

OPERACIÓN AISLADA DE MÁQUINAS SINCRÓNICAS CONECTADAS MEDIANTE TRANSFORMADORES SCOTT A CARGAS BIFÁSICAS DESEQUILIBRADAS

ALEXANDER BUENO¹, JOSÉ M. ALLER², ROBERTO ALVES², GASTÓN PESSE²

¹Universidad Simón Bolívar, Departamento de Tecnología Industrial

²Universidad Simón Bolívar, Departamento de Conversión y Transporte de Energía,
Valle de Sartenejas, Edo. Miranda, Caracas 1080A, Venezuela.

Recibido: febrero de 2008

Recibido en forma final revisado: junio de 2008

RESUMEN

Este trabajo presenta un estudio detallado del comportamiento del sistema eléctrico de tracción y su impacto sobre la operación de plantas de generación aislada. El sistema eléctrico y los generadores se modelan utilizando la teoría de vectores espaciales, lo cual permite un análisis detallado del comportamiento tanto en régimen transitorio como estacionario. Los sistemas eléctricos de tracción utilizan con frecuencia transformadores tipo Scott para convertir el sistema trifásico en bifásico. En esta configuración cada fase del sistema secundario alimenta un tramo de la ruta. Los desequilibrios eléctricos producidos por la operación de sistemas de transporte y las armónicas inyectadas por los convertidores electrónicos de tracción se traducen en corrientes de secuencia negativa en el sistema de potencia. La circulación de estas corrientes por las bobinas del estator de los generadores produce un incremento de las pérdidas en los devanados amortiguadores. Los resultados de este estudio determinan los límites operativos de una planta de generación aislada basados en los estándares internacionales, los desequilibrios máximos tolerados por los generadores y su relación con los niveles de carga por cada devanado del transformador Scott. También se evalúa la contribución a la corriente de secuencia negativa en el sistema trifásico introducida por las armónicas inyectadas durante la operación de los convertidores electrónicos.

Palabras clave: Transformador Scott, Generador sincrónico de polos salientes, Cargas bifásicas desequilibradas, Armónicas, Vectores espaciales.

ISOLATED OPERATION OF SYNCHRONOUS MACHINES CONNECTED BY SCOTT TRANSFORMER FEEDING TWO-PHASE UNBALANCED LOADS

ABSTRACT

This paper shows a detailed study of the electric traction system behavior and its effect on the operation of isolated generation plants. The electrical system and its generators are modeled using the space vector theory, which simplifies both steady state and transient analysis. Commonly, electrified traction systems use Scott transformers in order to convert the three-phase system into a two-phase network. In this configuration, each phase of the secondary transformer feeds a route section. The electrical unbalances originated by the traction system operation, as well as the harmonics injected by the traction drive converters, introduce negative sequence currents into the power system. These currents, flowing into the generators' stator windings produce increasing losses in the damping windings. Results identify the operating limits of an isolated electric plant using international standards, the maximum unbalances tolerated by generators and their relationship to load levels in each winding of the Scott transformer. Also, the negative sequence current flowing in the three-phase system introduced by the harmonics injected during the electronic converter operation is evaluated.

Keywords: Scott Transformer, Salient Pole Synchronous Machines, Two-phase Unbalanced Load, Harmonics, Spatial Vectors.

INTRODUCCIÓN

Los esquemas de tracción eléctrica para transporte utilizan frecuentemente sistemas eléctricos bifásicos para la

alimentación del material rodante. Estos se alimentan desde la red de potencia utilizando transformadores tipo Scott, Le Blanc o Delta abierta. En algunas ocasiones se utilizan plantas de generación autónomas en operación aislada para

alimentar este tipo de carga. Los desequilibrios del sistema de tracción afectan la operación de las máquinas sincrónicas, debido a la circulación de corrientes de secuencia negativa. Estos generadores también se pueden utilizar en paralelo con el sistema eléctrico, entregando la potencia base del sistema de tracción y empleando la red de potencia para absorber los desequilibrios.

En este trabajo se desarrolla un modelo detallado en variables de estado de la máquina sincrónica de polos salientes (Aller, 2008), su excitatriz, el gobernador y el transformador Scott, con la finalidad de analizar los límites operativos de los generadores aislados, sometidos a condiciones de operación no equilibrada y con presencia de armónicos en las tensiones y corrientes. Estos límites se establecen en base a las normas y estándares internacionales correspondientes (IEEE, 2002; 2005).

Para la modelación de la máquina sincrónica, el transformador Scott y la carga dinámica de los trenes se utiliza el sistema de coordenadas en vectores espaciales para simplificar su interrelación con el sistema de potencia y permitir el análisis del comportamiento tanto en régimen transitorio como estacionario (Aller *et al.* 2002).

El estudio muestra los problemas térmicos existentes cuando se opera la planta de generación aislada con desequilibrios en el sistema bifásico o con niveles de corriente armónica elevados. Las pérdidas en los devanados amortiguadores de las máquinas pueden alcanzar niveles inconvenientes cuando la corriente de secuencia negativa supera los límites de diseño del generador o cuando existen armónicas en las corrientes de fase. En este trabajo se consideran varios criterios que permiten la operación bajo este tipo de condiciones.

En la figura 1 se muestra el esquema de una planta de generación aislada conectada mediante un transformador tipo Scott a una carga bifásica. Cuando la carga es equilibrada en el lado bifásico, el transformador Scott transfiere las corrientes y tensiones al primario, produciendo un sistema trifásico balanceado. Cuando la carga bifásica es desequilibrada o inyecta armónicas a la red, los generadores quedan sometidos a condiciones especiales de operación que reducen los límites nominales. En el caso venezolano, el sistema ferroviario Ezequiel Zamora Etapa I, la fase de 0° del transformador Scott alimenta el tramo Charallave – Caracas mientras que la fase de 90° alimenta al tramo Charallave – Cúa. Por las diferencias de distancia de ambos tramos, pendientes del recorrido, topología del trazado de la vía y flujo de pasajeros, la fase de 0° se encuentra normalmente más cargada que la de 90° , lo cual se traduce en una inyección de corriente de secuencia negativa al sistema de potencia entre el 10 y el 20% de la corriente de operación.

En estas condiciones es necesario estimar las pérdidas adicionales en los devanados estáticos y rotóricos, que se producen en las condiciones de operación desequilibrada y con presencia de armónicas. Este análisis es necesario para especificar los nuevos límites nominales o el lapso de tiempo durante el cual podría ser mantenido este régimen sin afectar la vida útil del generador.

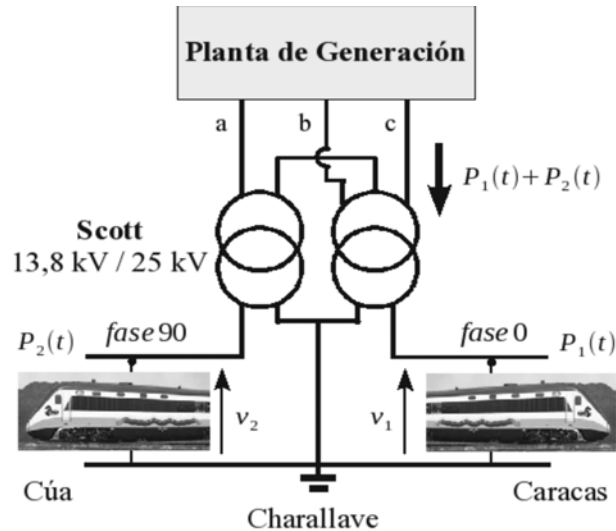


Figura 1. Generador sincrónico alimentando una carga bifásica a través de un transformador Scott.

