

UNA TÉCNICA PARA LA DETECCIÓN DE DESMAGNETIZACIÓN EN GENERADORES SÍNCRONOS DE IMANES PERMANENTES PARA TURBINAS EÓLICAS

José Bossio¹, Cristian Ruschetti², Carlos Verucchi², Cristian De Angelo¹ y Guillermo Bossio¹

¹Grupo de Electrónica Aplicada, Facultad de ingeniería, UNRC, Río Cuarto, Argentina. E-mail: jbossio@ing.unrc.edu.ar

²INTELYMEC, UNICEN, Olavarría, Argentina. e-mail: cruschetti@ieee.org

Recibido: 13/08/13; Aceptado: 23/09/13.

RESUMEN.- En este trabajo se propone una nueva estrategia para la detección de desmagnetización asimétrica en generadores sincrónicos de imanes permanentes utilizados en turbinas eólicas. La estrategia se basa en la medición de la tensión en el punto medio de los bobinados de una fase. En el caso de una falla, esta tensión, a diferencia de la de fase, posee bandas laterales alrededor de la componente fundamental que permiten detectar y cuantificar la desmagnetización. La tensión se remuestra en función del ángulo del rotor, estimado a partir de las tensiones de línea del generador, lo que permite aplicar la estrategia propuesta en turbinas que funcionan a velocidad variable.

Palabras Claves: Detección de fallas, Turbinas eólicas, Generadores de imanes permanentes, Desmagnetización.

DETECTION OF DEMAGNETIZATION FAULTS IN PERMANENT MAGNET SYNCHRONOUS GENERATOR FOR WIND TURBINES

ABSTRACT.- A new strategy for the detection of asymmetric demagnetization of permanent magnet synchronous generators used in wind turbines is proposed in this paper. The strategy is based on measuring the voltage at the midpoint of the phase windings. Unlike the phase voltage, in the case of fault the midpoint voltage spectrum has sidebands around the fundamental component, which allow to detect and quantify the demagnetization. The acquired voltage is resampled according to the rotor angle, estimated from the line voltages of the generator, allowing the implementation of the proposed strategy in turbines operating at variable speed.

Keywords: Fault detection, Wind turbines, Permanent magnet generators, Demagnetization.

1. INTRODUCCIÓN

El incremento del uso de energías renovables, y en particular la eólica, ha aumentado el interés en el desarrollo de estrategias de monitoreo de condición para estos equipos (Ackermann, 2005; Bin *et al.*, 2009; Lau *et al.*, 2012). La detección de fallas puede evitar pérdidas importantes debido tanto a la rotura del generador u otros elementos de la turbina como así también el costo asociado a la energía no generada mientras se repara el equipo (Wenxian *et al.*, 2010). Las fallas en la turbina pueden ser originadas en el impulsor, incluyendo desbalances en las palas, oscilaciones de par y problemas de flujo entre otras perturbaciones externas y aquellas asociadas con problemas en la transmisión o el acoplamiento tales como desalineamiento de ejes o fallas en la caja multiplicadora (Zijun *et al.*, 2012; Xiang and Wei, 2012). Por otra parte, las fallas en el generador si bien dependen del tipo de máquina eléctrica empleada, pueden ser eléctricas, mecánicas o una combinación de ambas. Entre las fallas internas del generador se pueden citar fallas en los bobinados, fallas en

los rodamientos y problemas en el rotor (Djurovic *et al.*, 2012; Cabanas and Melero, 1998).

Recientemente, a partir del fuerte impulso en el desarrollo de aleaciones de materiales magnéticos para la construcción de imanes permanentes, las Máquinas Síncronas de Imanes Permanentes (MSIP) está siendo usadas en turbinas eólicas debido a su alta densidad de potencia y elevado rendimiento (Semken *et al.*, 2012). Esto permite contruir generadores con un elevado número de polos lo que permite el acoplamiento directo entre las palas y el generador, evitando el uso de las cajas multiplicadoras (Kim *et al.*, 2005), lo cual permite aumentar la confiabilidad total del sistema al eliminar un componente propenso a fallas (Milanés *et al.*, 2012).

Las fallas que se originan en las MSIP, se pueden clasificar como: fallas de estátor, fallas de rotor y en los rodamientos. En lo que respecta a las fallas de estátor, éstas se originan por cortocircuito entre espiras del devanado (Romeral *et al.*, 2011; Urresty *et al.*, 2013a), como así también fallas en el hierro del estátor. Para el caso de fallas en el rotor, las

mismas son comúnmente debidas a excentricidad (Hong *et al.*, 2012) o desmagnetización del rotor (Ruschetti *et al.*, 2013b; Urresty *et al.*, 2012, 2013b). Cualquiera de estas fallas implica elevados costos tanto de reparación como los asociados a la parada imprevista del equipo donde se encuentra la MSIP.

La desmagnetización de los imanes produce una reducción de la FEM inducida en los bobinados del estátor. En el caso de solicitar a la MSIP la misma potencia de salida, las corrientes en los devanados del estátor se incrementan (Ruschetti *et al.*, 2013b). Este incremento en las corrientes por encima de su valor nominal produce una elevación de temperatura en los bobinados y por ende en la máquina, la cual puede contribuir a la desmagnetización de los imanes aumentando la severidad de la falla.

