



Diagnóstico de Fallas en Inversores Interconectados con la Red Mediante el Análisis de Componentes Simétricas

J. Ángel Pecina-Sánchez*, Daniel U. Campos-Delgado*, Cristian H. De Angelo***, Diego R. Espinoza-Trejo**, Andrés A. Valdez-Fernández*

- * Facultad de Ciencias, UASLP, S.L.P., México (e-mail: angel.pecina@alumnos.uaslp.edu.mx, ducd@fciencias.uaslp.mx, avaldez@fc.uaslp.mx)
- ** COARA, UASLP, México (e-mail: drespinozat@ieee.org)
- *** Universidad Nacional de Río Cuarto, Argentina (e-mail: cdeangelo@ieee.org)

Resumen: El presente trabajo aborda la problemática del diagnóstico de fallas en inversores multinivel de diodo enclavado para sistemas de generación distribuida interconectados a la red. El esquema de diagnóstico propuesto emplea únicamente las mediciones de las corrientes de línea para la generación de residuos. Primero, se presenta la topología de inversor NPC considerando las distintas fallas que pueden presentarse y sus consecuencias. Posteriormente, se exponen los enfoques para la generación de residuos donde a partir de la información proporcionada por el vector de Clarke, y la componente de secuencia negativa de las corrientes de línea, 18 escenarios de falla pueden ser plenamente identificados. Además, la metodología propuesta provee robustez al sistema de diagnóstico ante cambios en el punto de operación del sistema, presencia de ruido en las mediciones, e independencia de la configuración de control. Finalmente, el esquema de diagnóstico propuesto es evaluado mediante la simulación del inversor interconectado a la red, bajo condiciones de falla de interruptor abierto, y considerando una configuración de control en lazo cerrado.

Palabras clave: Diagnóstico de fallas, inversores NPC, reconocimiento de patrones.

1. INTRODUCCIÓN

En los últimos años, el papel en el escenario global de la energía procedente de fuentes renovables ha trascendido debido a la configuración del nuevo paradigma energético. En este contexto, las tecnologías asociadas al uso de fuentes alternas de energía tienden hacia la implementación de sistemas de generación distribuidos (SGD) e interconectados con la red de suministro eléctrico, (Spagnuolo et al., 2010). En esta aplicación, el convertidor de potencia CD/CA (mejor conocido como inversor) es crucial en la operación del sistema. Dentro de las diferentes configuraciones de inversores que han sido reportadas en la literatura, las topologías multinivel son de gran interés en sistemas de generación de mediana y alta potencia dada la baja distorsión armónica que presentan en el voltaje de salida, reduciendo así los requerimientos de filtrado y la dimensión del hardware de la unidad de potencia, (Kouro et al., 2015). Una de las topologías más popular y utilizada ampliamente en diferentes aplicaciones industriales es el inversor multinivel (IM) de diodo enclavado (NPC, del inglés Neutral Point Clamped), (Kouro et al., 2010). En este contexto, varias investigaciones clasifican al inversor como uno de los componentes que presenta un alto porcentaje de incidencia de falla, siendo los dispositivos semiconductores de potencia y capacitores los componentes más

frágiles, (Wang et al., 2013), (Wu et al., 2013). De manera particular, las fallas en los interruptores de potencia del inversor se clasifican como fallas de circuito abierto (FCA) y fallas de cortocircuito. La ocurrencia de una falla de cortocircuito detendría la operación del sistema, mientras que en una FCA el inversor puede seguir operando pero con un deterioro en su desempeño. Siguiendo este ámbito, recientemente en la literatura se han reportado diferentes metodologías para el diagnóstico de FCA en los interruptores de potencia del inversor. Choi et al. (2012) reportaron una metodología basada en el análisis de la trayectoria del vector de corriente empleando la transformación de Clarke, mientras que Santos et al. (2014) presentaron una estrategia para el diagnóstico de FCA en inversores NPC donde se generan residuos a partir de los valores medios de las corrientes de línea, para posteriormente construir el vector de Park a partir de estos valores. Por otro lado, Rodriguez et al. (2015) proponen implementar circuitos analógicos y digitales dentro del driver del IGBT para llevar a cabo la detección de fallas en los interruptores. Mientras tanto, Jlassi et al. (2015) proponen un algoritmo de detección y aislamiento (FDI, por sus siglas en inglés) para el diagnóstico de FCA múltiples en convertidores back-to-back para SGD eólicos, donde en un principio fueron empleados observadores Luenberger para estimar la dinámica de las corrientes de línea, para posteriormen-





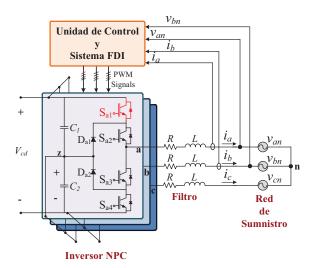


Fig. 1. Inversor NPC interconectado a la red eléctrica.

te generar factores de forma a partir de las corrientes estimadas y las medidas. Por otra parte, Caseiro et al. (2015) introdujeron un esquema FDI para el diagnóstico de fallas en rectificadores NPC basado en el comportamiento de las corrientes de línea y los voltajes del convertidor, donde a partir de estas mediciones se generan los residuos para el diagnóstico de FCA. Como se puede constatar en la revisión de las propuestas FDI que se han reportado recientemente en la literatura, aún se siguen proponiendo metodologías basadas en las mediciones de las corrientes de línea ya que esta idea resulta muy práctica y con baja complejidad. Siguiendo esta filosofía la aportación de este trabajo consiste en plantear un esquema FDI basado en el procesamiento de las corrientes de línea empleando la transformación de Clarke, y la información de la componente de secuencia negativa. La metodología propuesta será capaz de evaluar FCA sencillas y simultáneas en el inversor NPC, y considerando una configuración de control en lazo cerrado del sistema.