En la modelación de la conexión de un generador sincrónico con una carga desequilibrada es conveniente transformar las condiciones de contorno del sistema eléctrico de potencia al dominio de las coordenadas ortogonales referidas al rotor de la máquina (Aller *et al.* 2002).

MODELACIÓN DEL SISTEMA

Generador sincrónico

La modelación instantánea de la máquina sincrónica de polos salientes se puede obtener transformando las ecuaciones diferenciales en coordenadas primitivas v_a, v_b, v_c e i_a, i_b, i_c al sistema de coordenadas ortogonales referidas a la posición angular de la pieza rotórica v_d, v_q e i_d, i_q . Este sistema de coordenadas tiene la ventaja de representar las ecuaciones dinámicas de la máquina sincrónica mediante parámetros independientes de la posición angular, pero requiere la transformación de las condiciones de contorno al dominio de las variables ortogonales referidas al rotor (d, q). El modelo dinámico de la máquina sincrónica en este sistema de coordenadas, utiliza las corrientes como variables de estado e incluye el efecto de los devanados amortiguadores (Aller, 2008):

$$[v] = [R][i] + [L] \frac{d}{dt} [i] + \omega [G][i] \quad (1)$$

$$T_e - T_m = \lambda_d i_q - \lambda_q i_d - T_m(\omega) = J \frac{d\omega}{dt} \quad (2)$$

$$\frac{d\theta}{dt} = \omega \quad (3)$$

donde:

$$[v]^t = [v_d \quad v_q \quad v_f \quad v_{ad} \quad v_{aq}]^t$$

$$[i]^t = [i_d \quad i_q \quad i_f \quad i_{ad} \quad i_{aq}]^t$$

$$[R] = \begin{bmatrix} R_e & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & R_e & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & R_f & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & R_a & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & R_a \end{bmatrix}$$

$$[L] = \begin{bmatrix} L_d & 0 & L_{df} & L_{dad} & 0 \\ 0 & L_q & 0 & 0 & L_{qaq} \\ L_{df} & 0 & L_f & 0 & 0 \\ L_{dad} & 0 & 0 & L_{ad} & 0 \\ 0 & L_{qaq} & 0 & 0 & L_{aq} \end{bmatrix}$$

$$[G] = \begin{bmatrix} 0 & -L_{mq} & 0 & -L_{qaq} & 0 \\ L_{mq} & 0 & L_{df} & 0 & L_{dad} \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$$

$$v_d + jv_q = \mathbf{v}_e e^{-j\theta} = \sqrt{\frac{2}{3}} e^{-j\theta} \left\{ v_a + v_b e^{j\frac{2\pi}{3}} + v_c e^{j\frac{4\pi}{3}} \right\}$$

$$i_d + ji_q = \mathbf{i}_e e^{-j\theta} = \sqrt{\frac{2}{3}} e^{-j\theta} \left\{ i_a + i_b e^{j\frac{2\pi}{3}} + i_c e^{j\frac{4\pi}{3}} \right\}$$

$$\lambda_d = L_d i_d + L_{df} i_f + L_{dad} i_{ad}; \quad \lambda_q = L_q i_q + L_{qaq} i_{aq}$$

En general, los devanados amortiguadores se encuentran en corto circuito $v_{ad} = v_{aq} = 0$, y la tensión aplicada al devanado de campo v_f es proporcionada por la excitatriz, cuyo modelo particular se describe posteriormente en esta sección.

Un método para considerar la saturación de la máquina es corregir el valor de las inductancias de magnetización de

acuerdo con el grado de saturación del punto de operación (Aller, 2008). El grado de saturación de un punto determinado, se obtiene del cociente entre la corriente equivalente de campo, necesaria para producir la tensión cuadratura del estator detrás de la inductancia de dispersión, mediante la característica de la fuerza electromotriz de vacío y su respectiva linealización en torno al origen:

$$S = \frac{i_{f \text{ sat}}^*}{i_{f \text{ lin}}^*}$$

donde:

$$E_e \angle \delta_0 = \mathbf{V}_e + (R_e + jX_{\sigma e}) \mathbf{I}_e$$

$$D \angle \delta_{0p} = \mathbf{V}_e + (R_e + jX_q) \mathbf{I}_e$$

$$E_q = E_e \cos(\delta_{op} - \delta_0)$$

$$\begin{cases} E_q = f(i_{f \text{ sat}}^*) & \rightarrow i_{f \text{ sat}}^* \\ E_q = \frac{\partial f}{\partial i_f} \Big|_{i_f=0} \cdot i_{f \text{ lin}}^* & \rightarrow i_{f \text{ lin}}^* \end{cases}$$

$i_{f \text{ sat}}^*$ es la corriente equivalente de campo necesaria para producir la tensión cuadratura detrás de la inductancia de dispersión del estator calculada de la característica de vacío $E_f = f(i_f)$.

$i_{f \text{ lin}}^*$ es la corriente equivalente de campo necesaria para producir la tensión cuadratura detrás de la inductancia de dispersión del estator calculada de la característica lineal.

La determinación de las inductancias del modelo de la máquina, incluyendo el efecto de la saturación, se realiza utilizando las siguientes ecuaciones:

$$\begin{aligned} L_{d \text{ sat}} &= L_{\sigma d} + L_{md \text{ sat}} = L_{\sigma d} + \frac{1}{S} L_{md} \\ L_{df \text{ sat}} &= \frac{1}{S} L_{df} \\ L_{f \text{ sat}} &= L_{\sigma f} + L_{mf \text{ sat}} = L_{\sigma f} + \frac{1}{S} L_{mf} \\ L_{ad \text{ sat}} &= L_{\sigma ad} + L_{mad \text{ sat}} = L_{\sigma ad} + \frac{1}{S} L_{mad} \\ L_{ad-f \text{ sat}} &= \frac{1}{S} L_{ad-f} \end{aligned} \quad (5)$$

La variación de las resistencias con la frecuencia de las corrientes se puede considerar utilizando la ecuación demostrada empíricamente por Neidhoefer & Subbarao, 1988

$$R(f_2) \approx R(f_1) \left(\frac{f_2}{f_1} \right)^n \quad (6)$$

donde:

n es un número entre 0.6 y 0.9, dependiendo de la isometría del rotor.

Transformador Scott

En la figura 2 se observa un diagrama esquemático del transformador Scott, un modelo ideal de este equipo se puede obtener al determinar la relación de transformación de las tensiones y corrientes, aplicando las leyes de Faraday y Amper, respectivamente (Bin-Kwie & Bing-Song, 1996):

$$v_{ab} = a v_{10} \quad (7)$$

$$v_{co} = \frac{\sqrt{3}}{2} a v_{20} \quad (8)$$

$$\frac{\sqrt{3}}{2} a i_c = i_2 \quad (9)$$

$$\frac{a}{2} (i_a - i_b) = i_1 \quad (10)$$

donde:

a es la relación de transformación

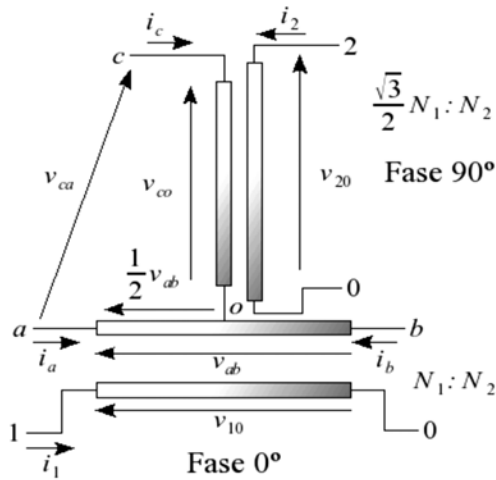


Figura 2. Diagrama esquemático del transformador Scott.