Existen diversas propuestas para la detección de fallas en la MSIP. En (Le Roux *et al.*, 2008) se propone una estrategia para la detección y separación de problemas en el rotor de las MSIP tales como excentricidad y oscilaciones en el par de carga. En (Urresty *et al.*, 2012) se estudian las frecuencias armónicas inducidas en la FEM por fallas de desmagnetización y se propone un método para su detección basado en la componente de secuencia cero de la tensión. En (Ruschetti *et al.*, 2010) se analizaron, por el método de los elementos finitos, los efectos de la desmagnetización en una MSIP de 4 polos con bobinados en serie y paralelo. Los resultados obtenidos indicaron que el comportamiento de la MSIP frente a problemas de desmagnetización cambia significativamente para diferentes conexiones de los bobinados del estátor. En (Casadei *et al.*, 2009) se realiza una caracterización de las fallas por desmagnetización para diferentes distribuciones de bobinados mediante simulaciones por elementos finitos.

En las turbinas eólicas, el análisis de vibraciones se utiliza generalmente para el seguimiento de la condición de la caja de engranajes, los rodamientos y las palas, mientras que el análisis del espectro de las corrientes se utiliza para detectar fallas en el propio generador (Serra *et al.*, 2008). Por estas razones, los sistemas de monitoreo de condición en turbinas eólicas por lo general incluyen sensores de vibración tales como acelerómetros colocados en varios puntos de la turbina.

Además, los sensores de tensión y corriente se incluyen tanto para la protección como para fines de control (Hameed *et al.*, 2009; García Márquez *et al.*, 2012; Catuogno *et al.*, 2008). En cualquier caso, es necesario identificar la frecuencia de operación y calcular las frecuencias características de los componentes defectuosos. Sin embargo, el principal problema para el monitoreo de condición de los aerogeneradores es su funcionamiento a velocidad y carga variable, lo que hace necesario modificar las estrategias de diagnóstico convencionales para tener en cuenta estas condiciones (Villa *et al.*, 2011).

La detección de fallas en el rotor de MSIP bajo condiciones de funcionamiento no estacionarias utilizando métodos de tiempo-frecuencia y análisis espectral se realiza en (Rajagopalan *et al.*, 2006). En este caso, se utilizan dos métodos que emplean la transformada de Fourier por ventana y distribuciones basadas en Wigner-Ville para la detección de las frecuencias de fallas del rotor

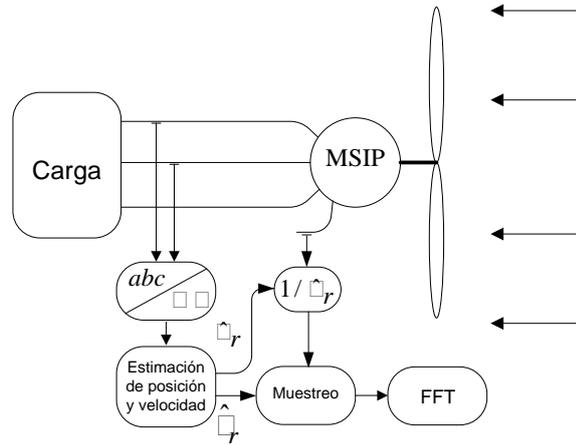


Fig. 1: Esquema general de la estrategia de detección de desmagnetización.

En este trabajo se presenta una nueva estrategia para la detección de desmagnetización en MSIP usadas en generadores eólicos. Un esquema general de la estrategia propuesta se muestra en la Fig. 1. La estrategia propuesta utiliza para el diagnóstico la FEM en el punto medio de un bobinado de fase. El remuestreo de la FEM en función de la posición del rotor hace a la estrategia muy poco sensible a las variaciones de velocidad de la turbina. En la sección 2 se desarrolla un modelo analítico para evaluar el efecto de la desmagnetización sobre la FEM inducida en la totalidad del bobinado y en el punto medio del mismo, donde se analiza la condición de la máquina con y sin falla. En la sección 3 se propone una estrategia de diagnóstico basada en la evaluación de las bandas laterales que surgen en la condición de falla en la tensión en el punto medio de los bobinados de una fase; a partir de ésta, se propone un factor de severidad de falla, dado por la relación entre las bandas laterales con respecto a la componente fundamental. En la sección 4 se valida la estrategia de diagnóstico con resultados experimentales obtenidos con un prototipo de laboratorio. Por último, en la sección 5, se describen las conclusiones finales del trabajo.

2. ANÁLISIS DE LA FEM

Con el objetivo de evaluar los efectos de la desmagnetización asimétrica, se propone analizar en primer lugar los cambios producidos por esta falla en las componentes de la FEM total de fase y la parcial de los bobinados. A partir de este análisis se determinan las componentes características del espectro que se utilizarán para el diagnóstico de la falla. La FEM inducida en un bobinado cualquiera del estátor $e(t)$ puede obtenerse a partir de la derivada del flujo concatenado ψ_s como,

$$e(t) = -\frac{d\psi_s}{dt} = -\frac{d\psi_s}{d\theta_r} \frac{d\theta_r}{dt} = \phi(\theta_r) \omega_r \quad (1)$$

donde θ_r y ω_r son la posición y la velocidad angular respectivamente.

El flujo enlazado por los circuitos del estátor se obtiene integrando la densidad de flujo B sobre la región ocupada por el bobinado. Asumiendo la densidad de flujo radial y uniformidad de los bobinados a lo largo del eje axial de la

máquina, el flujo enlazado por un bobinado del estátor viene dado por,

$$\psi_s(\theta_r) = rl \int_0^{2\pi} N(\theta_s) B(\theta_s - \theta_r) d\theta_s \quad (2)$$

donde r es el radio medio del entrehierro, l es la longitud axial del núcleo y N es la distribución del bobinado en función de un ángulo de referencia θ_s .

