponer en componentes simétricas. La componente de secuencia negativa produce un campo magnético en el entrehierro que gira a la velocidad sincrónica (ω_s) en dirección contraria a la del rotor. Este campo genera tensiones de doble frecuencia en los devanados y circuitos del rotor.

Corrientes no sinusoidales en el estator: si las corrientes del estator son periódicas pero no sinusoidales, se pueden descomponer en sus componentes armónicas. Si las corrientes de fase del estator forman un sistema equilibrado sus componentes armónicas también lo son y de una sola secuencia. Cada componente armónica origina un campo magnético rotatorio circular con una velocidad igual a la sincrónica multiplicada por el orden de la armónica ($h\omega_s$).

En este artículo se analizan y comparan los efectos que tienen sobre el rotor tanto las corrientes desequilibradas como las corrientes armónicas que circulan por el estator de los GS.

2. Antecedentes y contexto del trabajo

Este trabajo tiene como punto de partida el estudio realizado en una planta de compresión de gas, ante la puesta en servicio de dos motores sincrónicos (MS) de 11350 HP c/u, controlados mediante convertidores estáticos de potencia (Figura 1). Dicha planta tiene instalado en la barra BMS un turbogenerador de 29.6 MVA en 13.8 kV que, eventualmente, podría emplearse, aislado del sistema, para alimentar los dos motores sincrónicos controlados.

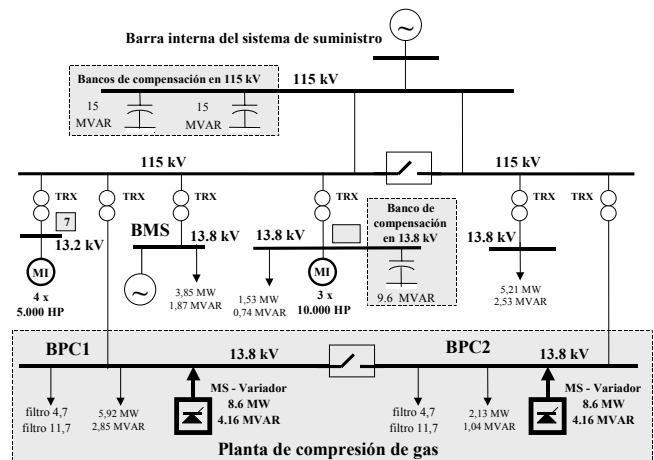


Figura 1
Planta industrial.

Cada motor sincrónico, cuyo esquema de control se muestra en la Figura 2, se regula mediante un puente rectificador controlado, de doce pulsos, acoplado mediante una inductancia de alisamiento a un puente inversor dodecafásico, también controlado, sin conmutación forzada. El inversor dodecafásico alimenta un motor de doble devanado de estator. La construcción del motor para empleo con un inversor dodecafásico combina dos motores tradicionales en un solo

estator y un solo devanado de excitación. El inversor dispone de un control de tensión - frecuencia con el fin variar la potencia y velocidad de los motores (Figura 2). Cada uno de los sistemas de convertidores estáticos dispone de filtros armónicos sintonizados a las frecuencias de $4.7 \times 60 = 282$ Hz y $11.7 \times 60 = 702$ Hz, como se muestra en el diagrama unifilar de la Figura 1.

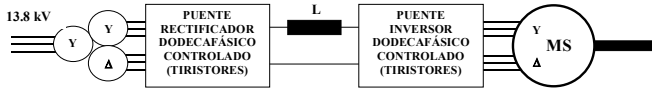


Figura 2
Esquema de la carga contaminante
(controlador de velocidad y motor síncrono)

3. Objetivos del trabajo

El objetivo es el análisis del sistema eléctrico funcionando con una carga fuertemente no-lineal, que puede inyectar corrientes armónicas importantes, con el fin de determinar las principales solicitaciones sobre el generador de 29.6 MVA. Para las condiciones de funcionamiento más desfavorables se determina la circulación de corrientes armónicas y los factores de distorsión armónica de tensión y corriente debido a la operación de los puentes rectificadores controlados. Los objetivos específicos son:

- Verificar las solicitaciones sobre el turbogenerador (estator y rotor) ante la circulación de corrientes armónicas inyectadas por los controladores.
- Evaluar la capacidad de los GS para trabajar en condiciones de contaminación armónica, en cuanto a los calentamientos producidos por las corrientes de pérdidas adicionales en el rotor y sus circuitos.