Siguiendo las mallas de tensión del primario del transformador Scott se determina la tensión v_{co} , a partir de las tensiones v_{ca} y v_{bc} como:

De las ecuaciones (7), (8) y (11) se obtienen las tensiones línea-línea del primario como función de las tensiones del secundario del transformador Scott (Bin-Kwie & Bing-Song, 1996):

$$\begin{aligned} v_{ab} &= a v_{10} \\ v_{bc} &= -a \left(\frac{1}{2} v_{10} + \frac{\sqrt{3}}{2} v_{20} \right) \\ v_{ca} &= -a \left(\frac{1}{2} v_{10} - \frac{\sqrt{3}}{2} v_{20} \right) \end{aligned} \quad (12)$$

El vector espacial de la tensión del estator se puede obtener directamente a partir de las tensiones línea-línea mediante la siguiente ecuación (Aller & Bueno, 2000):

$$\vec{v}_e = \sqrt{\frac{2}{3}} \frac{\alpha}{1-\alpha^2} \{ v_{ab} + \alpha v_{bc} + \alpha^2 v_{ca} \}$$

donde:

$$\alpha \text{ es el número complejo } e^{j\frac{2\pi}{3}}$$

Sustituyendo las tensiones línea-línea obtenidas de las ecuaciones (12) en la ecuación (13), se obtiene el vector espacial de las tensiones del estator en función de las tensiones bifásicas del transformador Scott:

$$\vec{v}_e = \sqrt{\frac{2}{3}} \frac{\alpha}{1-\alpha^2} \{ v_{10} - j v_{20} \} \quad (14)$$

Utilizando las ecuaciones (9) y (10), y recordando que en un sistema trifásico sin retorno por neutro la suma de las tres corrientes es cero $i_a + i_b + i_c = 0$, se obtienen las corrientes i_a, i_b e i_c , como función de las corrientes que circulan en el lado bifásico i_1 e i_2 :

$$\begin{aligned} i_a &= \frac{1}{a} \left(i_1 - \frac{1}{\sqrt{3}} i_2 \right) \\ i_b &= -\frac{1}{a} \left(i_1 + \frac{1}{\sqrt{3}} i_2 \right) \\ i_c &= \frac{2}{a\sqrt{3}} i_2 \end{aligned} \quad (15)$$

Reemplazando las ecuaciones (15) en la definición del vector espacial de la corriente, se obtiene:

$$\begin{aligned} \vec{i}_e &= \sqrt{\frac{2}{3}} \left\{ i_a + \alpha i_b + \alpha^2 i_c \right\} = \\ &= \sqrt{\frac{2}{3}} \frac{1}{a} \left\{ (1-\alpha) i_1 - \sqrt{3} \alpha^2 i_2 \right\} \end{aligned} \quad (16)$$

Carga bifásica

Los trenes se alimentan del sistema bifásico, generalmente cada dirección del recorrido se conecta con una fase determinada. Esto ocasiona desequilibrios en el consumo de potencia debido a los horarios y las características del trazado originando que cada fase se encuentra cargada diferente. Los trenes se conectan mediante el pantógrafo a una de las fases mediante una catenaria. La tensión de la catenaria se rectifica mediante un convertidor electrónico activo que alimenta una barra de DC con una corriente que está en fase con la tensión de la catenaria, pero cuya magnitud depende de las condiciones de carga del sistema. La tensión de la barra de corriente continua posteriormente es invertida electrónicamente para accionar los motores de tracción y alimentar los servicios auxiliares.

Los convertidores de corriente alterna a corriente continua que extraen la energía de la catenaria, inyectan corrientes distorsionadas al sistema eléctrico. En la tabla 1, se presenta el espectro armónico de corriente en porcentaje de la fundamental, medido en el material rodante durante la operación de tracción en la barra de 26.0 kV (Sy-Ruen & Bing-Nan, 2002; Toshiba, 2004).

Tabla 1. Espectro armónico de la corriente medido en la alimentación del material rodante.

Armónica	1	3	5	7	11	13
%Fundamental	100	18.10	11.82	2.61	1.91	1.30

Armónica	17	19	23	25	29	31
%Fundamental	1.91	2.26	1.01	0.57	0.74	1.13

Armónica	35	37	41	43	47	49
%Fundamental	0.52	0.52	0.48	0.39	0.48	0.57

Un modelo simple de la carga consiste en considerar que los trenes consumen una corriente proporcional a la tensión del secundario:

$$v_{10} = -k_1 i_1 \quad (17)$$

$$v_{20} = -k_2 i_2 \quad (18)$$

Los signos negativos se deben a que se ha establecido como convención que las corrientes entran a las bobinas del transformador.

Excitatriz

En la figura 3 se presenta el diagrama de bloques de una excitatriz sin escobillas cuyo rectificador a diodos gira con el rotor. Este modelo de excitatriz es muy utilizado en los

pequeños generadores. El modelo matemático de la excitatriz incorpora cuatro variables de estado al modelo instantáneo del sistema que permiten representar los compensadores de adelanto y atraso, las constantes de tiempo y la saturación de la excitatriz, la compensación de las realimentaciones y las caídas de tensión en la salida de corriente continua debido a las reactancias de conexión con el puente rectificador (Kundur, 1994; IEEE, 1992).

Regulador de velocidad

En la figura 4 se representa un diagrama de bloques genérico del motor Diesel y su correspondiente regulador de velocidad (ETAP, 2001). La línea de retardo de combustible se modela mediante un tiempo muerto e^{-sT_7} . La operación aislada del generador requiere realimentar la potencia eléctrica a la salida del generador y el controlador regula la potencia mecánica para seguir la velocidad de referencia. ω_{ref} Cuando la máquina regula frecuencia, se fija el valor de la potencia P , en la referencia P_{ref} para esta máquina.

Modelo del sistema de potencia

El sistema de potencia de CADAFE (Compañía Anónima de Administración y Fomento Eléctrico) que alimenta la Subestación de Tracción de Charallave-Norte perteneciente a IAFE (Instituto Autónomo de Ferrocarriles) consiste de dos líneas de 115kV colocadas en una torre de doble terna, provenientes una de la Subestación Diego de Losada y la otra de la Subestación Santa Teresa. Dentro del esquema de operación de la Subestación de tracción no se considera la operación en paralelo de las ternas, cada una opera individualmente, con la finalidad de suministrar mayor confiabilidad al sistema de IAFE.

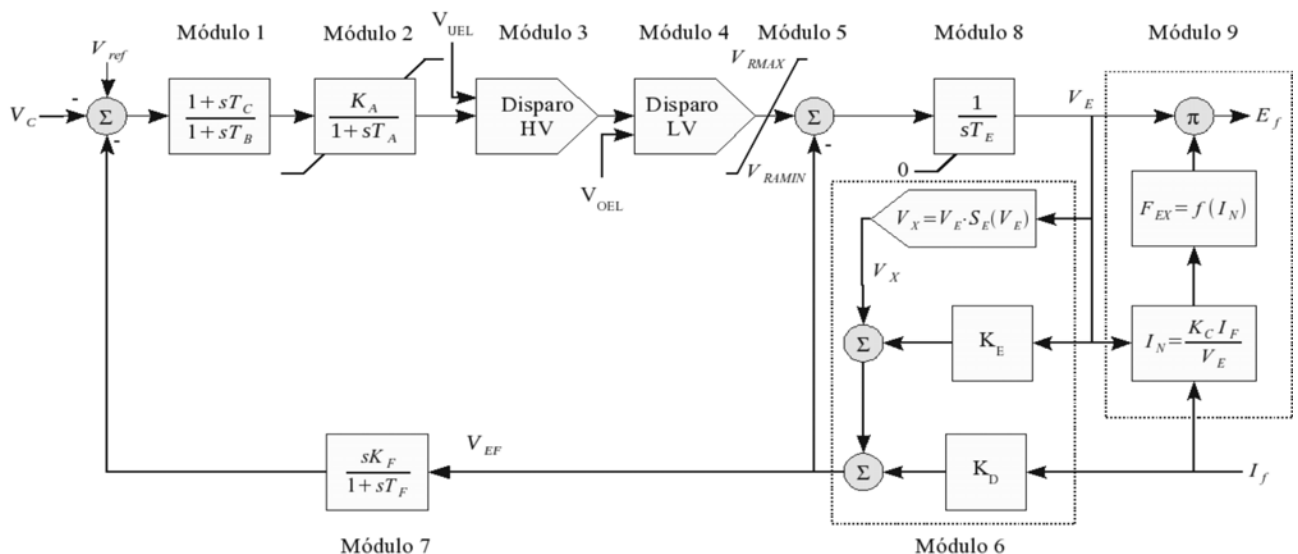


Figura 3. Diagrama de bloques de una excitatriz sin escobillas.