2. TOPOLOGÍA DEL INVERSOR NPC

En la Fig. 1 se muestra el circuito de potencia para un inversor trifásico NPC de tres niveles interconectado con la red eléctrica (Nabae et al., 2015). Notar que para el circuito de la Fig. 1 se considera un sistema trifásico de tres hilos, sin conductor entre el neutro de red y el punto z del inversor. ¹

Como se señaló anteriormente, los tipos de falla que se presentan en los Transistores Bipolares de Compuerta Aislada (IGBT, por sus siglas en inglés) se clasifican en fallas de cortocircuito y fallas de circuito abierto, (Wu et al., 2013). En este contexto, ya se han reportado investigaciones que abordan los mecanismos bajo los cuales ocurren estos dos tipos de falla, (Oh et al., 2015), (Wu et al., 2013). De manera particular, los mecanismos de falla de circuito abierto en el IGBT generalmente están relacionados con los hilos de conexión internos del módulo, ausencia de la señal de compuerta debido a factores externos (desconexión ocasionada por vibraciones mecánicas, por ejemplo), o falla en el circuito impulsor del IGBT. Siguiendo en este ámbito, al ocurrir alguna condición de FCA en el inversor, el efecto de ésta se verá directamente reflejado en las variables eléctricas del sistema, presentándose una característica muy específica en las corrientes que son inyectadas hacia la red, ya que éstas presentarán perfiles de CD positivos o negativos, lo anterior dependiendo del interruptor o interruptores dañados. Como consecuencia, la incidencia de FCA en el inversor interconectado a la red trae como resultado la invección de componentes de CD al suministro eléctrico, lo que conduce a la saturación de transformadores y elementos inductivos enlazados al anillo de distribución. Por lo tanto, una estrategia FDI capaz de identificar una FCA en el inversor de forma rápida y precisa, será crucial para no comprometer la estabilidad de la red de suministro eléctrico.

3. GENERACIÓN DE RESIDUOS MEDIANTE EL PROCESAMIENTO DE DATOS

3.1 Vector de Clarke del valor medio de las corrientes

La estrategia FDI que se describe a continuación emplea los residuos generados a partir del procesamiento de las mediciones de corrientes de línea, mediante la información que proporcionan las fases del vector de Clarke, y de la componente de secuencia negativa. Como primer paso en esta metodología, considerar la siguiente transformación de coordenadas para las corrientes de línea:

$$\mathbf{i}_{\alpha\beta} = \begin{bmatrix} i_{\alpha} \\ i_{\beta} \end{bmatrix} = \frac{2}{3} \begin{bmatrix} 1 & -\frac{1}{2} & -\frac{1}{2} \\ 0 & \frac{\sqrt{3}}{2} & -\frac{\sqrt{3}}{2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{a} \\ i_{b} \\ i_{c} \end{bmatrix} = \mathbf{T} \, \mathbf{i}_{abc} \,, \qquad (1)$$

donde T representa la matriz de transformación de Clarke. De esta manera, las mediciones de corrientes de línea (i_a, i_b, i_c) se mapean al plano bifásico $\alpha\beta$. Enseguida, las corrientes (i_{α}, i_{β}) son normalizadas con el fin de obtener una variable de diagnóstico independiente del punto de operación del sistema de potencia:

$$I_m(k) = \frac{i_m(k)}{\|\mathbf{i}_{\alpha\beta}(k)\|} \qquad m \in \{\alpha, \beta\}$$
 (2)

donde $(i_{\alpha}(k), i_{\beta}(k))$ representan las muestras de corrientes de línea recopiladas, y $\|\cdot\|$ denota la norma euclideana del vector de corriente $\mathbf{i}_{\alpha\beta}(k)$ en la muestra k. Finalmente, a partir de (2) se calcula el valor medio de cada componente del vector de corrientes normalizadas $\mathbf{I}_{\alpha\beta}(k) =$ $\left[I_{\alpha}(k)\;I_{\beta}(k)\right]^{\top}$ sobre una ventana de tiempo deslizante de un periodo fundamental

$$\bar{I}_m(k) = \frac{1}{N} \sum_{l=k-N+1}^{k} I_m(l) \qquad m \in \{\alpha, \beta\}$$
 (3)

$$\bar{\mathbf{I}}_{\alpha\beta}(k) = \bar{I}_{\alpha}(k) + j\bar{I}_{\beta}(k) = ||\bar{\mathbf{I}}_{\alpha\beta}(k)|| \angle \bar{\theta}_{\alpha\beta}(k)$$
 (4)

$$\bar{\mathbf{I}}_{\alpha\beta}(k) = \bar{I}_{\alpha}(k) + j\bar{I}_{\beta}(k) = \|\bar{\mathbf{I}}_{\alpha\beta}(k)\| \angle \bar{\theta}_{\alpha\beta}(k) \qquad (4)$$

$$\|\bar{\mathbf{I}}_{\alpha\beta}(k)\| = \sqrt{\bar{I}_{\alpha}(k)^2 + \bar{I}_{\beta}(k)^2}$$

$$\bar{\theta}_{\alpha\beta}(k) = \tan^{-1} \frac{\bar{I}_{\beta}(k)}{\bar{I}_{\alpha}(k)} \tag{6}$$

donde N representa el número de muestras por periodo fundamental de los voltajes de red, y $j = \sqrt{-1}$ la unidad