4. Descripción del sistema en estudio

Desde el punto de vista de los efectos de la contaminación armónica sobre el GS, la condición más desfavorable se obtiene en el escenario donde el generador de 29.6 MVA se conecta a la barra BPC1 y se cierra el interruptor de barras entre BPC1 y BPC2 (Figura 1). En este escenario, el GS, la carga contaminante (planta de compresión de gas) y las otras cargas asociadas a las barras BPC1 y BPC2, quedan aislados de la red externa de suministro, como se muestra de forma esquemática en la Figura 3.

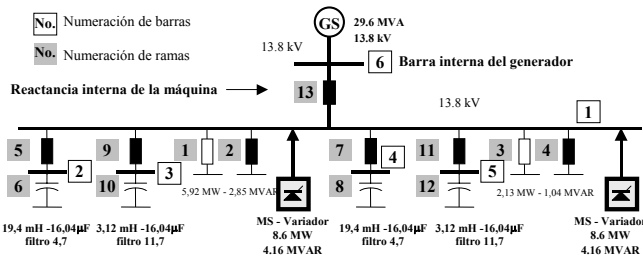


Figura 3: Sistema eléctrico en estudio

Se realizaron distintas simulaciones de flujo de carga armónico del sistema para la inyección armónica de los convertidores que se indica en la Tabla 1.

Tabla 1

Inyección armónica teórica con valores residuales medidos		
ORDEN		MAGNITUD
teórico	1	100%
medido	5	5.20%
medido	7	1.00%
teórico	11	9.10%
teórico	13	7.70%
medido	17	1.50%
medido	19	0.20%
teórico	23	4.40%
teórico	25	4.00%

En los cinco casos que se definen en la Tabla 2, los resultados en cuanto a niveles y factores de distorsión armónica se muestran en la Tabla 4 y Tabla 5.

Tabla 2

CASO	DESCRIPCIÓN DE CASOS
1	Sistema base de la Figura 3
2	Sistema base sin un filtro de 4.7 y un filtro de 11.7
3	Sistema base ningún filtro
4	Sistema base filtros de 4.7
5	Sistemas base sin filtros de 11.7

Tabla 3

THDv - Distorsión armónica en las tensiones de barras (%)							
Barra	Tensión	THD _{máx}	CASO				
			1	2	3	4	5
1	13.8 kV	5.00%	4.03%	6.31%	16.09%	6.05%	12.74%
2	13.8 kV	no aplica	6.31%	10.00%	no aplica	no aplica	6.09%
3	13.8 kV	no aplica	8.48%	18.20%	no aplica	10.07%	no aplica
4	13.8 kV	no aplica	6.31%	no aplica	no aplica	no aplica	6.09%
5	13.8 kV	no aplica	8.48%	no aplica	no aplica	10.07%	no aplica
6	13.8 kV	no aplica	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%	0.00%

- >> Se supera el valor recomendado por la norma IEEE-519
- >> Barra del generador de 29.6 MVA - 13.8 kV
- >> Barra interna del generador de 29.6 MVA
- >> Barras de filtros armónicos

Tabla 4

THDi - Distorsión armónica en las corrientes de ramas (%)						
Elemento	Rama	CASO				
		1	2	3	4	5
CARGA	1	4.03%	6.31%	16.09%	6.05%	12.74%
CARGA	2	0.27%	0.41%	1.24%	0.84%	0.89%
CARGA	3	4.03%	6.31%	16.09%	6.05%	12.74%
CARGA	4	0.27%	0.41%	1.24%	0.84%	0.89%
FILTRO 4,7	5	32.1%	50.7%	no aplica	no aplica	36.7%
FILTRO 4,7	6	32.1%	50.7%	no aplica	no aplica	36.7%
FILTRO 4,7	7	32.1%	no aplica	no aplica	no aplica	36.7%
FILTRO 4,7	8	32.1%	no aplica	no aplica	no aplica	36.7%
FILTRO 11,7	9	99.3%	209.7%	no aplica	106%	no aplica
FILTRO 11,7	10	99.3%	209.7%	no aplica	106%	no aplica
FILTRO 11,7	11	99.3%	no aplica	no aplica	105.60%	no aplica
FILTRO 11,7	12	99.3%	no aplica	no aplica	105.60%	no aplica
GEN SINC	13	1.98%	3.04%	9.09%	6.14%	6.53%