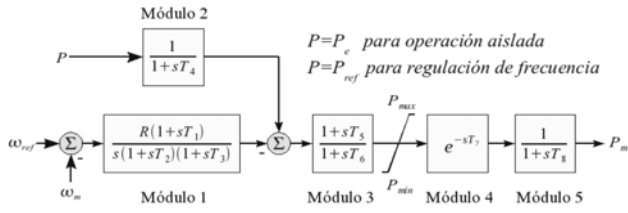


Figura 4. Diagrama de bloques de un motor Diesel con su regulador de velocidad.

La modelación del sistema de potencia se realiza mediante el equivalente de Thèvenin de secuencia positiva, calculado a partir del nivel de cortocircuito en la barra de la subestación de tracción, considerando la alimentación de cada una de las líneas. El sistema eléctrico de potencia se modela como una barra infinita.

Durante el estudio se utilizó el nivel de cortocircuito más bajo posible en la red, debido a que este representa la peor condición con respecto a los desequilibrios y a la circulación de armónicas. Cuando el nivel de cortocircuito baja, el efecto de las armónicas y los desequilibrios se incrementa. Por otra parte, la terna que alimenta desde la S/E Diego de Losada no ha sido aún construida y se prevé su entrada en servicio en los próximos años.

En la figura 5 se muestra el diagrama unifilar de la interconexión entre la planta de generación y el sistema eléctrico de 115kV. Cada unidad de generación se acopla a la barra de 13,8kV mediante un transformador, el cual se conecta a la barra de 13,8kV de los transformadores elevadores a

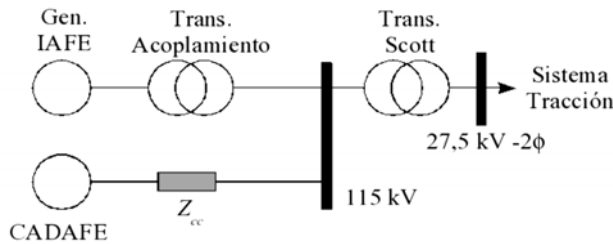


Figura 5. Esquema de la operación interconectada CADAFE-IAFE.

115kV. Estos transformadores se modelan mediante su reactancia de cortocircuito.

Modelación en régimen permanente equilibrado

Para determinar los límites operativos y las pérdidas en cada uno de los devanados se ha establecido la operación de la planta en el punto nominal de los generadores con una carga bifásica equilibrada en los trenes. En este punto se identifican las corrientes efectivas fasoriales que circulan

por cada bobina del estator y de los devanados amortiguadores de rotor, así como el valor de la corriente campo. Para obtener los fasores de las corrientes, se aplica la FFT en una ventana de tiempo que corresponde a un período de la frecuencia fundamental.

De esta forma se obtienen además, las componentes armónicas que puedan presentarse por la operación de la máquina, saturación de los circuitos magnéticos o debido a los convertidores electrónicos utilizados por el material rodante en la vía. Para determinar las componentes de secuencia positiva y negativa de las corrientes estáticas se aplica la transformación clásica de componentes simétricas a los fasores armónicos obtenidos de la aplicación de la FFT a las corrientes instantáneas en régimen permanente (White & Woodson, 1959):

$$\mathbf{I}_u = FFT(i_u(t)), \forall u = \{a, b, c\} \quad (19)$$

$$I_u(rms) = \sqrt{\sum_{i=0}^N \mathbf{I}_u(i) \cdot \mathbf{I}_u^*(i)}, \forall u = \{a, b, c\} \quad (20)$$

Los fasores $\mathbf{I}_a, \mathbf{I}_b$ e \mathbf{I}_c son vectores cuyos elementos contienen los fasores de las respectivas corrientes para cada armónica temporal considerada en el muestreo realizado. Las componentes de secuencia armónica se determinan como (Anderson, 1973):

$$\begin{aligned} \mathbf{I}_0 &= \frac{1}{3}(\mathbf{I}_a + \mathbf{I}_b + \mathbf{I}_c) \\ \mathbf{I}_1 &= \frac{1}{3} \left(\mathbf{I}_a + e^{j\frac{2\pi}{3}} \mathbf{I}_b + e^{j\frac{4\pi}{3}} \mathbf{I}_c \right) \\ \mathbf{I}_2 &= \frac{1}{3} \left(\mathbf{I}_a + e^{j\frac{4\pi}{3}} \mathbf{I}_b + e^{j\frac{2\pi}{3}} \mathbf{I}_c \right) \end{aligned} \quad (21)$$

El mismo procedimiento descrito en las ecuaciones (19), (20) y (21) para las corrientes se aplica para determinar las componentes armónicas, efectivas y de secuencia correspondientes a las tensiones en bornes de la máquina sincrónica.

DATOS Y PARÁMETROS DEL MODELO DEL SISTEMA

Generador Sincrónico

Los datos nominales más importantes de los generadores, suministrados por el fabricante, se muestran en la tabla 2.

Tabla 2. Parámetros de la Máquina Síncrona (Ottelin, 2006).

Valores Nominales:				
S_n (MVA)	V_n (kV)	I_n (A)	fp_n	n (rpm)
8.033	13.8	336	0.8	720
f 60Hz	H 0.54s	Aislam. Clase F	$n(fp_n)$ 97.21	$n(fp = 1)$ 97.98
Parámetros de la máquina:				
X_d 1.812pu	X_{ds}' 0.305pu	X_{ds}'' 0.177pu	X_q 0.961pu	X_{qs}'' 0.198pu
X_0 0.111pu	X_1 0.145pu	X_2 0.188	$R_e(20^\circ)$ 0.094	$R_f(20^\circ)$ 0.742
Constantes de tiempo en segundos a 75°C:				
τ_{d0}' 4.938	τ_{d0}'' 0.02346	τ_d' 0.914	τ_d'' 0.01384	
τ_{q0}'' 0.0969		τ_q'' 0.0219	τ_a 0.114	

Adicionalmente, se conoce que la máquina tiene una relación de cortocircuito SCR (Short Circuit Ratio) de 0.64 cuando opera en vacío con la corriente nominal de campo.

De la relación de cortocircuito se obtiene la reactancia saturada del eje directo en este punto de operación:

$$X_{ds} = 1/SCR = 1.5625$$

En la siguiente tabla se resumen los parámetros lineales de la máquina síncrona obtenidos a partir de los datos suministrados por el fabricante del generador (Aller, 2008; Kundur, 1994):

Tabla 3. Parámetros del circuito equivalente de la máquina síncrona.