 $^{^{1}\,}$ Al considerar las leyes de Kirchhoff, la condición de equilibrio para las corrientes de línea se establece como $i_a+i_b+i_c=0$, lo que también acarrea una relación redundante donde a partir de la medición de dos corrientes de línea se puede calcular la tercera restante, e.g., $i_c = -i_a - i_b$; ídem para los voltajes de red.



imaginaria. Así, considerando las relaciones anteriores, para un sistema con ausencia de falla los valores medio de las corrientes de línea serán prácticamente cero, por lo que la magnitud del vector de Clarke también presentará este valor. Por otro lado, al ocurrir una falla la magnitud del vector de Clarke $\|\bar{\mathbf{I}}_{\alpha\beta}(k)\|$ será diferente de cero dada la asimetría que se induce en la trayectoria de las corientes de línea, mientras que la fase $\theta_{\alpha\beta}(k)$ presentará un valor específico dependiendo en que interruptor ocurra la falla (Campos-Delgado et al., 2013).

3.2 Análisis de componentes simétricas

Una de las herramientas de análisis comúnmente empleadas para tratar con sistemas polifásicos desbalanceados es el método de componentes simétricas propuesto por Fortescue (1918). El punto clave de usar el análisis de componente simétricas para el diagnóstico de FCA en convertidores de potencia, es el hecho de que los sistemas trifásicos balanceados con secuencia positiva $(a \to b \to c)$ no presentan componentes de secuencia cero o negativa, por lo que al presentarse una asimetría en las corrientes de línea, ésta se verá directamente reflejada en la magnitud y fase de la secuencia negativa, (Grainger y Stevenson, 1996).

Siguiendo esta filosofía, y de acuerdo a lo expuesto por De Angelo et al. (2009), para este trabajo se propone sintetizar las componentes simétricas de las corrientes de línea empleando un marco de referencia el cual gira en sincronía con la frecuencia de excitación del sistema, de tal manera que se derive un algoritmo más robusto ante variaciones en frecuencia y operación en lazo cerrado del sistema automatizado; ésto se logra empleando la transformación de Park en un marco de referencia sincrónico, (De Angelo et al., 2009), (Jeong et al., 2013). Para esto, considerar un vector espacial $\mathbf{x}_{abc} \in \mathbb{R}^3$ del plano trifásico abc, el cual es proyectado a un plano bifásico dq. El nuevo vector espacial $\mathbf{x}_{dq} = \left[x_d \; x_q\right]^{\top}$ se pueden obtener de manera algebraica mediante la siguiente transformación (Krause et al., 1987):

$$\mathbf{x}_{dq} = \begin{bmatrix} x_d \\ x_q \end{bmatrix} = \frac{2}{3} \begin{bmatrix} \sin(\psi) - \cos(\psi) \\ \cos(\psi) & \sin(\psi) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 1 - \frac{1}{2} & -\frac{1}{2} \\ 0 & \frac{\sqrt{3}}{2} & -\frac{\sqrt{3}}{2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_a \\ x_b \\ x_c \end{bmatrix}$$
$$= \mathbf{\Lambda} \mathbf{T} \ \mathbf{x}_{abc} = \mathbf{\Lambda} \ \mathbf{x}_{\alpha\beta} \ , \tag{7}$$

donde $\psi = \omega t$, y ω denota la velocidad angular de sincronía, Λ es una matriz de rotación, y \mathbf{T} es la matriz de tranformación de Clarke definida en (1). Notar que para el marco de referencia establecido en (7), y considerando un sistema trifásico simétrico y equilibrado donde i_a $I_p \operatorname{sen}(\omega t), i_b = I_p \operatorname{sen}(\omega t - 2\pi/3), i_c = I_p \operatorname{sen}(\omega t + 2\pi/3),$ donde I_p representa el valor pico de las corrientes de línea, las componentes dq del vector de corriente tendrán valores $i_d = I_p$ e $i_q = 0$. Ahora, de manera similar a lo expuesto por De Angelo et al. (2009), asumir que las corrientes de línea están compuestas únicamente por su componente fundamental, por lo que considerando lo anterior se pueden definir las secuencias positiva y negativa del vector de corriente \mathbf{i}_{abc} :

$$\mathbf{i}_{abc}^{(+)} \triangleq \begin{bmatrix} i_a \ i_b \ i_c \end{bmatrix}^{\top} \quad \mathbf{i}_{abc}^{(-)} \triangleq \begin{bmatrix} i_a \ i_c \ i_b \end{bmatrix}^{\top}. \tag{8}$$