2.1. FEM de la MSIP sin falla

Para una MSIP con bobinados simétricos y P pares de polos, la función de distribución de bobinados para una fase está dada por,

$$N_s(\theta_s) = \sum_{\substack{n=1 \\ n \text{ odd}}}^{\infty} N_n \cos(nP\theta_s) \quad (3)$$

otra parte, si el rotor se encuentra sin falla, la densidad de flujo se puede escribir como,

$$B(\theta_s, \theta_r) = \sum_{\substack{n=1 \\ n \text{ odd}}}^{\infty} B_n \cos(nP(\theta_s - \theta_r)) \quad (4)$$

En ambas ecuaciones N y B son funciones periódicas sobre el intervalo $[0, 2\pi / P]$. De esta manera, reemplazando (3) y (4) en (2) se obtiene una integral de una sumatoria de funciones seno y coseno. En dicha integral, los únicos términos que no se anulan son aquellos que poseen el mismo argumento, resultando,

$$\psi_s(\theta_r) = \pi rl \sum_{n=1}^{\infty} N_n B_n \cos(nP\theta_r) \quad (5)$$

Luego, la FEM se obtiene derivando el flujo enlazado (5). Considerando que la velocidad del rotor es constante, $\theta_r = \omega_r t$, la FEM se define como,

$$e(t) = K \omega_s \sum_{\substack{n=1 \\ n \text{ odd}}}^{\infty} n N_n B_n \sin(n \omega_s t) \quad (6)$$

donde $K = \pi rl / P$ y $\omega_s = P \omega_r$. De esta expresión se puede observar que, las componentes que aparecen en la FEM son aquellas que se encuentran tanto en la distribución del bobinado como en la distribución del flujo del rotor. En el caso donde N_n o B_n sean nulos, la componente correspondiente no aparecerá en la FEM de fase de la MSIP. Además, se puede observar en (6) que solamente la componente de frecuencia fundamental $f_s = \omega_s / 2\pi$ y sus armónicos $f_{sm} = n f_s$ aparecen en la FEM.

2.2. FEM de la MSIP con falla en el rotor

Considerando una desmagnetización asimétrica del rotor, el flujo será asimétrico entre cada par de polos y solamente será periódico en el intervalo $[0, 2\pi]$. A modo de ejemplo, en la Fig. 2 se muestran las distribuciones de la densidad de flujo, obtenidas mediante el método de elementos finitos, para una MSIP de 4 pares de polos sin falla y con

desmagnetización total de un polo. Este efecto puede observarse también sobre la distribución de la densidad de flujo en la estructura de la máquina calculada por el método de elementos finitos (Fig. 3). De acuerdo a este resultado, el flujo se puede escribir como,

$$B_f(\theta_s, \theta_r) = \sum_{m=1}^{\infty} B_m^f \cos(m(\theta_s - \theta_r)) \quad (7)$$

En esta ecuación, cuando $m=nP$ con $n=1,2,3,\dots$ se obtienen las componentes originales del flujo, cuya amplitud se reduce en función de la desmagnetización. Por otra parte, aparecen nuevas componentes cuando $m \neq nP$ y su amplitud depende de la severidad de la falla.

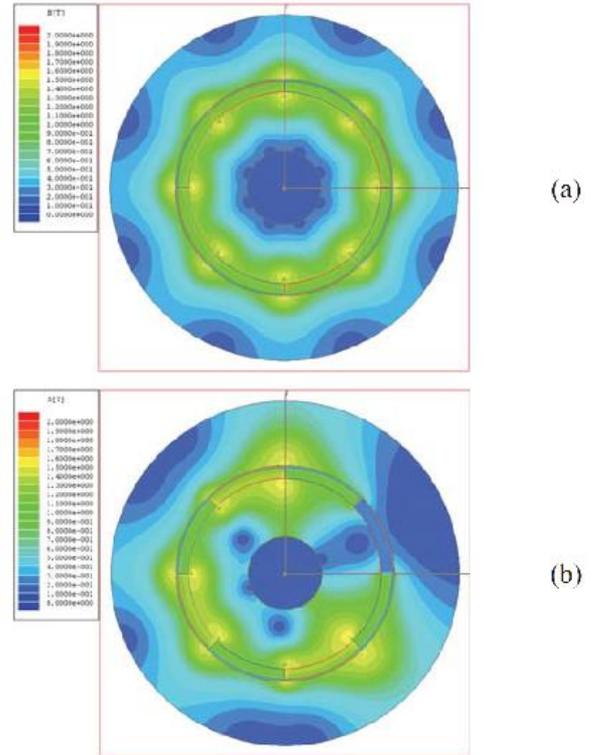


Fig. 2: Densidad de flujo en una MSIP con $P=4$. (a) Sin desmagnetización, (b) con desmagnetización total de un polo.

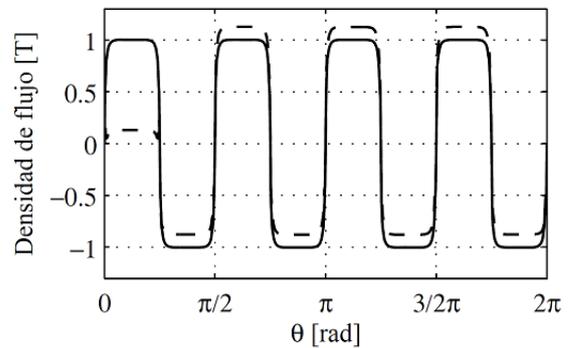


Fig. 3: Densidad de flujo para una MSIP con $P=4$. Sin desmagnetización (línea continua) y con desmagnetización ($\mu=1$), (línea de trazos).