Parámetros	Valor en p.u.
$R_e(75^\circ) = R_d = R_q$	0.004802
$R_f(75^\circ)$	0.001034
$R_{ad}(75^\circ)$	0.02975
$R_{aq}(75^\circ)$	0.02259
$L_{\acute{o}d} = L_{\acute{o}q}$	0.111
$L_{\acute{o}f}$	0.2239
$L_{\acute{o}ad}$	0.069144
$L_{\acute{o}aq}$	0.0969
$L_{md} = L_{mf} = L_{df} = L_{d-ad} = L_{f-ad}$	1.7010
$L_{mq} = L_{q-aq}$	0.85

Datos de la excitatriz

Las ganancias, constantes de tiempo, los valores límites intrínsecos y extrínsecos, así como la caída en la conmutación del rectificador se han ajustado utilizando las recomendaciones de IEEE Std. 421.5-1992 (IEEE, 1992) a los valores siguientes:

Ganancias:

$$k_A = 400 \quad k_D = 0.38 \quad k_E = 1 \quad k_F = 0.03$$

Constantes de tiempo:

$$\tau_a = 0.02 \quad \tau_b = 0.01 \quad \tau_c = 0.01 \quad \tau_e = 0.8 \quad \tau_f = 1$$

Caída del rectificador:

$$k_C = 0.2$$

Limitadores:

$$V_{amax} = 15.0 \quad V_{amin} = -15.0 \quad V_{UEL} = -10.0 \quad V_{OEL} = 10.0 \quad V_{Rmax} = 7.3 \quad V_{Rmin} = -6.6$$

Saturación de la excitatriz:

$$A_{exc} = 0.1 \quad B_{exc} = 0.03$$

Datos del gobernador

Las ganancias, las constantes de tiempo, los valores límites intrínsecos y extrínsecos, así como el retardo en la línea de combustible del generador Diesel, se han ajustado utilizando valores típicos de estos controladores (ETAP, 2001) a los valores siguientes:

Ganancias:

$$R = 0.05s^{-1}$$

Constantes de tiempo:

$$\tau_1 = 0.1s \quad \tau_2 = 0.015s \quad \tau_3 = 0.005s \quad \tau_4 = 0.1s$$

$$\tau_5 = 0.7s \quad \tau_6 = 0.3s \quad \tau_7 = 0.15s \quad \tau_8 = 0.1s$$

Limitadores:

$$P_{max} = 1.864 \quad P_{min} = 0$$

Datos del Sistema de Potencia

El sistema de potencia está constituido por dos líneas independientes en 115 kV con los siguientes niveles de cortocircuito:

Línea	Nivel de cortocircuito
S/E Santa Teresa	2000 MVA
S/E Diego de Losada	2120 MVA

Seleccionando el nivel de cortocircuito correspondiente a la Subestación Santa Teresa, debido a que es el caso más desfavorable tanto para la circulación de armónicas, como para la circulación de corriente de secuencia negativa, se puede determinar la impedancia de cortocircuito en la base de potencia aparente de la planta de generación con ocho generadores en operación:

$$Z_{cc} = 64 \text{ MVA} / 2000 \text{ MVA} = 0.032 \text{ pu}$$

La tensión de la barra infinita, se considera ajustada a 1.00 pu.

CASOS DE ESTUDIO

En este trabajo se analizaron tanto la operación aislada de la planta como la operación interconectada al sistema de potencia. En la operación aislada se consideraron la operación en régimen permanente con desequilibrio tanto en la fase de 0° como de 90° y ante presencia de la contaminación armónica introducida por los convertidores electrónicos del material rodante.

Operación aislada de la planta

Análisis en régimen permanente con desequilibrio Caso base (base)

Este caso considera la operación balanceada en el sistema bifásico con carga nominal. Los resultados obtenidos en esta condición de operación se resumen en las tablas 4, 5 y 6.

Condición tolerable por normas (norma)

El estándar Std.-IEEE-C50-12 (IEEE, 2005) determina que una máquina sincrónica debe ser capaz de operar con una componente de hasta 10% en la secuencia negativa y con una corriente máxima en las fases de 105%. Se ajustaron iterativamente los valores de k_1 y k_2 de las ecuaciones (17) y (18), en el modelo de la carga bifásica hasta obtener este desequilibrio. En esta condición se cuantifican las pérdidas en los devanados a fin de determinar el límite operativos de los generadores. En este caso no se considera las limitaciones de potencia del motor Diesel para determinar las pérdidas tolerables en los conductores cuando se aplica esta recomendación. Los resultados obtenidos se resumen en las tablas 4 y 5.

Condición tolerable por el fabricante (fabricante)

Según la información certificada por el fabricante, sus generadores están diseñados para tolerar un desequilibrio

en las corrientes de fase cuyas componentes de secuencia negativa sea inferior al 20% del valor nominal. Se ajustaron los valores de k_1 y k_2 en el sistema de potencia para obtener este desequilibrio y poder cuantificar las pérdidas en los devanados en esta condición. En este caso no se considera las limitaciones de potencia del motor Diesel para determinar las pérdidas tolerables en los conductores cuando se aplica esta recomendación. Los resultados obtenidos se resumen en la tabla 6.

Condición de máximo desequilibrio en la fase 0° y 90° (máximo)

El máximo desequilibrio consiste en operar el sistema con una de las fases del sistema bifásico prácticamente sin carga, mientras que por la otra fase se consume la corriente nominal. En este caso se considera la limitación impuesta por el motor Diesel con respecto a la potencia máxima entregada al generador, la cual es de 5MW por generador. Para fines de la modelación se mantiene una pequeña corriente para considerar el efecto de la carga de servicios auxiliares de la planta o cualquier carga mínima existente. Los resultados obtenidos en esta condición de operación se resumen en las tablas 4, 5 y 6.

Condición manteniendo pérdidas totales (ΣP) e individuales con el desequilibrio (P_{perind}) en fase 0° y 90°

Considerando que las *pérdidas totales* en los devanados del generador, en la condición de desequilibrio aceptada por el estándar Std.-IEEE-C50-12, se mantengan en una condición de operación con menor carga en la fase 0° y 90° . Por otra parte se consideró que las pérdidas individuales en cada devanado del generador no exceden las pérdidas calculadas en la condición de desequilibrio, correspondiente a un 10% de corriente de secuencia negativa y a la especificación del fabricante de un 20%. Los resultados se mostraron en las tablas 4, 5 y 6.

Desequilibrio en el sistema de tracción (3:1) y (2:1)

En este caso se analizan los desequilibrios en el sistema de tracción con una fase consumiendo la tercera parte y el 50% de potencia que la otra. Al mismo tiempo se determina la máxima potencia que se puede suplir en esta condición de operación, sin exceder el límite establecido por la recomendación Std.-IEEE-C50-12 (IEEE, 2005), correspondiente a un 10% de corriente de secuencia negativa y a la especificación del fabricante de un 20%. En este caso se obtienen los resultados mostrados en las tablas 4, 5 y 6. En las tablas 4, 5 y 6 se resumen los resultados más importantes de las diferentes simulaciones realizadas con los desequilibrios en las fases 0° y 90° , respectivamente.

El estándar Std.-IEEE-C50-12 define en un 10% la corriente de secuencia negativa I_2 , que puede circular en el estator de los generadores sin violar los límites térmicos. Se observa tanto en la tabla 4 como en la 5, que en la condición donde no se exceden las pérdidas por devanado rotórico, la corriente de secuencia negativa coincide con este criterio. En esta condición de operación solamente se puede obtener un 19.30% (1.55/8.033) de la potencia aparente nominal.

