

A Strategy for Broken Bars Diagnosis in Induction Motors Drives

M. Otero, *Student Member, IEEE*, P.M. de la Barrera, *Senior Member, IEEE*, G.R. Bossio, *Senior Member, IEEE* and R. Leidhold, *Member, IEEE*

Abstract— This paper presents a strategy for detecting broken rotor bars in induction motors (IM), using a zero sequence high-frequency signal injection. The derivatives of the motor currents are analyzed, the subsequent signal processing allows us to study how these signals change its value as an effect of a broken rotor bar in the IM. The main feature of the strategy is that the zero sequence high-frequency signals are generated by a standard space vector modulation of the IM drive. Analytical and experimental results are presented, validating the broken bars detection strategy.

Keywords— Fault diagnosis, signal injection, broken bars, induction motor.

I. INTRODUCCIÓN

LOS MOTORES de inducción (MI) están ampliamente difundidos en la industria, y tienen muy diversas aplicaciones. Estas máquinas pueden presentar distintas fallas ocasionando paradas inesperadas del proceso productivo, lo que implica grandes pérdidas económicas. Es por esto que la detección incipiente de fallas es una temática muy importante en el ambiente industrial [1].

Los MI pueden presentar fallas en el rotor, estator o en los rodamientos. Las barras del rotor, en conjunto con los anillos de cortocircuito, son componentes de la máquina sometidos a grandes esfuerzos mecánicos, dado que impulsan al conjunto compuesto por el rotor y la carga mecánica asociada al MI. Las barras rotas representan entre el 5 y el 10% de las fallas que ocurren en los MI [2].

Algunas de las razones por las que pueden producirse fallas en el rotor son: altas temperaturas en barras y anillos ocasionadas por arranques sucesivos, bloqueo del rotor debido a grandes cargas mecánicas, ventilación insuficiente o grandes valores de vibraciones. Las fallas en barras, por lo general, consisten en la rotura de una o más barras dejando un circuito abierto, como se muestra en la Fig. 1.

La rotura de la barra implica que por las barras adyacentes deban circular corrientes mayores a las de diseño lo que produce un incremento en la sollicitación térmica y un decremento considerable en la vida útil de la máquina [3].

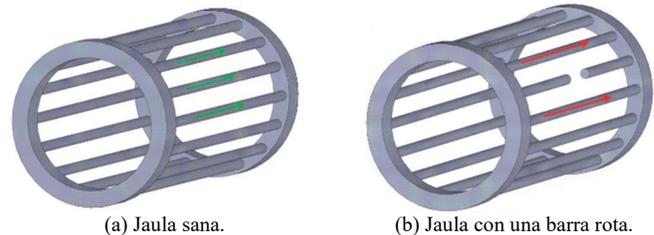


Figura 1. Corriente en barras de un rotor sano y un rotor con barra rota.

Los inconvenientes que genera la aparición de las fallas en barras han despertado el interés por parte de los investigadores para desarrollar estrategias que permitan detectarlas de forma incipiente. Se pueden mencionar las siguientes: estudio de vibraciones [4], análisis espectral de las corrientes [5][6], análisis de la distribución de campo magnético por elementos finitos [7] y el análisis mediante redes neuronales [8].

Las técnicas de inyección de señales exploratorias han sido utilizadas para la detección y diagnóstico de fallas en los bobinados [9][10], excentricidad del entrehierro [11], fallas en rodamientos [12], detección de barras rotas [13][14] y conexiones de alta resistencia [15].

La inyección de señales resulta un método práctico cuando estas se aplican con el actuador del MI, cuando su descripción matemática resulta simple y cuando el método es aplicable al proceso en el cual se encuentra el MI [16]. Por lo general, la señal exploratoria se inyecta al MI en forma de un vector de tensión rotante [17][18], un vector de tensión alterna [19], un patrón de pulsos preestablecidos [20] o componentes de alta frecuencia propias de la modulación utilizada (PWM) [21][22]. Cabe mencionar que el uso de señales de secuencia cero ha sido empleado con otros fines, como se muestra en [23][24].

En este trabajo se propone una estrategia para el diagnóstico de fallas en barras del rotor de un MI, mediante la medición de la inductancia de secuencia cero del MI. Esta inductancia se evalúa cuando se inyectan señales de secuencia cero de alta frecuencia, obtenidas a partir de una modulación vectorial estándar. La propuesta presenta la ventaja de emplear un único sensor, colocado en la conexión del neutro del MI. El modelo del MI empleado para analizar la estrategia describe la relación existente entre los circuitos de rotor y estator mediante la teoría de funciones de bobinados modificada [25]. La aparición de fallas en barras del rotor genera una variación en los valores de las inductancias del MI, lo cual permite la detección de fallas incipientes.

Este trabajo está organizado de la siguiente manera: en la Sección II se describe la estrategia de diagnóstico propuesta. En la Sección III se analizan las señales obtenidas a partir del

M. Otero, Grupo de Electrónica Aplicada (GEA), Universidad Nacional de Río Cuarto, CONICET, Argentina, motero@ing.unrc.edu.ar

P. M. de la Barrera, Grupo de Electrónica Aplicada (GEA), Universidad Nacional de Río Cuarto, CONICET, Argentina, pbarrera@ieec.org

G. R. Bossio, Grupo de Electrónica Aplicada (GEA), Universidad Nacional de Río Cuarto, CONICET, Argentina, gbossio@ing.unrc.edu.ar

R. Leidhold, Institut für Elektrische Energiesysteme (IESY), Otto von Guericke-Universität Magdeburg, Germany, roberto.leidhold@ovgu.de

Corresponding author: Marcial Otero.

uso de un modelo de circuitos múltiplemente acoplados. Luego, en la Sección IV, se presentan resultados experimentales. Finalmente se exponen las principales conclusiones.