Así, a partir de las definiciones anteriores para las corrientes de línea del sistema trifásico, se da una descripción más general para el vector de corriente en un marco de referencia dq síncrono que se podría representar por:

$$\mathbf{i}_{dq} = \mathbf{i}_{dq}^{(+)} + \mathbf{i}_{dq}^{(-)}.\tag{9}$$

 $\mathbf{i}_{dq} = \mathbf{i}_{dq}^{(+)} + \mathbf{i}_{dq}^{(-)}. \tag{9}$ donde $\mathbf{i}_{dq}^{(+)} = [i_d^{(+)} \ i_q^{(+)}]^\top$ e $\mathbf{i}_{dq}^{(-)} = [i_d^{(-)} \ i_q^{(-)}]^\top$ son las componentes positiva y negativa del vector de corriente \mathbf{i}_{dq} . Enseguida, con el fin de proveer una idea más clara del comportamiento de las componentes de secuencia positiva y negativa en el referencial dq sincrónico, considerar las definiciones dadas en (8), (9), y los siguientes escenarios. Primero, asumir que el marco de referencia dq gira con una secuencia positiva (es decir, $\psi = \omega t$), de manera que al aplicar la transformación dq definida en (7) a los vectores de secuencia definidos en (8) se tiene como resultado que:

$$\mathbf{i}_{dq}^{(+)} + \mathbf{i}_{dq}^{(-)} = \mathbf{\Lambda} \mathbf{T} \, \mathbf{i}_{abc}^{(+)} + \mathbf{\Lambda} \mathbf{T} \, \mathbf{i}_{abc}^{(-)}$$

$$= I_p \begin{bmatrix} 1 \\ 0 \end{bmatrix} + I_p \begin{bmatrix} -\cos(2\omega t) \\ \sin(2\omega t) \end{bmatrix} = \mathbf{i}_{dq}.$$
(10)

Siguiendo el mismo procedimiento anterior, pero ahora considerando que el marco de referencia dq gira con una secuencia negativa (es decir, $\psi = -\omega t$), el vector de corriente \mathbf{i}_{dq} queda definido por:

$$\mathbf{i}_{dq}^{(+)} + \mathbf{i}_{dq}^{(-)} = \mathbf{\Lambda} \mathbf{T} \, \mathbf{i}_{abc}^{(+)} + \mathbf{\Lambda} \mathbf{T} \, \mathbf{i}_{abc}^{(-)}$$

$$= I_p \begin{bmatrix} \cos(2\omega t) \\ \sin(2\omega t) \end{bmatrix} + I_p \begin{bmatrix} -1 \\ 0 \end{bmatrix} = \mathbf{i}_{dq}.$$
(11)

De los resultados obtenidos en (10), se concluye que al aplicar la transformación de Park en un marco giratorio síncrono con secuencia positiva ($\psi = \omega t$), la componente de secuencia negativa del vector de corriente $\mathbf{i}_{da}^{(-)}$ aparece como armónicos al doble de la frecuencia de excitación ω del sistema, mientras que la componente de secuencia positiva del vector de corriente $\mathbf{i}_{dq}^{(+)}$ aparece como un valor de CD. Para los resultados obtenidos en (11), al aplicar la transformación de Park en un marco giratorio síncrono con secuencia negativa ($\psi = -\omega t$), se observó que la componente de secuencia negativa del vector de corriente $\mathbf{i}_{da}^{(-)}$ aparece como un valor de CD, mientras que la componente de secuencia positiva del vector de corriente $\mathbf{i}_{dq}^{(+)}$ en este caso aparece como armónicos al doble de la frecuencia de excitación ω . Por lo tanto, si se aplica un filtro pasabajas al vector de corriente \mathbf{i}_{dq} tanto en (10) como en (11), se pueden obtener de manera directa los valores en CD tanto de secuencia positiva $\mathbf{I}_{dq}^{(+)} = [I_d^{(+)} \ I_q^{(+)}]^{\top}$, como de secuencia negativa $\mathbf{I}_{dq}^{(-)} = [I_d^{(-)} \ I_q^{(-)}]^{\top}$ en el plano dq.

El diagrama a bloques para la síntesis de componentes de secuencia negativa $\mathbf{I}_{dq}^{(-)}$ del vector de corriente se muestra en la Fig. 2, donde el filtro pasabajas es de tipo

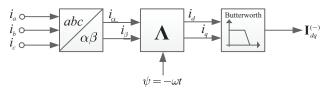


Fig. 2. Diagrama a bloques para la síntesis de componentes simétricas.





Tabla 1. Direcciones de los Perfiles de Falla Considerados en la Etapa de Aislamiento.