Manteniendo las pérdidas totales en el cobre, las pérdidas

en los devanados amortiguadores exceden 10 veces las pérdidas toleradas por el estándar. Los tiempos durante los cuales es posible mantener esta condición de operación, dependen del modelo térmico de los generadores, del sistema de refrigeración y del aislamiento de los devanados. Otra posibilidad consiste en utilizar la característica de protección de corriente de secuencia negativa versus tiempo que debe suministrar el fabricante, debido a que la corriente de secuencia negativa se refleja como pérdidas en los devanados amortiguadores.

Tabla 4. Resumen de resultados de las simulaciones realizadas con desequilibrio en la fase 90°.

	base	norma	máximo	ΣP	P_{perind}	armónicas
(k_1, k_2)	(2,2)	(1.84,2.25)	(1.95,20)	(3,20)	(7,20)	(2.9,2.9)
P_e	2.9806	2.9290	1.8545	1.1424	0.5779	1.8652
I_1	0.9954	0.9810	0.5882	0.3814	0.1925	0.6233
I_2	0.0074	0.0925	0.4839	0.2818	0.0926	0.0717
F_p	1.0000	0.9999	0.9888	0.9977	0.9998	1.0000
P_a	0.00483	0.00530	0.00426	0.00163	0.00031	0.00211
P_b	0.00479	0.00490	0.00408	0.00158	0.00030	0.00153
P_c	0.00472	0.00383	0.00006	0.00005	0.00005	0.00222
P_f	0.00547	0.00536	0.00380	0.00277	0.00242	0.00346
P_{ad}	0.00	0.00075	0.01831	0.00609	0.00064	0.00047
P_{aq}	0.00	0.00080	0.02056	0.00705	0.00076	0.00120
P_{Cu}	0.01978	0.02095	0.05105	0.01916	0.00448	0.01097
P_T (MW)	7.98	7.84	4.46	3.06	1.55	4.95

Tabla 5. Resumen de resultados de las simulaciones realizadas con desequilibrio en la fase 0°.

	base	norma	máximo	ΣP	3 : 1	2 : 1	P_{perind}
(k_1, k_2)	(2,2)	(2.25,1.84)	(20,1.95)	(20,3)	(20.1,6.7)	(9.8,4.9)	(20,7)
P_e	2.9806	2.9290	1.8592	1.1464	0.5961	0.9149	0.5781
I_1	0.9954	0.9810	0.5889	0.3820	0.1985	0.3051	0.1925
I_2	0.0074	0.0925	0.4847	0.2827	0.0992	0.1006	0.0927
f_p	1.0000	0.9999	0.9892	0.9970	0.9996	0.9999	0.9999
P_a	0.00483	0.00530	0.00135	0.00054	0.00014	0.00034	0.00013
P_b	0.00479	0.00490	0.00152	0.00060	0.00015	0.00036	0.00014
P_c	0.00472	0.00383	0.00556	0.00213	0.00043	0.00079	0.00039
P_f	0.00547	0.00536	0.00380	0.00278	0.00243	0.00259	0.00242
P_{ad}	0.00	0.00075	0.01831	0.00610	0.00074	0.00077	0.00064
P_{aq}	0.00	0.00080	0.02058	0.00704	0.00087	0.00093	0.00076
P_{Cu}	0.01978	0.02095	0.05111	0.01918	0.00475	0.00579	0.00448
P_T (MW)	7.98	7.84	4.98	3.07	1.5963	2.4500	1.55

Tabla 6. Resumen de resultados de las simulaciones realizadas con desequilibrios permitiendo 20% de corriente de secuencia negativa.

	base	fabricante	máxima	3 : 1	2 : 1
(k_1, k_2)	(2,2)	(1.83,3)	(20,4)	(10,3.35)	(4.96,2.48)
P_e	2.9806	2.5540	0.9023	1.1901	1.7988
I_1	0.9954	0.8633	0.2999	0.3968	0.6012
I_2	0.0074	0.2015	0.2009	0.1985	0.2013
f_p	1.0000	0.9998	0.9986	0.9994	0.9998
P_a	0.00483	0.00486	0.00032	0.00053	0.00126
P_b	0.00479	0.00439	0.00035	0.00060	0.00145
P_c	0.00472	0.00213	0.00121	0.00170	0.00310
P_f	0.00547	0.00459	0.00259	0.00279	0.00340
P_{ad}	0.00	0.00341	0.00299	0.00297	0.00303
P_{aq}	0.00	0.00364	0.00355	0.00351	0.00357
P_{Cu}	0.01978	0.02303	0.01101	0.01211	0.01581
P_T (MW)	7.98	6.84	2.42	3.19	4.82

La condición de desequilibrio máximo para ambas fases resulta intolerable debido a que las pérdidas en los devanados amortiguadores se incrementan hasta en 30 veces sus límites máximos recomendados.

Para las condiciones operativas máximas recomendadas por el estándar (IEEE, 2005) con carga 3:1 y 2:1 se obtienen límites por generador de 1.60 y 2,45 MW, respectivamente. Estas potencias son superiores a las obtenibles con desbalance total.

Tal como se resume en la tabla 6, si el diseño de los generadores sincrónicos tolera una corriente de secuencia negativa I_2 de hasta un 20% de la corriente nominal, el máximo desequilibrio permitiría operar la planta a un 30.12% (2.42/8.033) de la potencia base de los generadores. Cuando el desequilibrio se limita a la proporción 3:1 ó 2:1, se alcanzan potencias de 39.70% (3.19/8.033) y 60.00% (4.82/8.033), respectivamente.

Modelación en régimen permanente con armónicas

En la tabla 1 se muestra el contenido armónico simulado en las condiciones de tracción y frenado de los trenes, en el secundario del transformador Scott, suministrado por el fabricante del material rodante (Toshiba, 2004). La armónica de mayor importancia es la tercera, cuya amplitud alcanza el 10% de la fundamental, en ambas condiciones de operación. Para utilizar el mismo método de simulación aplicado al análisis del desequilibrio, se ha modulado en el tiempo el valor de los coeficientes k_1 y k_2 para producir el contenido

armónico de la corriente que los trenes inyectan al transformador.

Como los coeficientes k_1 y k_2 son equivalentes a resistencias variables en el tiempo, para determinar su modulación temporal se divide la tensión instantánea deseada entre la corriente instantánea con el contenido armónico indicado por el fabricante (Sy-Ruen & Bing-Nan, 2002):

$$k_i(t) = v_i(t)/i_i(t), \quad \forall i = \{1, 2\} \quad (22)$$

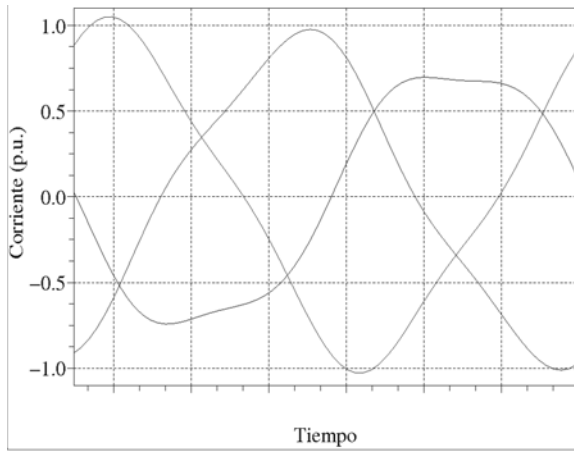
donde:

$$v_i(t) = \sqrt{2} V_i \cos(\omega t)$$

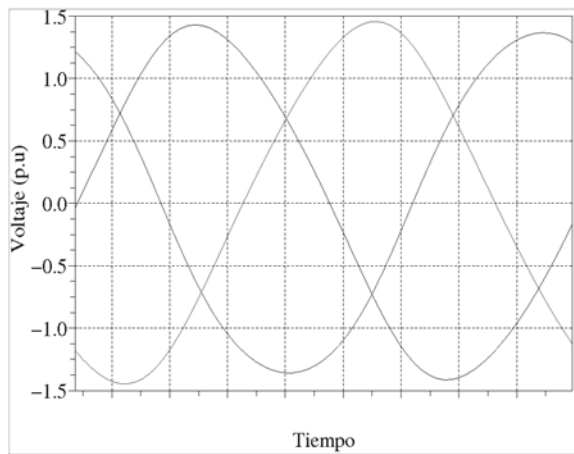
$$i_i(t) = \sqrt{2} \sum_{n=1}^N I_{in} \cos(n \omega t)$$

Las indeterminaciones existentes en los cruces por cero de la corriente se resuelven numéricamente calculando el límite de los valores de k_i en estas condiciones.