- >> Se supera el valor de la norma IEEE-519

En los condensadores de los filtros, de acuerdo a la norma IEEE Std. 18-1992, se verifica que se cumpla la ecuación (1),

con respecto a la tensión máxima permisible. Adicionalmente se verifica que la potencia reactiva máxima no supera el 135% de la potencia nominal del condensador, con la ecuación (2.). Los condensadores de filtros han sido especificados para una tensión 1.25 veces la tensión nominal del sistema (13.8 kV), para soportar, en condiciones normales de funcionamiento, los sobrecalentamientos y solicitaciones de voltaje de operación con armónicos.

$$\hat{V}_{tot-pu} = \sqrt{2} \sum_{k=1}^n |V_{k-pu}| \leq 1.2\sqrt{2} \quad (\text{ANSI-IEEE}) \quad (1)$$

$$Q_{tot-pu} = \sum_{k=1}^n \frac{I_{k-pu}^2}{k} \leq 1.35 \quad (\text{ANSI-IEEE}) \quad (2)$$

En el caso del GS, en primera instancia se evalúa el efecto que sobre el rotor de la máquina produce el contenido armónico de las corrientes del estator. Para realizar esta evaluación se utiliza la restricción de corriente de secuencia negativa máxima de diseño que especifica la norma ANSI C50.13-1977 ($I_2^{\text{máx}} = 8\%$). En esta comparación se utilizan los pares de valores de corrientes armónicas que inducen las mismas frecuencias en el rotor del GS [3], con la siguiente ecuación.

$$I_2^{\text{eq}} = \sqrt{a_6 k_{5,7} (I_5 + I_7)^2 + a_{12} k_{11,13} (I_{11} + I_{13})^2 + a_{18} k_{17,19} (I_{17} + I_{19})^2 + \dots} \quad (3)$$

siendo:

$$a_6 = \sqrt{\frac{6 \cdot f}{2 \cdot f}} = \sqrt{3}, \quad a_{12} = \sqrt{\frac{12 \cdot f}{2 \cdot f}} = \sqrt{6}, \dots, a_m = \sqrt{\frac{m \cdot f}{2 \cdot f}} = \sqrt{m/2}$$

y

$$k_{5,7} = \text{función} \left(\begin{array}{l} \text{cociente} \\ \text{mínimo entre} \end{array} \left[\frac{I_5}{I_7} \text{ y } \frac{I_7}{I_5} \right] \right)$$

$$k_{11-13} = \text{función} \left(\begin{array}{l} \text{cociente} \\ \text{mínimo entre} \end{array} \left[\frac{I_{11}}{I_{13}} \text{ y } \frac{I_{13}}{I_{11}} \right] \right)$$

⋮

$$k_{i,j} = \text{función} \left(\begin{array}{l} \text{cociente} \\ \text{mínimo entre} \end{array} \left[\frac{I_i}{I_j} \text{ y } \frac{I_j}{I_i} \right] \right)$$

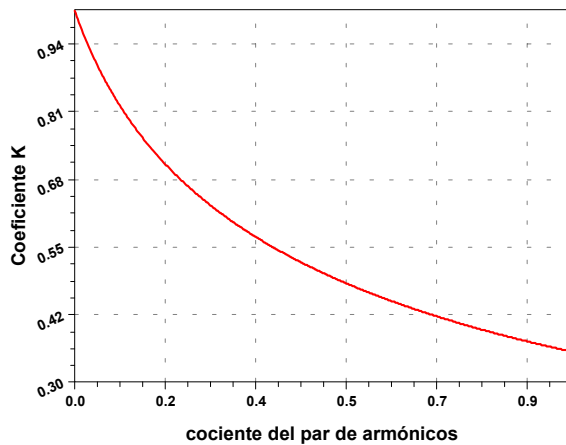


Figura 4

Función del coeficiente k vs. cociente del par de armónicos.