Clase de Falla	Interruptor Dañado	Ángulo de Fase $\bar{\theta}_{\alpha\beta}$	Ángulo de Fase $\theta_{dq}^{(-)}$
1	$(S_{a1} \text{ y/o } S_{a2})$	$150^{\circ} < \bar{\theta}_{\alpha\beta} < 210^{\circ}$	$-200^{\circ} < \theta_{dq}^{(-)} < -140^{\circ}$
2	$(S_{c3} \text{ y/o } S_{c4})$	$-150^{\circ} < \bar{\theta}_{\alpha\beta} < -90^{\circ}$	$40^{\circ} < \theta_{dq}^{(-)} < 100^{\circ}$
3	$(S_{b1} \text{ y/o } S_{b2})$	$-90^{\circ} < \bar{\theta}_{\alpha\beta} < -30^{\circ}$	$-80^{\circ} < \theta_{dq}^{(-)} < -20^{\circ}$
4	$(S_{a3} \text{ y/o } S_{a4})$	$-30^{\circ} < \bar{\theta}_{\alpha\beta} < 30^{\circ}$	$-200^{\circ} < \theta_{dq}^{(-)} < -140^{\circ}$
5	$(S_{c1} \text{ y/o } S_{c2})$	$30^{\circ} < \bar{\theta}_{\alpha\beta} < 90^{\circ}$	$40^{\circ} < \theta_{dq}^{(-)} < 100^{\circ}$
6	$(S_{b3} \text{ y/o } S_{b4})$	$90^{\circ} < \bar{\theta}_{\alpha\beta} < \!\! 150^{\circ}$	$-80^{\circ} < \theta_{dq}^{(-)} < -20^{\circ}$
7	$(S_{a1} \text{ y/o } S_{a2})\&(S_{b1} \text{ y/o } S_{b2})$	-150°< $\bar{\theta}_{\alpha\beta}$ <-90°	$-130^{\circ} < \theta_{dq}^{(-)} < -70^{\circ}$
8	$(S_{a1} \text{ y/o } S_{a2})\&(S_{b3} \text{ y/o } S_{b4})$	$120^{\circ} < \bar{\theta}_{\alpha\beta} < 180^{\circ}$	$-140^{\circ} < \theta_{dq}^{(-)} < -80^{\circ}$
9	$(S_{a1} \text{ y/o } S_{a2})\&(S_{c1} \text{ y/o } S_{c2})$	$90^{\circ} < \bar{\theta}_{\alpha\beta} < 150^{\circ}$	$110^{\circ} < \theta_{dq}^{(-)} < 170^{\circ}$
10	$(S_{a1} \text{ y/o } S_{a2})\&(S_{c3} \text{ y/o } S_{c4})$	$\text{-}180^{\circ} < \bar{\theta}_{\alpha\beta} < \text{-}120^{\circ}$	$100^{\circ} < \theta_{dq}^{(-)} < 160^{\circ}$
11	$(S_{c3} \text{ y/o } S_{c4})\&(S_{a3} \text{ y/o } S_{a4})$	$-90^{\circ} < \bar{\theta}_{\alpha\beta} < -30^{\circ}$	$110^{\circ} < \theta_{dq}^{(-)} < 170^{\circ}$
12	$(S_{c3} \text{ y/o } S_{c4}) & (S_{b1} \text{ y/o } S_{b2})$	$-120^{\circ} < \bar{\theta}_{\alpha\beta} < -60^{\circ}$	$-20^{\circ} < \theta_{dq}^{(-)} < 40^{\circ}$
13	$(S_{c3} \text{ y/o } S_{c4}) \& (S_{b3} \text{ y/o } S_{b4})$	-210°< $\bar{\theta}_{\alpha\beta}$ <-150°	$-10^{\circ} < \theta_{dq}^{(-)} < 50^{\circ}$
14	$(S_{b1} \text{ y/o } S_{b2})\&(S_{a3} \text{ y/o } S_{a4})$	$-60^{\circ} < \bar{\theta}_{\alpha\beta} < 0^{\circ}$	$-140^{\circ} < \theta_{dq}^{(-)} < -80^{\circ}$
15	$(S_{b1} \text{ y/o } S_{b2}) \& (S_{c1} \text{ y/o } S_{c2})$	$-30^{\circ} < \bar{\theta}_{\alpha\beta} < \!\! 30^{\circ}$	$-10^{\circ} < \theta_{dq}^{(-)} < 50^{\circ}$
16	$(S_{a3} \text{ y/o } S_{a4}) \& (S_{b3} \text{ y/o } S_{b4})$	$30^{\circ} < \bar{\theta}_{\alpha\beta} < 90^{\circ}$	$-130^{\circ} < \theta_{dq}^{(-)} < -70^{\circ}$
17	$(S_{a3} \text{ y/o } S_{a4})\&(S_{c1} \text{ y/o } S_{c2})$	$0^{\circ} < \bar{\theta}_{\alpha\beta} < \!\! 60^{\circ}$	$100^{\circ} < \theta_{dq}^{(-)} < 160^{\circ}$
18	$(S_{c1} \text{ y/o } S_{c2})\&(S_{b3} \text{ y/o } S_{b4})$	$60^{\circ} < \bar{\theta}_{\alpha\beta} < \! 110^{\circ}$	$-20^{\circ} < \theta_{dq}^{(-)} < 40^{\circ}$

Butterworth de 4to. orden, y se considera una frecuencia de corte de $\omega/3$, ya que el componente en frecuencia a remover se encuentra en 2ω . Finalmente, es importante señalar que para los objetivos de diagnóstico únicamente la componente de secuencia negativa del vector de corriente $\mathbf{I}_{dq}^{(-)}$ es la que aporta información útil al esquema FDI (Grainger y Stevenson, 1996), (De Angelo et al., 2009), ya que cualquier asimetría en las corrientes de línea debido a la FCA se verá reflejada en las componentes de CD $(I_d^{(-)}, I_q^{(-)})$. En consecuencia, para la etapa de aislamiento también se empleará la característica proporcionada por la fase de secuencia negativa, la cual, se calcula a partir de la siguiente expresión:

$$\theta_{dq}^{(-)} = \tan^{-1} \frac{I_q^{(-)}}{-I_d^{(-)}}.$$
 (12)