En condiciones equilibradas de operación del transformador Scott, en presencia de los contenidos armónicos de corriente indicados por el fabricante, las diferentes armónicas se desfasan en forma diferente al circular por el transformador Scott. En la figura 6 se presentan las formas de onda de las tensiones y las corrientes en bornes de la máquina sincrónica, donde se aprecia el contenido armónico y el desequilibrio introducido por el transformador Scott al circular las corrientes armónicas.



(a) Corriente



(b) Tensión

Figura 6. Corrientes y tensiones en bornes de la máquina cuando se inyecta un 10 % de corriente de tercera armónica.

En la tabla 4, se presenta en la última columna el resumen de los datos más relevantes del estudio armónico con cargas equilibradas. El estudio armónico permite evidenciar que la circulación de corrientes de tercera armónica en el secundario de los transformadores Scott, se reflejan en el primario como corrientes de secuencia negativa de valores aproximados al 7%, el cual se encuentra dentro del rango recomendado por el estándar IEEE (2005), en condiciones de carga equilibrada.

Operación interconectada de la planta

Caso base: Operación equilibrada (base)

En la tabla 7 se presentan los resultados principales de la interconexión entre una máquina sincrónica acoplada al sistema de potencia durante una operación equilibrada. Cada uno de los ocho generadores son accionados a la potencia nominal de la turbina 5.4 MW ($8 \times 5.4 = 43.2$ MW). La potencia base del estudio es 8×8.033 MVA.

Condición de máximo desequilibrio (máximo)

El máximo desequilibrio consiste en operar el sistema interconectado con una de las fases del sistema bifásico prácticamente sin carga, mientras que por la otra fase se consume la corriente nominal. Se mantiene una pequeña corriente para considerar el efecto de la carga de servicios auxiliares de la planta o cualquier carga mínima existente. Los resultados obtenidos en esta condición de operación se resumen en la tabla 7. En la figura 7 se muestran las corrientes de la fase (a) en el punto de interconexión entre la planta de generación y el sistema eléctrico de potencia, inmediatamente antes y después de producirse el máximo desequilibrio.

Tabla 7. Resumen de resultados de las simulaciones realizadas con desequilibrio en la fase 0° .

	base	máximo	3:1	armónicas
(k_1, k_2)	(2.96, 2.96)	(20, 2.96)	(8.9, 2.96)	(2.96, 2.96)
P_e	2,0233	2,0230	2,0230	2,0233
I_1	0,6772	0,6769	0,6770	0,6772
I_2	$8,0 \times 10^{-8}$	0,0264	0,0207	0,0092
fp	0,9966	0,9971	0,9968	0,9967
P_a	0,00220	0,00211	0,00212	0,00225
P_b	0,00220	0,00214	0,00215	0,00222
P_c	0,00220	0,00238	0,00234	0,00215
P_f	0,00373	0,00375	0,00374	0,00373
P_{ad}	0,00	0,00007	0,00004	$5,8 \times 10^{-6}$
P_{aq}	0,00	0,00005	0,00004	$1,82 \times 10^{-5}$
P_{Cu}	0,01035	0,01049	0,01043	0,01038
P_T (MW)	43,34	43,33	43,33	43,34
P_{CADAPE}	-0,1293	-0,1293	-0,1293	-0,1293
I_1	0,0555	0,2936	0,2328	0,0886
I_2	$2,35 \times 10^{-7}$	0,2603	0,2037	0,0583

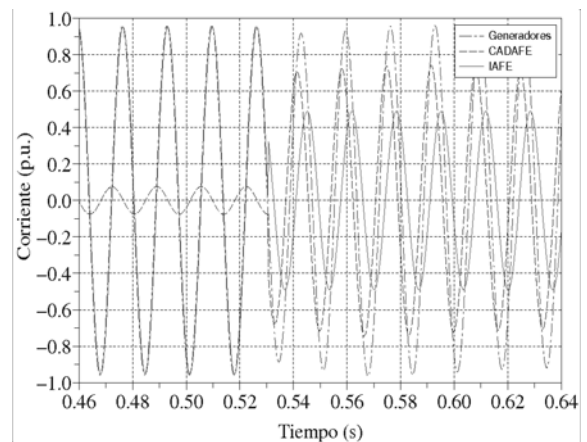


Figura 7. Corrientes instantáneas en la fase (a) con el máximo desequilibrio.

Condición de desequilibrio 3:1

En la tabla 7, se presentan los resultados de una condición típica de carga donde una fase está a un tercio de carga de la otra, manteniendo el enlace con el sistema de potencia. En la figura 8 se muestran las corrientes de la fase (a) en el punto de interconexión entre la planta de generación y el sistema eléctrico de potencia, inmediatamente antes y después de producirse el desequilibrio 3:1.

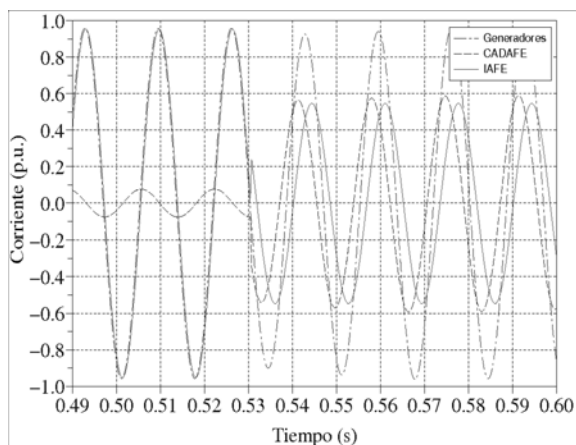


Figura 8. Corrientes instantáneas en la fase (a) con el desequilibrio (3:1).

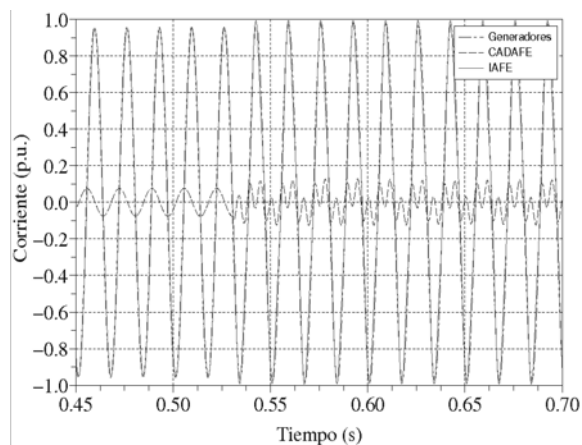
Estudio armónico en el punto nominal (armónicas)

En la tabla 7 se presentan los resultados obtenidos al realizar el estudio armónico en condiciones equilibradas de operación, interconectados con el sistema de potencia, consumiendo 10% de componente de tercera armónica en el secundario del transformador Scott.