El calentamiento que las corrientes armónicas inducidas desde el estator producen en el rotor, se puede considerar equivalente

al producido por la corriente de secuencia negativa, que induce una frecuencia doble en el rotor de la máquina. En esta comparación se debe considerar el efecto de la mayor resistencia de los circuitos del rotor debido a que las corrientes inducidas por las armónicas, tienen frecuencias superiores. El cálculo detallado con la ecuación (3.), en el caso más crítico encontrado (Caso 3) se muestra en la Tabla 5.

En los casos analizados se obtienen los siguientes valores de la corriente equivalente de secuencia negativa por armónicos:

$$I_2^{\text{eq-caso 1}} = 2.5\% < 8\%$$

$$I_2^{\text{eq-caso 2}} = 4.1\% < 8\%$$

$$I_2^{\text{eq-caso 3}} = 12.8\% > 8\% *$$

$$I_2^{\text{eq-caso 4}} = 7.6\% < 8\%$$

$$I_2^{\text{eq-caso 5}} = 8.5\% > 8\% *$$

Tabla 5

Generador: Sn = 29.6 MVA - Vn = 13.8 kV					
h	I _h	CASO 3			Suma
			Cociente mínimo	Coficiente k	
1	1.000				
3	0.000	I ₅ + I ₇			
5	0.037	0.044	0.188	0.719	2.37E-03
7	0.007				
9	0.000	I ₁₁ + I ₁₃			
11	0.059	0.108	0.817	0.395	1.13E-02
13	0.049				
15	0.000	I ₁₇ + I ₁₉			
17	0.009	0.010	0.128	0.784	2.30E-04
19	0.001				
21	0.000	I ₂₁ + I ₂₃			
23	0.023	0.042	0.871	0.381	2.37E-03
25	0.020				
		I ₂ ^{máx} = 8.0%	<	I ₂ ^{eq} = 12.76%	
		Corriente RMS = 1.004	=	100.4%	

En los casos 3 y 5 no se cumple la verificación de corriente máxima equivalente de secuencia negativa por armónicos. Debe hacerse la salvedad que la verificación anterior, parte de la base de que no existen corrientes de secuencia negativa en la máquina. Por lo tanto, si existe un cierto grado de desequilibrio en las cargas, el valor de 8% que se toma como límite, no es válido, debido a que parte (o todo) ese límite lo ocupa el desequilibrio debido a las cargas. Adicionalmente se ha verificado que la distorsión armónica de las corrientes inyectadas al generador cumple con la recomendación IEEE-519 (THDi < 5%), que no se satisface en los casos 3,4 y 5 (Tabla 2).

5. Simulación del comportamiento del rotor de la MS

Como se ha mencionado en la introducción de este trabajo, los principales efectos que producen las corrientes desbalanceadas o no sinusoidales en el estator de una máquina sincrónica son debidos a las corrientes adicionales que aparecen superpuestas en el devanado de campo y circulando por los devanados amortiguadores o por el núcleo y otros circuitos del rotor. Estas corrientes dan origen a dos efectos secundarios; el

calentamiento adicional en zonas del rotor y las componentes adicionales de alta frecuencia en el par mecánico. Las corrientes adicionales en el rotor son forzadas por las fuerzas electromotrices inducidas en sus circuitos por las componentes del campo magnético rotatorio que giran a velocidades diferentes a la síncrona del eje.

Las corrientes del estator sinusoidales pero desequilibradas, se pueden descomponer en sus correspondientes componentes simétricas. La componente de secuencia negativa produce un campo magnético en el entrehierro que gira a la velocidad síncrona (ω_s) en dirección contraria a la del rotor. Este campo magnético rotatorio genera tensiones y corrientes de doble frecuencia en los devanados y circuitos del rotor.