Notar que el ángulo de secuencia negativa $\theta_{dq}^{(-)}$ indicará la fase en la cual ocurre la FCA (ver Tabla 1). Por ejemplo, en la fase a, para las clases de falla 1 y 4 el ángulo de secuencia negativa $\theta_{dq}^{(-)}$ presenta valores característicos en el intervalo [-200°,-140°]; mientras que para fallas simultáneas en las fases a y b (clases de falla 7, 8, 14, y 16) se tienen valores en el intervalo [-140°,-70°]. Los valores que se muestran en la Tabla 1 fueron obtenidos mediante la simulación de los distintos escenarios de falla considerados en este trabajo. Sin embargo, estos valores característicos pueden ser obtenidos de manera analítica empleando las expresiones matemáticas para FCA reportadas en (Campos-Delgado et al., 2013), y empleando la metodología descrita en esta sección.

3.3 Esquema de detección y aislamiento de la falla

En caso de que ocurra una falla, la asimetría inducida en las corrientes de línea puede ser rápidamente detectada utilizando el vector de Clarke descrito en (4), ya que el efecto ocasionado en las corrientes de línea se verá directamente reflejado en la magnitud del vector de Clarke en (5), incrementando su valor al momento que se dispare

la falla. En consecuencia, el residuo para llevar a cabo el proceso de detección está dado por

$$r_s(k) = \|\bar{\mathbf{I}}_{\alpha\beta}(k)\| = \sqrt{\bar{I}_{\alpha}(k)^2 + \bar{I}_{\beta}(k)^2}.$$
 (13)

Además, se considera un umbral J_{TH} con el fin de tomar en cuenta el ruido incorporado en la medición de las señales. El valor del umbral J_{TH} se establece a partir del valor máximo que presenta el residuo $r_s(k)$ en un escenario libre de falla

$$J_{TH} = \max_{\text{no falla } \forall k} r_s(k). \tag{14}$$

Así, una falla es detectada si $r_s(k) > J_{TH}$. Para llevar a cabo el aislamiento de la FCA en el inversor NPC (ver Fig. 1), se propone llevar a cabo un caracterización direccional considerando la fase del vector de Clarke en (6) y la fase de secuencia negativa en (12) que se presentan en la Tabla 1. Notar que para el caso de las fallas sencillas, el proceso de aislamiento se puede realizar evaluando directamente el ángulo de fase $\bar{\theta}_{\alpha\beta}$. Sin embargo, al momento de evaluar fallas simultáneas este método se vuelve ambiguo ya que existen intervalos que se interceptan entre sí; no obstante, incorporando la información de la fase de secuencia negativa en (12) es posible evaluar también los distintos casos de fallas dobles en el inversor NPC empleando únicamente mediciones de las corrientes de línea, como se muestra en la Tabla 1. Además, debido a que el proceso de filtrado introduce un retardo en el cálculo de las componentes de secuencia negativa, se sugiere que para el comienzo del proceso de aislamiento se considere una ventana de tiempo de un periodo fundamental después de que se detecte la falla, lo anterior con el fin de permitir que los residuos considerados en esta etapa evolucionen hacia los valores esperados. Por otro lado, notar que con la metodología propuesta en este trabajo sólo es posible diagnosticar fallas por pares de interruptores superiores y/o inferiores de cada rama del inversor, lo anterior debido a que para los distintos escenarios de falla considerados en este trabajo, los patrones de la fase del vector de Clarke $\bar{\theta}_{\alpha\beta}$ y de la fase de secuencia negativa $\theta_{dq}^{(-)}$ serán los mismos independientemente del interruptor en el cual ocurra la falla. No obstante, es posible distinguir en que interruptor ocurre la





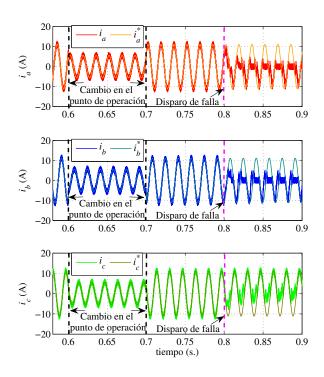


Fig. 3. Mediciones de las corrientes de línea para fallas simultáneas en los interruptores S_{a1} y S_{b1} .

falla si se analiza la trayectoria de las corrientes de línea durante los instantes de activación de los interruptores interiores S_{l2} y S_{l3} ($l \in \{a,b,c\}$), tal y como proponen Choi et al. (2012).

Finalmente, respecto a la metodología FDI propuesta es importante resaltar que el proceso de normalización propuesto en (2) provee al esquema FDI variables de diagnóstico independientes del punto de operación del sistema, añadiendo de esta manera en el proceso de detección robustez ante cambios en la magnitud de las corrientes de línea. Además, las fases del vector de Clarke y de la componente de secuencia negativa también resultan insensibles ante variaciones en amplitud, ya que la trayectoria del vector de corriente es la misma independientemente de la magnitud de las corrientes de línea. Por otro lado, al emplear un referencial sincrónico a la frecuencia fundamental de la red, el proceso para calcular los ángulos de fase $\theta_{\alpha\beta}$ y $\theta_{dq}^{(-)}$ resulta robusto ante variaciones en este parámetro. Mas aún, un aspecto clave de los SGD interconectados a la red de suministro eléctrico es la sincronización de ambos sistemas. Para llevar a cabo esta tarea, es necesario conocer la amplitud, fase, y frecuencia de la red, donde para estimar estos parámetros se emplea un lazo de amarre de fase (PLL, por sus siglas en inglés) (Freijedo et al., 2009), de tal manera que los parámetros estimados a partir del PLL proporcionarán al esquema FDI la información necesaria para establecer el marco de referencia sincrónico planteado en (7).