Definiremos la severidad de la falla μ , como el porcentaje de desmagnetización en un polo del rotor de manera tal que $\mu=0$ corresponde a un rotor sano y $\mu=1$ a un polo

completamente desmagnetizado. Con esta definición es posible aproximar el valor de cada una de las componentes del flujo como se propone en (Ruschetti *et al.*, 2013a). De esta manera, en (7) si $m=np$ la amplitud de las componentes de la distribución de densidad de flujo original, B_n , modifican su amplitud en función de μ de acuerdo a,

$$B_m^f \approx B_n \left(1 - \frac{\mu}{2P} \right) \quad (8)$$

Es decir que tanto la componente fundamental como los armónicos de la densidad de flujo disminuyen su amplitud en la misma proporción respecto al valor sin desmagnetización. Por otra parte, mientras mayor es el número de pares de polos, menor es el efecto producido sobre estas componentes por la desmagnetización en una sola pieza polar. En cambio si $m \neq np$, entonces

$$B_m^f \approx \frac{2}{\pi} B_M \frac{\mu}{m} \text{sen} \left(\frac{m\pi}{2P} \right) \quad (9)$$

donde B_M es el valor máximo de la densidad flujo.

Estas nuevas componentes en la densidad de flujo aparecen debido a la asimetría producida por la desmagnetización y su amplitud varía en forma lineal con la misma. Es importante notar que si la MSIP posee solo un par de polos ($P=1$), debido a la desmagnetización, no aparecen nuevas componentes en la densidad de flujo y solo se producirá una disminución sobre las componentes originales manteniendo la distribución.

Usando (3) y (7) la FEM inducida en una fase resulta en,

$$e(t) = K \omega_s \sum_{\substack{n=1 \\ n \text{ odd}}}^{\infty} n N_n B_{np}^f \text{sen}(n \omega_s t) \quad (10)$$

De esta ecuación se puede observar que, para una falla en los imanes, el cambio de la distribución del flujo modifica la amplitud de la componente fundamental y de los armónicos de la FEM inducida pero no produce nuevas componentes en la misma. Por tal motivo, tampoco aparecerán nuevas componentes en la corriente o en el par originadas por la falla que permitan su diagnóstico. Una conclusión similar se obtuvo en (Urresty *et al.*, 2012; Ruschetti *et al.*, 2013b) mediante un enfoque similar para MSIP con bobinados conectados en serie.

2.3. FEM en los bobinados

A diferencia de la distribución del bobinado completo de una fase, la distribución de una sola bobina o de un grupo de bobinas de una fase es periódica solo en el intervalo $[0, 2\pi]$

. Por este motivo, las nuevas componentes que aparecen en la densidad de flujo como producto de la falla (9), pueden inducir nuevas componentes características en la FEM. En este trabajo, para medir estas componentes sobre la FEM, se propone dejar acceso al punto medio de un bobinado de fase. De esta manera, la distribución de cada uno de los dos circuitos resultantes de una fase del estátor es periódica en el

intervalo $[0, 2\pi]$ y vienen dadas por (Ruschetti *et al.*, 2013b),

$$N_{s1}(\theta_s) = \sum_{\substack{n=1 \\ n \text{ odd}}}^{\infty} (N_n^1 \cos(nP\theta_s) + H_n^1 \cos(n\theta_s)) \quad (11)$$

$$N_{s2}(\theta_s) = \sum_{\substack{n=1 \\ n \text{ odd}}}^{\infty} (N_n^1 \cos(nP\theta_s) - H_n^1 \cos(n\theta_s)) \quad (12)$$

En estas ecuaciones se puede ver que la distribución del segundo circuito se obtiene desplazando el primero π [rad],

$$N_{s2}(\theta_s) = N_{s1}(\theta_s + \pi) \quad (13)$$

Si se suman las dos distribuciones dadas en (11) y (12) para formar la distribución del bobinado completo de la fase, todos los términos impares se cancelan resultando en la ecuación presentada en (3), con $N_n = 2N_n^1$.

Calculando la FEM en cada circuito de la misma manera que para el bobinado completo de la fase se obtiene,

$$e_1(t) = \sum_{\substack{n=1 \\ n \text{ odd}}}^{\infty} \left(C_n \text{sen}(n \omega_s t) + D_n \text{sen} \left(\frac{n \omega_s t}{P} \right) \right) \quad (14)$$

$$e_2(t) = \sum_{\substack{n=1 \\ n \text{ odd}}}^{\infty} \left(C_n \text{sen}(n \omega_s t) - D_n \text{sen} \left(\frac{n \omega_s t}{P} \right) \right) \quad (15)$$

Donde

$$C_n = \omega_s K n N_n^1 B_{np}^f \quad (16)$$

$$D_n = \omega_s K n H_n^1 B_n^f \quad (17)$$

Al igual que para el bobinado completo de la fase, la amplitud de cada armónico C_n se reduce debido a la desmagnetización. Sin embargo, sobre cada circuito aparecen nuevas componentes de amplitud D_n a frecuencias dadas por,

$$f_n = \frac{n}{P} f_s, \quad (18)$$

con n impar.

Estas componentes se encuentran en contrafase para los dos circuitos. Por tal motivo, si éstos se conectan en serie, las componentes se cancelan obteniendo el mismo resultado que en (10).