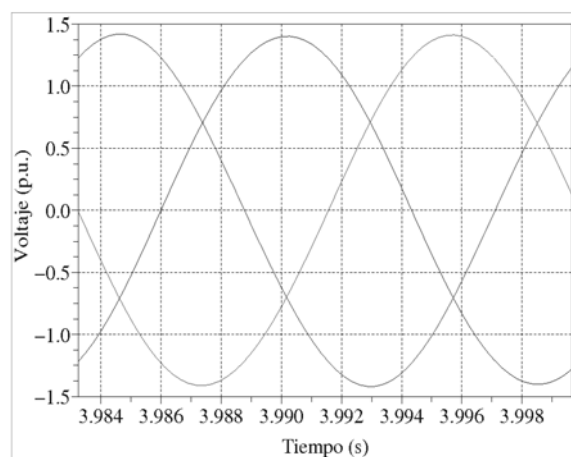
En la figura 9 se presentan las formas de onda de las tensiones en la barra de interconexión con sistema de potencia y las corrientes en la fase (a) para la planta de generación, CADAPE y hacia el transformador Scott.

En la tabla 7, se resumen los resultados más importantes de las diferentes simulaciones realizadas con los desequilibrios en la fase 0° para el caso de operación interconectada con el sistema de potencia. También se presenta en la última columna los datos más relevantes del estudio armónico con cargas equilibradas.

La interconexión con el sistema de potencia absorbe los desequilibrios y las armónicas producidos por la operación del sistema de tracción y permite operar los generadores a sus niveles de máxima capacidad sin problemas operativos, cumpliendo las recomendaciones establecidas por el estándar (IEEE, 2005).



(a) Corrientes fase



(b) Tensión barra de interconexión

Figura 9. Tensiones y corrientes en la barra de interconexión cuando se inyecta un 10 % de corriente de tercera armónica.

ANÁLISIS DE LOS RESULTADOS

La condición más conservadora en los desequilibrios en condición de operación aislada obliga a mantener la carga limitada al 19.30% de la potencia de los generadores para evitar que la corriente de secuencia negativa supere el 10% de la corriente nominal. Cuando el desequilibrio operativo no supera la razón 3:1, la planta es capaz de suministrar el 19.87% de la potencia activa nominal de la planta de generación. Si el desequilibrio se mantiene en la relación 2:1 esta carga puede incrementarse hasta 30.38%.

Si los fabricantes de los generadores sincrónicos certifican un límite de corrientes de secuencia negativa de 20% del valor nominal, el máximo desequilibrio permitiría operar la planta a un 30.25% de la potencia base de los generadores. Cuando el desequilibrio se limita a la proporción 3:1 ó 2:1, se alcanzan potencias de 39.7% y 60.00%, respectivamente. En estas condiciones de diseño, los generadores pueden

aportar un 50% adicional de potencia a los límites establecidos por las recomendaciones internacionales operando en régimen permanente con estos tipos de desequilibrio.

Las corrientes de tercera armónica inyectadas por los convertidores del material rodante, se traducen en el primario del transformador Scott en desequilibrios de las corrientes del estator, que producen efectos similares al desbalance en la operación del sistema y pueden alcanzar valores de corriente de secuencia negativa cercanos al 7% con inyecciones del 10% de tercera armónica.

De los estudios realizados se observa la conveniencia de utilizar la planta de generación interconectada con el sistema eléctrico de potencia. La operación aislada de esta planta se recomienda solamente en casos de emergencia ante la indisponibilidad del sistema interconectado, respetando las recomendaciones internacionales que limitan las corrientes de secuencia negativa en los generadores a valores inferiores al 10% de su valor nominal. Esto se puede alcanzar limitando la carga del sistema de tracción durante la operación en emergencia en cada una de sus fases.

CONCLUSIONES

Cuando las corrientes de secuencia negativa no superan el 10% de la corriente nominal del generador y ninguna fase excede el 105% de este valor, es posible mantener la operación en régimen permanente sin exceder los límites térmicos.

El estudio detallado de los generadores y sus cargas determina límites operativos en las máximas cargas posibles en condiciones desequilibradas considerando los criterios establecidos en los estándares internacionales.

A medida que se incrementa el desequilibrio en la carga, es necesario reducir los niveles de potencia en el sistema de tracción a fin de mantener las pérdidas en los devanados amortiguadores dentro de los límites permisibles por las recomendaciones internacionales.

Los diferentes desequilibrios en las fases del secundario del transformador Scott tienen un comportamiento similar desde el punto de vista de los devanados retóricos.

La condición del desequilibrio más exigente no es coincidente con la circulación armónica máxima de las corrientes, este efecto incrementa las sollicitaciones térmicas del generador, reduciendo aun más su capacidad de operar bajo desequilibrios. Para mitigar este fenómeno se deben utilizar filtros activos o pasivos en el secundario o primario

del transformador Scott o mejorar los sistemas de control electrónico de potencia en el material rodante.

De las simulaciones obtenidas para la operación interconectada del sistema eléctrico se observa la reducción significativa de las corrientes de secuencia negativa en los generadores y la consecuente disminución a límites tolerables de las pérdidas en los devanados amortiguadores. En esta condición, la planta de generación entrega la potencia al sistema de tracción, mientras que los desequilibrios y las armónicas son absorbidos por el sistema de potencia. En las bases de potencia del sistema eléctrico, los desequilibrios y armónicas absorbidos son inferiores al 0.04% en la base de su potencia de cortocircuito, lo cual no representa impacto apreciable en este sistema.

Los tiempos durante los cuales se pueden exceder los límites señalados en las recomendaciones internacionales deben ser especificados con precisión por el fabricante de los generadores sincrónicos, indicando la curva de I_2 con respecto al tiempo tolerable por el convertidor electromecánico.

REFERENCIAS

- IEEE. (1992). Standard of recommended practice for excitation system models for power system stability studies (IEEE-Std.-421.5-1992).
- ETAP. (2001). *ETAP Power Station 4.0 - User Guide - Vol. II*. ETAP, Southern California.
- IEEE. (2005). IEEE Standard for salient-pole 50 Hz and 60 Hz synchronous generators and generator /motors for hydraulic turbine applications rated 5 MVA and above (IEEE-Std.-C50.12-2005).
- ALLER, J.M. (2008). *Máquinas Eléctricas Rotativas: Introducción a la Teoría General*. Editorial Equinoccio. Universidad Simón Bolívar.
- ALLER, J.M. & BUENO, A. (2000). Space vectors and field oriented model of the induction machine using matrix formulation. *Revista de la Facultad de Ingeniería de la UCV*, 15(1):47—55.
- ALLER, J.M., BUENO, A., & PAGÁ, T. (2002). Power system analysis using space vector transformation. *IEEE Transaction on Power System*, 17(4):957—965.
- ANDERSON, P. (1973). *Analysis of Faulted Power Systems*. The Iowa State University Press.

- BIN-KWIE, C. & BING-SONG, G. (1996). Three phase models of specially connected transformers. *IEEE Transaction on Power Delivery*, 11(1):323—330.
- KUNDUR, P. (1994). *Power System Stability and Control*. McGraw-Hill.
- NEIDHOEFER, G.J. & SUBBARAO, V.S. (1988). Determination of negative-sequence resistance of turbo-generators from rated-frequency standstill tests. *IEEE Transactions on Energy Conversion*, 3(1):132—139.
- OTTELIN, T. (2006). ABB Oy / Machines - Technical Specifications. Technical Report 5247TO101, ABB.
- SY-RUEN, H. & BING-NAN, C. (2002). Harmonic study of the le blanc transformer for Taiwan railway's electrification system. *IEEE Transaction on Power Delivery*, 17 (2):495—499.
- TOSHIBA (2004). *Simulación de armónica alta*. Technical Report DPU-C91-D04, Toshiba.
- WHITE, D.C. & WOODSON, H.H. (1959). *Electromechanical Energy Conversion*. John Wiley, New York.