4. RESULTADOS DE SIMULACIÓN

Con el fin de validar las ideas presentadas en este trabajo, se llevó a cabo la simulación del SGD bajo condiciones

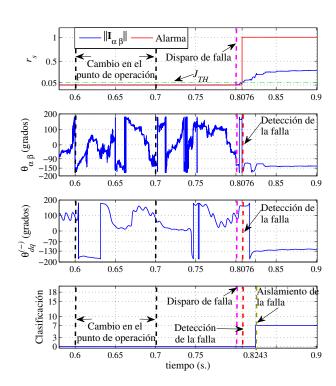


Fig. 4. Residuos generados para fallas simultáneas en los interruptores S_{a1} y S_{b1} .

de falla en el inversor NPC, y empleando una configuración en lazo cerrado. Los parámetros que se emplearon en la simulación son los siguientes: voltaje de red línealínea $v_{ll} = 220 V_{rms}$ con frecuencia fundamental de 60Hz; filtro de salida con valores en la fase a de $R=0.12\Omega$ y $L = 3.86 \,\mathrm{mH}$, en la fase b de $R = 0.16 \,\Omega$ y $L = 4.83 \,\mathrm{mH}$, en la fase c de $R=0.19\Omega$ y $L=5.79\mathrm{mH}$, considerando así incertidumbre en los parámetros del filtro; voltaje en el enlace de CD $V_{cd} = 600$ V. Además, se considera que solamente se inyecta potencia activa a la red (P = 3kW), donde también se incluye un cambio momentáneo en el punto de operación con una disminución en la transferencia de potencia del 50 %. El umbral empleado en el proceso de detección se estableció en $J_{TH} = 0.05$. Finalmente, durante la evaluación el inversor operó en lazo cerrado a través de la implementación de un controlador modo corriente propuesto por Valdez et al. (2013). La ley de control se sintetiza a partir de un término proporcional más un banco de filtros resonantes que actúa como compensador de armónicos, donde la ganancia proporcional se seleccionó con un valor $k_p = 200$; para la compensación armónica se consideran los componentes h = 1, 3, 5, 7, 9,donde las ganancias para el banco de filtros resonantes son $\gamma_1 = 90$, $\gamma_3 = 70$. $\gamma_5 = 65$, $\gamma_7 = 50$, $\gamma_9 = 45$. Por último, a las mediciones de las corrientes de línea se les añadió ruido de manera aleatoria y considerando una distribución uniforme con media cero y varianza 0.75.

Para esta evaluación se considera que fallas simultáneas ocurren en el interruptor superior de la fase a S_{a1} , y en el interruptor superior de la fase b S_{b1} (Clase de Falla 7, según la Tabla 1). Los resultados de la simulación se muestran en las Figs. 3 y 4. Primero, al comienzo de la



simulación se aplicó un cambio en el punto de operación del sistema durante el intervalo de 0.6-0.7 s, teniendo como resultado una disminución en la magnitud de las corrientes de línea (ver Fig. 3). No obstante, las variables de diagnóstico no reaccionaron ante esta perturbación, de manera particular el residuo generado por la magnitud del vector de Clarke (ver panel superior de la Fig. 4). Posteriormente al dispararse la FCA en t = 0.8 s, ya no estará disponible la conexión positiva con el enlace de CD en las fases a y b. Como consecuencia, se visualiza un perfil negativo en el flujo de corriente en las fases a y b, y como resultado de la condición de equilibrio $(i_a + i_b + i_c = 0)$, se presenta un perfil positivo del flujo de corriente en la fase c (ver Fig. 3). Inmediatamente después de que ocurren las fallas en el inversor, el residuo r_s indica la presencia de la misma (ver panel superior Fig. 4), detectándose la condición de falla en t = 0.8076 s. Finalmente, al analizar la dirección de los ángulos de fase $\bar{\theta}_{\alpha\beta}$ y $\theta_{dq}^{(-)}$ (ver paneles medios de la Fig. 4), y de acuerdo con los intervalos especificados en la Tabla 1 para la Clase de Falla 7, se concluye una condición simultánea de FCA en los interruptores superiores de la fase a (S_{a1} y/o S_{a2}), y en los superiores de la fase b (S_{b1} y/o S_{b2}).

5. CONCLUSIONES

En este trabajo se presentó un esquema FDI para el diagnóstico de FCA en los interruptores de un inversor NPC interconectado con la red. La metodología propuesta fusionó la información obtenida del vector de Clarke y de la componente de secuencia negativa, con el fin de incrementar la capacidad de localización de FCA del sistema FDI. Para implementar el algoritmo FDI únicamente se emplearon las mediciones de las corrientes de línea. El enfoque propuesto para la generación de residuos permitió obtener variables de diagnóstico robustas ante cambios en el punto de operación del sistema, presencia de ruido en las mediciones, y operación en lazo cerrado del SGD. Como trabajo futuro, se propone incorporar al sistema FDI técnicas de reconocimiento de patrones con el fin de mejorar los tiempos de aislamiento, así como evaluar el esquema FDI en una plataforma experimental.