3. ESTRATEGIA PROPUESTA PARA DETECCIÓN DE DESMAGNETIZACIÓN

De acuerdo a lo desarrollado en la sección anterior, es posible detectar la desmagnetización asimétrica mediante las componentes de la FEM que aparecen en el punto medio de

la fase como producto de la falla a frecuencias dadas por (18).

De todas estas nuevas componentes, en general las de mayor amplitud son las que se encuentran más próximas a la frecuencia fundamental. De esta manera, para motores con $P=2$ las componentes más significativas se encuentran con $n=1$ y $n=3$. En cambio, para $P=4$ estas componentes se encuentran con $n=3$ y $n=5$.

En este último caso, la amplitud de estas componentes a frecuencias $3/4f_s$ y $5/4f_s$ corresponden a D_3 y D_5 respectivamente.

Dado que la MSIP trabaja generalmente a velocidad variable, es necesario pre-procesar las señales a fin de poder identificar estas componentes en el espectro. Para ello, una vez adquiridas las tensiones del punto medio del bobinado, se debe remuestrear la señal a intervalos constantes de la posición del rotor con el fin de obtener una señal independiente de la velocidad tal como puede observarse en la Fig. 1. Para variaciones suaves de carga y velocidad en el generador, la utilización de intervalos constantes de la posición del rotor para el remuestreo es equivalente a tomar intervalos constantes del ángulo del estator (θ_s). La estimación del ángulo del estator es más simple que la estimación del rotor pues solo se necesita la medición de las tensiones de línea. Para la implementación de la técnica se adquirieron 64000 muestras de tensiones, respectivamente, a una frecuencia de muestreo de 8 Ks/seg. Con los datos de las tensiones de estator del generador en variables abc , y transformadas luego a un referencial estacionario $\alpha-\beta$, se calcula la posición angular del estator. Esto permite realizar un remuestreo de los datos de tensión del punto medio del bobinado utilizando una interpolación en las muestras originales de tensión.

Para estimar la severidad de la falla es necesario definir un factor de severidad F_s utilizando las componentes características producidas por la falla. Este factor de severidad debe ser poco sensible a las variaciones en el punto de operación de la máquina. Se propone en este trabajo el siguiente factor de severidad de falla F_s , para una máquina con $P=4$,

$$F_s = \left(\frac{D_3 + D_5}{C_1} \right) \quad (19)$$

Para calcular el factor de severidad solo es necesario medir la tensión del punto medio de la MSIP. Por otra parte, debido a que la FEM de fase no contiene estas componentes, en la corriente no existirán componentes a estas frecuencias que modifiquen la amplitud de las componentes utilizadas en el diagnóstico.

4. RESULTADOS EXPERIMENTALES

Para validar la estrategia propuesta se utilizó una MSIP con 4 pares de polos. En esta máquina se modificó el bobinado de una fase para dejar acceso al punto medio del mismo. Para los ensayos se utilizaron dos rotores (Fig. 4), uno sin falla y otro al que se quitó aproximadamente el 80% de uno de los 8 imanes que forman el rotor. Se midieron las tensiones de fase y la del punto medio del bobinado como se mostró en la Fig. 1.

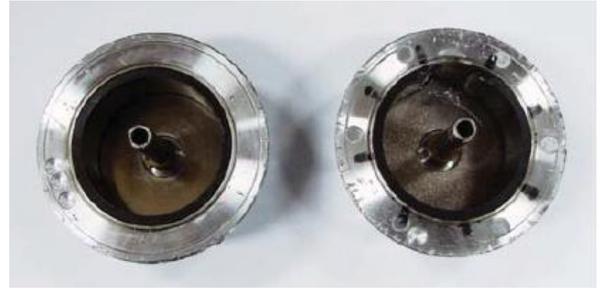


Fig. 4: Rotores de la MSIP. Sano (a), con falla en el rotor (b)

4.1. Ensayos a velocidad constante.

En primer lugar se realizaron ensayos a velocidad constante para verificar la aparición de las componentes en la tensión del punto medio del bobinado como producto de la desmagnetización.

En la Fig. 5 se muestran los espectros en frecuencia alrededor de la componente fundamental de la tensión de fase y de la tensión del punto medio de la fase para la MSIP sana funcionando a velocidad constante. Se puede observar que no aparecen las componentes a $3/4f_s$ y $5/4f_s$ en la tensión de fase y existen estas componentes de muy baja amplitud en la tensión del punto medio. Estas componentes pueden estar asociadas a las propias asimetrías constructivas de la MSIP.

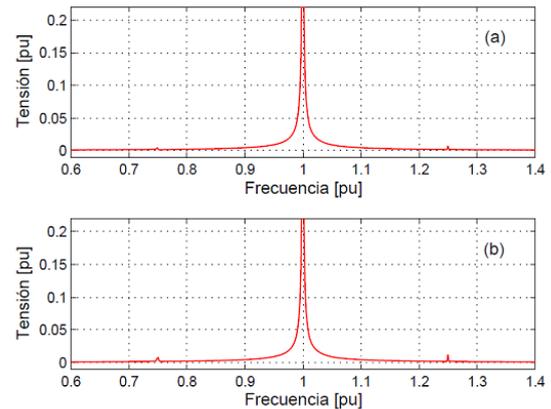


Fig. 5: Espectro en frecuencia de la tensión, (a) de fase, y (b) del punto medio de la fase. MSIP sana a velocidad constante.