Si las corrientes del estator son periódicas y no sinusoidales, se pueden descomponer en sus componentes armónicas. Si las tres corrientes de fase del estator forman un sistema equilibrado sus componentes armónicas también lo son y de una sola secuencia. Cada componente armónica origina un campo magnético rotatorio circular con una velocidad igual a la síncrona multiplicada por el orden de la armónica ($h\omega_s$). El sentido de giro de este campo rotatorio depende de la secuencia en que se sucedan las correspondientes componentes armónicas en las tres fases del estator. Las componentes de 5^{ta} armónica son de secuencia negativa y producen un campo rotatorio que gira a cinco veces la velocidad síncrona ($5\omega_s$), en sentido contrario al rotor. Respecto al rotor este campo gira a seis veces la velocidad síncrona ($6\omega_s$). Las componentes de 7^{ma} armónica tienen secuencia positiva y producen un campo rotatorio que gira a 7 ω_s en igual sentido que el rotor. Respecto a los devanados de campo y otros circuitos del rotor este campo también gira a una velocidad de seis veces la velocidad síncrona ($6\omega_s$). De manera que ambas componentes armónicas producen tensiones inducidas de 6^{ta} armónica en los circuitos del rotor. De igual manera se comportan las componentes armónicas de orden 11, secuencia negativa y de orden 13, secuencia positiva, dando origen a tensiones de 12^{va} armónica en los circuitos del rotor. Las componentes armónicas 17 y 19 originan tensiones de frecuencia 18 y así sucesivamente para frecuencias agrupadas entorno a múltiplos de seis.

- 5^{ta} y 7^{ma} en el estator → 6^{ta} en el rotor ($6\omega_s$)
- 11^{ta} y 13^{ma} en el estator → 12^{va} en el rotor ($12\omega_s$)
- 17^{ta} y 19^{ma} en el estator → 18^{va} en el rotor ($18\omega_s$)
- 23^{ta} y 25^{ma} en el estator → 24^{va} en el rotor ($24\omega_s$)

5.1. Modelo del comportamiento del rotor del generador síncrono

Para evaluar la magnitud de las pérdidas de potencia adicionales, tanto en el campo como en los circuitos equivalentes D y Q del rotor, se utilizó un programa que permite integrar las ecuaciones diferenciales correspondientes al rotor sometido a la influencia de corrientes inyectadas en las fases del estator.

Las ecuaciones diferenciales de la MS correspondientes al rotor son:

$$\begin{bmatrix} \dot{i}_f \\ \dot{i}_D \\ \dot{i}_Q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_f & 0 & 0 \\ 0 & R_D & 0 \\ 0 & 0 & R_Q \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_f \\ i_D \\ i_Q \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} L_{ff} & L_{fD} & 0 \\ L_{Df} & L_{DD} & 0 \\ 0 & 0 & L_{QQ} \end{bmatrix} p \begin{bmatrix} i_f \\ i_D \\ i_Q \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} L_{fd} & 0 & 0 \\ L_{Dd} & 0 & 0 \\ 0 & L_{Qq} & 0 \end{bmatrix} p \begin{bmatrix} i_d \\ i_q \\ i_0 \end{bmatrix} \quad (4.)$$

Estas ecuaciones escritas en forma canónica son:

$$p \begin{bmatrix} i_f \\ i_D \\ i_Q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_{ff} & L_{fD} & 0 \\ L_{Df} & L_{DD} & 0 \\ 0 & 0 & L_{QQ} \end{bmatrix}^{-1} \left(- \begin{bmatrix} R_f & 0 & 0 \\ 0 & R_D & 0 \\ 0 & 0 & R_Q \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_f \\ i_D \\ i_Q \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} L_{fd} & 0 & 0 \\ L_{Dd} & 0 & 0 \\ 0 & L_{Qq} & 0 \end{bmatrix} p \begin{bmatrix} i_d \\ i_q \\ i_0 \end{bmatrix} \right) \quad (5.)$$