REFERENCIAS

- G. Spagnuolo, G. Petrone, S. Vasconcelos, et al. Renewable Energy Operation and Conversion Schemes. *IEEE Ind. Electron. Mag.*, 38-51, March 2010.
- S. Kouro, J. I. Leon, D. Vinnikov, and L. G. Franquelo. Grid-Connected Photovoltaic Systems: An Overview of Recent Research and Emerging PV Converter Technology. *IEEE Ind. Electron. Mag.*, 9:38-51, March 2015.
- S. Kouro, M. Malinowski, et al. Recent Advances and Industrial Applications of Multilevel Converters. *IEEE Trans. Ind. Electron.*, 57:2553-2580, Aug. 2010.
- D. A. B. Zambre, C. Rech and J. R. Pinheiro. Comparison of Neutral-Point-Clamped, Symmetrical, and Hybrid Asymetrical Multilevel Inverters. *IEEE Trans. Ind. Electron.*, 57:2297-2306, July 2010.
- R. Wu, F. Blaabjerg, H. Wang, et al. Catastrophic Failure and Fault-Tolerant Design of IGBT Power Electronic Converters - An Overview. in Proc. IECON 2013, 507-513, Vienna, 2013.

- H. Wang, M. Liserre, and F. Blaabjerg. Toward Reliable Power Electronics: Challenges, Design Tools, and Opportunities. *IEEE Ind. Electron. Mag.*, 7:17-26, June 2013.
- U. M. Choi, H. G. Jeong, K. B. Lee, and F. Blaabjerg. Method for Detecting an Open-Switch Fault in a Grid-Connected NPC Inverter System. *IEEE Trans. Power Electron.*, 27:2726-2739, June 2012.
- A. M. Santos Mendes, M. B. Abadi, S. M. A. Cruz. Fault diagnostic algorithm for the three-level neutral point clamped AC motor drives, based on the average current Park's vector. *IET Power Electron.*, 7:1127-1137, 2014.
- M. A. Rodríguez-Blanco, A. Vázquez-Pérez, L. Hernández-González. Fault Detection for IGBT Using Adaptive Thresholds During the Turn-on Transient. *IEEE Trans. Ind. Electron.*, 62:1975-1983, March 2015.
- I. Jlassi, J. O. Estima, et al. Multiple Open-Circuit Faults Diagnosis in Back-to-Back Converters of PMSG Drives for Wind Turbine Systems. IEEE Trans. Power Electron., 30:2689-2702, May 2015.
- L. M. Caseiro and A. M. S. Mendes. Real Time IGBT Open-Circuit Fault Diagnosis in Three-Level Neutral-Point-Clamped Voltage-Source Rectifiers Based on Instant Voltage Error. *IEEE Trans. Ind. Electron.*, 62:1669-1678, March 2015.
- J. A. Pecina-Sánchez, D. U. Campos Delgado, et al. Diagnostico de Fallas en Inversores NPC Interconectados con la Red Mediante un Enfoque Basado en Modelos y Procesamiento de Datos. in Proc. CLCA 2014, Cancun, Quintana Roo, México, Oct. 2014.
- H. Oh, B. Han, P. McCluskey, et al. Physics-of-Failure, Condition Monitoring, and Prognostics of Insulated Gate Bipolar Transistor Modules: A Review. *IEEE Trans. Power Electron.*, 30:2413-2426, May 2015.
- A. Nabae, I. Takahashi and H. Akagi. A New Neutral-Point-Clamped PWM Inverter IEEE Trans. Ind. Appl., Vol. 1A-17:518-523, Septembre/October 1981.
- D. U. Campos-Delgado, J. A. Pecina-Sánchez, D. R. Espinoza-Trejo and E. R. Arce-Santana. Diagnosis of Open Switch Faults in Variable Speed Drives by Stator Current Analysis and Pattern Recognition. *IET Electric Power Appl.*, 7:509-522, 2013.
- C. L. Fortescue. Method of Symmetrical Co-Ordinates Applied to the Solution of Polyphase Networks. AIEE Trans., 37:1027-1140, 1918.
- John J. Grainger, W. D. Stevenson Jr. *Power System Analysis*. McGraw Hill, 1996.
- P.C. Krause, O. Wasynczuk, and S.D. Sudhoff. *Analysis of Electric Machinery*. McGraw Hill, 1987.
- C. H. De Angelo, G. R. Bossio et al. Online Model-Based Stator-Fault Detection and Identification in Induction Motors. *IEEE Trans. Ind. Electron.*, 56:4671-4680, Nov. 2009.
- I. Jeong, B. Jo Hyon, and K. Nam. Dynamic Modeling and Control for SPMSMs With Internal Turn Short Fault. IEEE Trans. Power Electron., 28:3495-3508, July 2013.
- A. A. Valdez-Fernandez, P. R. Martínez-Rodríguez et al. A Model-Based Controller for the Cascade H-Bridge Multilevel Converter Used as a Shunt Active Filter IEEE Trans. Ind. Electron., 60:5019-5028, 2013.
- F. F. Freijedo, J. Doval-Gandoy, O. Lopez, et al. Grid synchronization methods for power converters. in Proc. IECON 2009, 522-529, Oporto, Portugal, 2009.