Los espectros en frecuencia para la tensión de fase y del punto medio para una MSIP con desmagnetización, funcionando a velocidad constante, se muestran en la Fig. 6. Al igual que para la MSIP sin falla, se puede observar que no aparecen las componentes alrededor de la fundamental en el espectro de la tensión de fase. Por el contrario aparecen en la tensión del punto medio componentes significativas a $3/4f_s$ y $5/4f_s$ en el espectro de la tensión del punto medio de la fase.

4.2. Ensayos a velocidad variable.

Luego de los ensayos a velocidad constante, se validó la estrategia propuesta por medio de ensayos a velocidad variable. Para ello se impulsó la MSIP mediante un motor de CC alimentado por una fuente variable. Las tensiones de la

MSIP en variables $\alpha-\beta$ se muestran en la Fig. 7. En estas se puede observar una variación significativa de la amplitud como producto de la variación de la velocidad. Lo mismo sucede con la tensión del punto medio del bobinado de la fase mostrado en la Fig. 8.

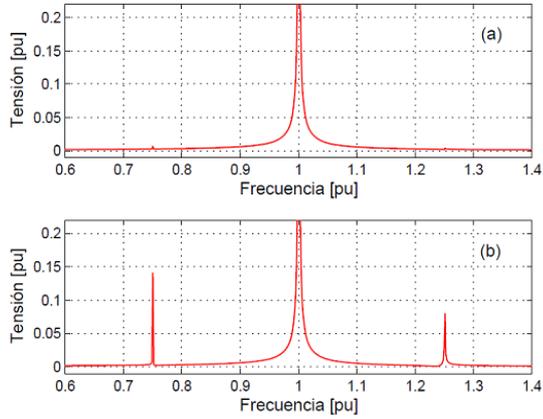


Fig. 6: Espectro en frecuencia de la tensión, (a) de fase, y (b) del punto medio de la fase. MSIP con falla a velocidad constante

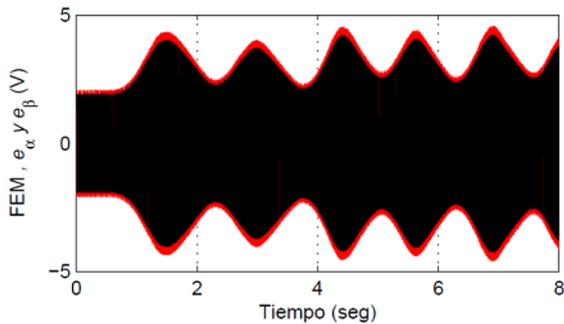


Fig. 7: Tensiones $\alpha-\beta$ a velocidad variable.

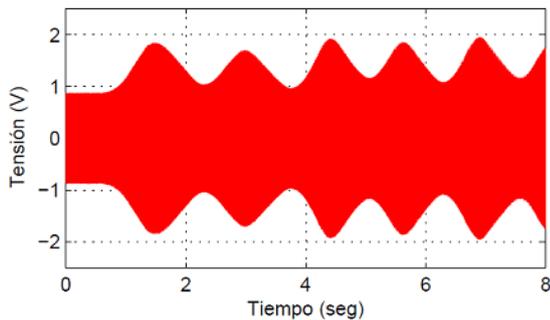


Fig. 8: Tensión del punto medio de la fase para la MSIP funcionando a velocidad variable

Debido a las variaciones en amplitud y frecuencia de la tensión no es posible realizar el diagnóstico a través del análisis de la FFT de esta señal. Solo a modo de ejemplo, se muestra el resultado de la FFT de la tensión de fase y del punto medio del bobinado en la Fig. 9.

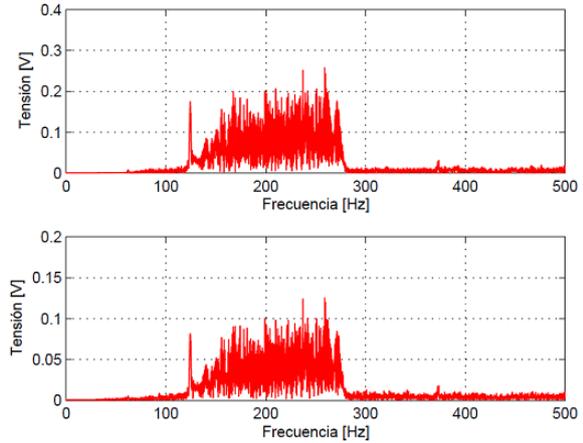


Fig. 9: Espectro en frecuencia de la tensión, (a) de fase, y (b) del punto medio de la fase. MSIP con falla a velocidad variable.

La posición y velocidad estimadas a partir de las tensiones de fase en coordenadas $\alpha-\beta$ se muestran en las Fig. 10 y 11, respectivamente. Se puede notar una importante variación periódica de la velocidad a partir del primer segundo del ensayo.

La tensión del punto medio de la fase para la MSIP, funcionando a velocidad variable, ya corregida en amplitud con la velocidad estimada y remuestreada en función de la posición se muestra en la Fig. 12. La amplitud de esta tensión, a diferencia de la medida mostrada en la Fig. 8, se mantiene prácticamente constante independiente de la velocidad.

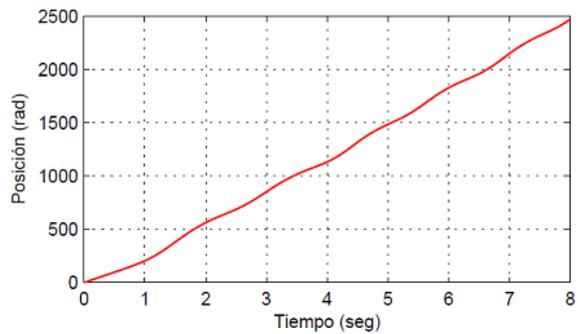


Fig. 10: Posición estimada del rotor.