Las corrientes del estator en coordenadas dq0 se obtienen de las corrientes de fase, mediante la transformación de Park:

$$\begin{bmatrix} i_d \\ i_q \\ i_0 \end{bmatrix} = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} \cos(\omega_0 t) & \cos(\omega_0 t - 2\pi/3) & \cos(\omega_0 t + 2\pi/3) \\ \sin(\omega_0 t) & \sin(\omega_0 t - 2\pi/3) & \sin(\omega_0 t + 2\pi/3) \\ 1 & 1 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \end{bmatrix} \quad (6.)$$

5.2. Cálculo de los parámetros del modelo del generador síncrono

Las resistencias de los devanados y las inductancias propias y mutuas necesarias para la simulación del comportamiento del rotor, se calcularon a partir de los datos de especificación y pruebas normales para un alternador [1][2].

Los datos necesarios son las reactancias permanentes, transitorias y subtransitorias según los ejes d y q de la máquina y las constantes de tiempo de circuito abierto y de cortocircuito, transientes y subtransientes correspondientes a estos ejes.

De los siguientes datos:

$$\begin{aligned} V_n &= 13.8 \text{ kV} & S_n &= 26.4 \text{ MVA} & n_s &= 3600 \text{ RPM} \\ X_d &= 2.05 \text{ pu} & X_d' &= 0.19 \text{ pu} & X_d'' &= 0.13 \text{ pu} \\ X_q &= 1.87 \text{ pu} & X_q' &= 0.15 \text{ pu} & X_q'' &= 0.13 \text{ pu} \\ X_f &= 0.08 \text{ pu} \end{aligned}$$

$$\tau'_{d0} = 4.8 \text{ seg} \quad \tau''_d = 0.04 \text{ seg} \quad \tau''_{q0} = 0.075 \text{ seg}$$

$$R_{est} = 0.01 \text{ pu}$$

se obtuvieron las resistencias del rotor y matriz de inductancias:

$$R_f = 0.0012 \text{ pu} \quad R_D = 0.0092 \text{ pu} \quad R_Q = 0.0651 \text{ pu}$$

$$L_{pDQdq} = \begin{bmatrix} 2.0865 & 1.97 & 0 & 1.97 & 0 \\ 1.97 & 2.0617 & 0 & 1.97 & 0 \\ 0 & 0 & 1.841 & 0 & 1.79 \\ 1.97 & 1.97 & 0 & 2.05 & 0 \\ 0 & 0 & 1.79 & 0 & 1.87 \end{bmatrix} \quad (7.)$$

5.3. Cálculo de pérdidas en el rotor con corrientes armónicas

Debido a que las corrientes resultantes en el rotor tienen frecuencias doble y en el caso de armónicas, de varias veces la frecuencia fundamental, es necesario corregir las resistencias equivalentes de los circuitos del rotor para tomar en cuenta el efecto pelicular. Si se considera que gran parte de esos circuitos se establecen en el hierro del circuito magnético del rotor, podemos calcular la distancia de penetración de estas corrientes, que da una indicación de las dimensiones del circuito para los que el efecto pelicular es importante. Esta distancia está dada por:

$$\chi = 0.503 \sqrt{\frac{\rho}{\mu_r f}} \begin{cases} \rho \rightarrow \Omega \cdot \text{mm}^2 / \text{m} \\ f \rightarrow \text{Hz} \\ \mu / \mu_o \rightarrow \mu_r \rightarrow \text{adimensional} \end{cases} \quad [\text{m}] \quad (8.)$$

Para valores típicos de resistividad y permeancia relativa se tiene que, con una frecuencia de 360 Hz ($6\omega_s$) el valor χ es del orden de 1.8 mm. Este valor indica que las resistencias de los circuitos equivalentes del rotor son extremadamente dependientes de la frecuencia, por lo que se deben corregir sus valores para cada una de las frecuencias inducidas en el rotor.

En el programa de simulación, en el cálculo de las pérdidas Joule, la corrección se realiza aumentando la resistencia de los circuitos del rotor, en proporción del valor de la derivada de la correspondiente corriente. Esto se justifica debido a que es la variación del campo producido por estas corrientes en el tiempo, lo que induce las FEM's que redistribuyen las corrientes aumentando la resistencia aparente. Las pérdidas de potencia en cada circuito serán:

$$P_n = \int_0^T R_n * (1 + k * \frac{di_n}{dt}) * i_n^2 dt \quad (9.)$$

El coeficiente k toma en cuenta la distancia de penetración χ de las corrientes en los circuitos equivalentes del rotor.

6. Análisis de los resultados de las simulaciones

La simulación del comportamiento del generador con corrientes en el estator, desbalanceadas y/o distorsionadas por tener contenido armónico, permite calcular las potencias disipadas en los circuitos del rotor.

El contenido armónico de las corrientes del estator en el caso más desfavorable (Caso 3), se inyectó al estator y se calcularon las pérdidas en los tres circuitos del rotor, obteniéndose los siguientes resultados:

$$P_f = 0.0028 \text{ pu} \quad P_D = 0.0000718 \text{ pu} \quad P_Q = 0.000338 \text{ pu}$$

Con el fin verificar la estimación de pérdidas equivalentes se simuló el comportamiento de las pérdidas en el rotor al aplicarse corrientes sinusoidales desequilibradas al estator del generador. Se superpuso a la corriente nominal una corriente de secuencia negativa $I_2 = 0.1256 \text{ pu}$, valor que corresponde al contenido armónico del Caso 3, determinado mediante la expresión (3.).

Se obtuvieron los siguientes valores:

$$P_f = 0.0014 \text{ pu} \quad P_D = 0.0000359 \text{ pu} \quad P_Q = 0.0011 \text{ pu}$$

De estos resultados se puede apreciar que el valor de la corriente de secuencia negativa equivalente es bastante más desfavorable para la máquina. Es decir, su utilización es conservadora. Si se observan las corrientes en el circuito Q del rotor para ambos casos (Figura 5 y Figura 6) se puede apreciar que la magnitud máxima de la corriente es casi el doble en el caso de secuencia negativa. Además, por la menor frecuencia, estas corrientes instantáneas están aplicadas por mayor tiempo durante un período. El incremento de la resistencia con la frecuencia no alcanza a compensar este efecto.

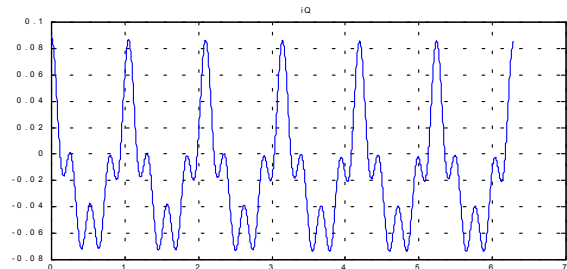


Figura 5
Corriente del devanado equivalente Q
(con contenido armónico)

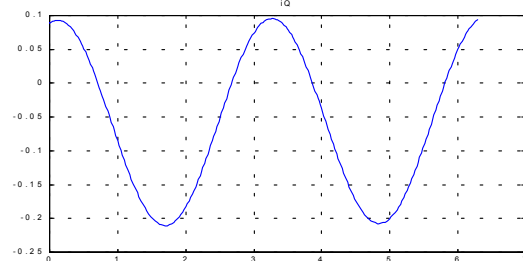


Figura 6
Corriente del devanado equivalente Q
(con secuencia negativa equivalente)

Si se observan el gráfico de la derivada de la corriente en el circuito Q del rotor que se muestra en la Figura 7, se puede ver que el efecto que tienen las altas derivadas sobre el incremento de la resistencia solo se hace presente durante una fracción del tiempo.

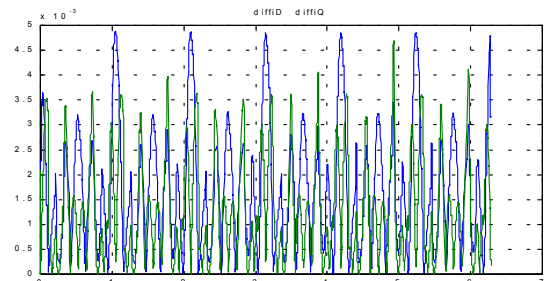


Figura 7: Derivadas de las corrientes i_D e i_Q .