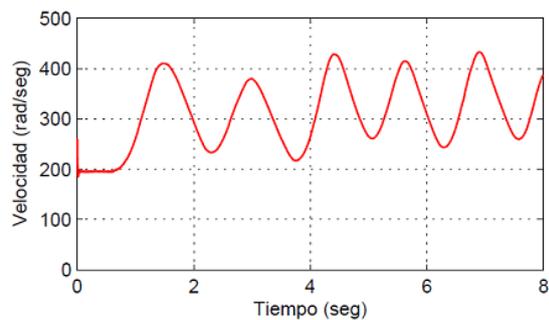


Fig. 11: Velocidad estimada del rotor.

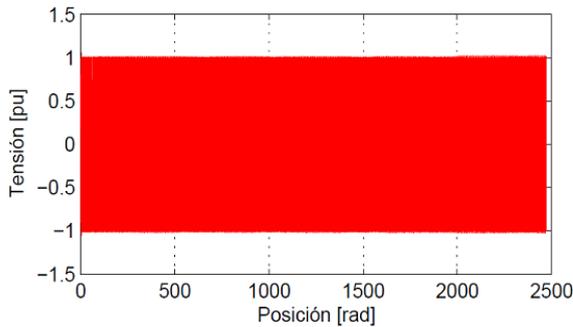


Fig. 12: Tensión del punto medio de la fase para la MSIP funcionando a velocidad variable corregida en amplitud y remuestreada

Finalmente, en la Fig. 13 se pueden ver las FFT de las tensiones de fase y del punto medio corregidas en amplitud mediante la velocidad estimada y remuestreadas con la posición. Comparando esta figura con la obtenida para velocidad constante (Fig. 6) se observa que se obtiene prácticamente el mismo resultado por lo que la técnica es aplicable para régimen transitorio.

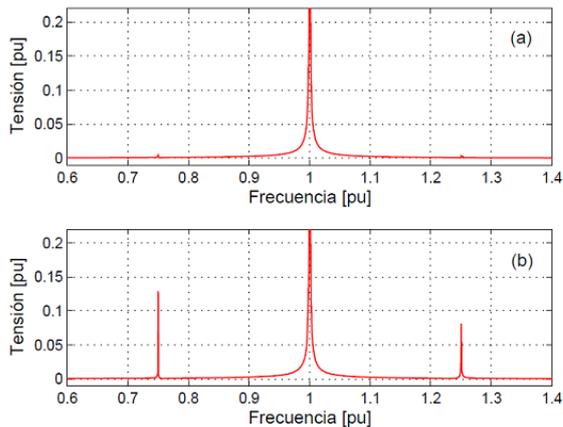


Fig. 13: Espectro en frecuencia de la tensión, (a) de fase, y (b) del punto medio de la fase. MSIP con falla. Señales corregidas en amplitud y remuestreadas.

5. CONCLUSIONES

En este trabajo se presentó una nueva estrategia para el diagnóstico de desmagnetización en MSIP utilizadas en turbinas eólicas. Se demostró en forma analítica y se validó experimentalmente que, debido a la desmagnetización, ciertas componentes aparecen solo en el espectro de la tensión de los bobinados del estátor de la MSIP y no en las tensiones de fase. Por tal motivo, se propuso una estrategia para el diagnóstico de este tipo de falla utilizando la tensión del punto medio del bobinado. Debido a que muchas turbinas eólicas con MSIP funcionan a velocidad variable, la estrategia de diagnóstico propuesta consiste en muestrear la señal medida en función de la posición del rotor y modificar su amplitud de acuerdo a la velocidad del rotor. De esta manera la señal resultante es periódica y se analiza mediante las componentes del espectro en frecuencia como si la MSIP funcionara en régimen permanente. La velocidad y la posición del rotor, necesarias para la implementación de la estrategia, se estiman a partir de la medición de las tensiones de fase de la MSIP. Como trabajo futuro se pretende evaluar la aplicación de la estrategia de detección propuesta para

otros tipos de fallas tales como excentricidad estática y dinámica, y cortocircuitos en el bobinado del estátor.

REFERENCIAS

- Ackermann, Thomas (2005). *Wind power in power systems*. Wiley Online Library.
- Bin, Lu, Li Yaoyu, Wu Xin and Z. Yang (2009). A review of recent advances in wind turbine condition monitoring and fault diagnosis. In: *Power Electronics and Machines in Wind Applications, 2009. PEMWA 2009. IEEE*. pp. 1–7.
- Cabanas, ManésFernández and ManuelGarcía Melero (1998). *Técnicas para el mantenimiento diagnóstico de máquinas eléctricas rotativas*. Marcombo.
- Casadei, D., F. Filippetti, C. Rossi and A. Stefani (2009). Magnets faults characterization for permanent magnet synchronous motors. In: *Diagnostics for Electric Machines, Power Electronics and Drives, 2009. SDEMPED 2009. IEEE International Symposium on*. pp. 1–6.
- Catuogno, G., F. Serra, C. De Angelo and G. Bossio (2008). Detección de desbalances en generadores eólicos de baja potencia mediante variables eléctricas. *Avances en Energías Renovables y Medio Ambiente*, **12**, 06.21 – 06.26.
- Djurovic, S., C. J. Crabtree, P. J. Tavner and A. C. Smith (2012). Condition monitoring of wind turbine induction generators with rotor electrical asymmetry. *Renewable Power Generation, IET6(4)*, 207–216.
- García Márquez, Fausto Pedro, Andrew Mark Tobias, Jesús María Pinar Pérez and Mayorkinos Papaelias (2012). Condition monitoring of wind turbines: Techniques and methods. *Renewable Energy*, **46(0)**, 169–178.
- Hameed, Z., Y. S. Hong, Y. M. Cho, S. H. Ahn and C. K. Song (2009). Condition monitoring and fault detection of wind turbines and related algorithms: A review. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, **13(1)**, 1–39.
- Hong, Jongman, Sang-Bin Lee, C. Kral and A. Haumer (2012). Detection of airgap eccentricity for permanent magnet synchronous motors based on the d-axis inductance. *Power Electronics, IEEE Transactions on*, **27(5)**, 2605–2612.
- Kim, Ki-Chan, Seung-Bin Lim, Ki-Bong Jang, Sung-Gu Lee, Ju Lee, Yeoung-Gyu Son, Young-Kil Yeo and Soo-Hyun Baek (2005). Analysis on the direct-driven high power permanent magnet generator for wind turbine. In: *Electrical Machines and Systems, 2005. ICEMS 2005. Proceedings of the Eighth International Conference on*, **1**, 243–247.
- Lau, B. C. P., E. W. M. Ma and M. Pecht (2012). Review of offshore wind turbine failures and fault prognostic methods. In: *Prognostics and System Health Management (PHM), 2012 IEEE Conference on*. pp. 1–5.
- Le Roux, W., R.G. Harley and T.G. Habetler (2008). Detecting faults in rotors of PM drives. *Industry Applications Magazine, IEEE*, **14(2)**, 23–31.
- Milanés, Miguel, Néstor Rodríguez and Nicolás Scenna (2012). Aplicaciones del método de identificación de fallas y confiabilidad en sistemas de generación eléctrica a partir de la energía eólica. *Avances en Energías Renovables y Medio Ambiente*, pp. 08.13 – 08.17.
- Rajagopalan, S., J.M. Aller, J.A. Restrepo, T.G. Habetler and R.G. Harley (2006). Detection of rotor faults in brushless dc motors operating under nonstationary

- conditions. *Industry Applications, IEEE Transactions on*, **42**(6), 1464–1477.
- Romeral, L., J.C. Urresty, J.-R. Riba Ruiz and A. Garcia Espinosa (2011). Modeling of surface-mounted permanent magnet synchronous motors with stator winding interturn faults. *Industrial Electronics, IEEE Transactions on*, **58**(5), 1576–1585.
- Ruschetti, C., G. Bossio, C. De Angelo and C. Verucchi (2010). Effects of partial rotor demagnetization on permanent magnet synchronous machines. In: *Industrial Technology (ICIT), 2010 IEEE International Conference on*. pp. 1233–1238.
- Ruschetti, C.R., C.J. Verucchi, G.R. Bossio and G.O. Garcia (2013a). A model for permanent magnet synchronous machines with demagnetization faults. *Latin America Transactions, IEEE (Revista IEEE America Latina)*, **11**(1), 414–420.
- Ruschetti, Cristian, Carlos Verucchi, Guillermo Bossio, Cristian De Angelo and Guillermo García (2013b). Rotor demagnetization effects on permanent magnet synchronous machines. *Energy Conversion and Management*, **74**(0), 1 – 8.
- Semken, R.S., M. Polikarpova, P. Röyttä, J. Alexandrova, J. Pyrhonen, J. Nerg, A. Mikkola and J. Backman (2012). Direct-drive permanent magnet generators for high-power wind turbines: benefits and limiting factors. *Renewable Power Generation, IET*, **6**(1), 1–8.
- Serra, F., G. Catuogno, C. De Angelo and G. Bossio (2008). Sistemas de monitoreo de condición en turbinas eólicas. *Avances en Energías Renovables y Medio Ambiente*, **12**, 06.57 – 06.63.
- Urresty, J., J.-R. Riba Ruiz and L. Romeral (2013a). Diagnosis of interturn faults in PMSMs operating under nonstationary conditions by applying order tracking filtering. *Power Electronics, IEEE Transactions on*, **28**(1), 507–515.
- Urresty, J., J.-R. Riba Ruiz, M. Delgado and L. Romeral (2012). Detection of demagnetization faults in surface-mounted permanent magnet synchronous motors by means of the zero-sequence voltage component. *Energy Conversion, IEEE Transactions on*, **27**(1), 42–51.
- Urresty, J., J. Riba and L. Romeral (2013b). A back-emf based method to detect magnet failures in PMSMs. *Magnetics, IEEE Transactions on*, **49**(1), 591–598.
- Villa, Luisa F., Anibal Reñones, Jose R. Perán and Luis J. de Miguel (2011). Angular resampling for vibration analysis in wind turbines under non-linear speed fluctuation. *Mechanical Systems and Signal Processing*, **25**(6), 2157–2168.
- Wenxian, Yang, P.J. Tavner, C.J. Crabtree and M. Wilkinson (2010). Cost-effective condition monitoring for wind turbines. *Industrial Electronics, IEEE Transactions on*, **57**(1), 263–271.
- Xiang, Gong and Qiao Wei (2012). Imbalance fault detection of direct-drive wind turbines using generator current signals. *Energy Conversion, IEEE Transactions on*, **27**(2), 468–476.
- Zijun, Zhang, A. Verma and A. Kusiak (2012). Fault analysis and condition monitoring of the wind turbine gearbox. *Energy Conversion, IEEE Transactions on*, **27**(2), 526–535.