Los coeficientes $k_{i,j}$ en la expresión (3.) para la corriente I_2 equivalente, dependen de la razón entre la armónica menor y mayor del par de valores. De esta manera se trata de darle mas peso a la magnitud de las armónicas, ya que las corrientes inducidas en el rotor son prácticamente proporcionales a las que se tienen en ejes dq del estator. Como las pérdidas dependen del cuadrado de las magnitudes de las corrientes y las dos componentes de un par dan corrientes de igual frecuencia en el rotor debe aumentarse el efecto sobre las pérdidas si una componente es mucho mayor que la otra. Para verificar esta suposición se simulo el caso de que las corrientes del estator tuvieran solamente una componente armónica. Se calculó el valor de una quinta armónica que actuando sola equivale a la corriente $I_2=0.1256$. Con este valor de $I_5=0.0954$ se realizó una simulación que dio los siguientes resultados:

$$P_f=0.0018 \text{ pu} \quad P_D=0.0000275 \text{ pu} \quad P_Q=0.00094 \text{ pu}$$

Estos resultados se aproximan mucho mas a los obtenidos con I_2 equivalente.

7. Conclusiones y recomendaciones

- Los parámetros y características que permiten hacer un modelo térmico del generador son extremadamente difíciles de obtener. Por este motivo, la evaluación térmica del comportamiento de la máquina frente a las armónicas solamente puede hacerse comparando las potencias armónicas disipadas en los devanados con las pérdidas producidas en condiciones de desequilibrio a frecuencia fundamental.
- La evaluación del comportamiento térmico del rotor de un generador sincrónico, realizada mediante la expresión de secuencia negativa equivalente resulta ser conservadora. Su exactitud es mayor cuando una de las componentes de cada par de armónicos es significativamente mayor que la otra.
- Los estudios detallados deben realizarse con modelos completos del generador sincrónico mediante sus ecuaciones diferenciales. Esta metodología permite evaluar las pérdidas producidas por los armónicos y especialmente, sobre los devanados amortiguadores o circuitos del rotor de la máquina.
- Si se dispone información sobre el sistema de excitación de la máquina debe verificarse que las tensiones armónicas inducidas en el campo no afecten la operación del puente rectificador de la excitatriz ni su sistema de control.
- Un problema que debe considerarse en el caso de generadores que alimentan directamente puentes rectificadores es la relación entre el nivel de cortocircuito, dada por la reactancia subtransitoria del generador (del orden del 13%) y la carga en bornes del generador. Por ser este nivel de cortocircuito relativamente bajo, es necesario realizar estudios detallados con el fin de verificar la correcta operación de los puentes convertidores durante la conmutación y determinar la magnitud del notch y sus efectos sobre el generador y las otras cargas en la barra común.

8. Bibliografía

- [1] P. M. Anderson, Power System Control and Stability, The Iowa State University Press, First Edition, 1973.
- [2] S. A. Nasar, I. Bolea, Máquinas eléctricas, dinámica y control, Compañía editorial continental, S.A. de C.V., México, 1995.
- [3] D. Rice, "Adjustable Speed Drive and Power Rectifier Harmonics – Their Effect on Power Systems Components", IEEE Transaction on Industry Application, Vol. IA-22, No 1, January/February, 1986.
- [4] Institute of Electrical and Electronics Engineers. P519A/D5. Guide for Applying Limits on Power Systems IEEE. New Yor 1996, Practice for Harmonics Control in Electric Power Systems. IEEE Inc New York 1993.
- [5] Institute of Electrical and Electronics Engineers. IEEE, Guide for AC Generator Protection, N.Y., 1987.
- [6] G. Pesse, P. de Arizón, R. Alves. Reducción de la contaminación armónica en el sistema de distribución de campos petroleros. IV Seminario de ingeniería de potencia IEEE y 1er. Seminario de distribución de energía eléctrica, Chile, Agosto 1994.
- [7] G. Pesse, R. Alves, J. M. Aller, et. al., CS-98, USB, Grupo SIEP. "Soluciones Actuales a los Problemas de la Calidad del Servicio Eléctrico", Octubre 1998.