II. ESTRATEGIA DE DIAGNÓSTICO

La estrategia de diagnóstico propuesta se basa en el análisis de los valores de las derivadas de las corrientes del MI cuando se inyecta una señal de secuencia cero al motor.

Se pretende utilizar la tensión de secuencia cero generada cuando se aplica al inversor una modulación vectorial estándar (SVPWM), como la presentada en [26]. Para esto se propone implementar el circuito de la Fig. 2, que consta de un inversor trifásico convencional con el centro de la barra de corriente continua (O) conectado al punto neutro (N) del MI. Esta modificación brinda un camino de circulación a la corriente del neutro.

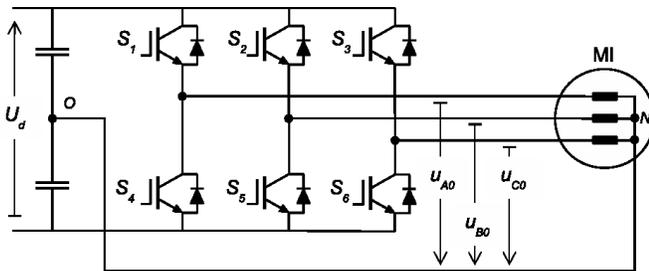


Figura 2. Circuito de inyección de señales mediante modulación estándar del inversor.

La técnica propuesta se basa en el procesamiento de las derivadas de las corrientes para obtener información sobre el estado de la máquina. Esto se logra sincronizando la medición de las derivadas con los instantes en que se aplican los vectores nulos en la modulación. De esta manera no es necesario modificar la técnica de modulación para la inyección de la tensión de secuencia cero, dado que los vectores nulos (u_7 y u_0) se encuentran siempre presentes de forma alternativa, tal como se menciona en [26].

El encendido de las llaves del inversor, S_1 , S_2 y S_3 , establecen el estado nulo u_7 (+ + +) y el de las llaves S_4 , S_5 y S_6 el estado nulo u_0 (- - -), obteniendo en esos instantes una tensión en bornes del MI que será $U_d/2$ y $-U_d/2$ respectivamente. Analizando las tensiones de fase en la Fig. 2, tenemos que

$$[u_{A0} \ u_{B0} \ u_{C0}]^T = [1 \ 1 \ 1]^T \frac{U_d}{2}. \quad (1)$$

Se puede analizar el efecto de los vectores nulos utilizando un modelo simplificado del MI [24]. Este modelo considera a cada fase del estator como un circuito compuesto por una resistencia (R en Ω), las inductancias de acoplamiento que son función de la posición del rotor ($L(\theta_r)$ en H), y la fuerza electromotriz (FEM) del MI que es función de la velocidad del rotor ($e(\omega_r)$ en V).

La ecuación que representa este modelo para el instante en que se aplica el vector u_7 es

$$L_{abc}(\theta_r) \frac{d}{dt} i_{abc}^7 = -R_{abc} i_{abc}^7 - e(\omega_r) + \begin{bmatrix} 1/2 \\ 1/2 \\ 1/2 \end{bmatrix} U_d. \quad (2)$$

y para el vector nulo u_0 es

$$L_{abc}(\theta_r) \frac{d}{dt} i_{abc}^0 = -R_{abc} i_{abc}^0 - e(\omega_r) - \begin{bmatrix} 1/2 \\ 1/2 \\ 1/2 \end{bmatrix} U_d. \quad (3)$$

Donde i es la corriente de cada fase, y $U_d/2$ es la tensión aplicada. Los subíndices abc hacen referencia a cada una de las fases del estator.

Si se realiza la diferencia entre (2) y (3), se pueden cancelar los efectos de las caídas resistivas y de la FEM. Esto es posible dado que entre un estado y otro estos términos no varían significativamente, de esta manera se obtiene la siguiente ecuación

$$L_{abc} \left(\frac{d}{dt} i_{abc}^7 - \frac{d}{dt} i_{abc}^0 \right) \cong \begin{bmatrix} 1 \\ 1 \\ 1 \end{bmatrix} U_d. \quad (4)$$

Si transformamos (4), en variables abc , a un sistema de coordenadas $\alpha\beta 0$, obtenemos

$$L_{\alpha\beta 0} \left(\frac{d}{dt} i_{\alpha\beta 0}^7 - \frac{d}{dt} i_{\alpha\beta 0}^0 \right) \cong \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 1 \end{bmatrix} U_d. \quad (5)$$

Se puede expresar (5) en forma matricial como

$$\begin{bmatrix} L_{\alpha\alpha} & L_{\alpha\beta} & L_{\alpha 0} \\ L_{\beta\alpha} & L_{\beta\beta} & L_{\beta 0} \\ L_{0\alpha} & L_{0\beta} & L_{00} \end{bmatrix} \left(\begin{bmatrix} \frac{d}{dt} i_{\alpha}^7 \\ \frac{d}{dt} i_{\beta}^7 \\ \frac{d}{dt} i_0^7 \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \frac{d}{dt} i_{\alpha}^0 \\ \frac{d}{dt} i_{\beta}^0 \\ \frac{d}{dt} i_0^0 \end{bmatrix} \right) = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 1 \end{bmatrix} U_d. \quad (6)$$

Despejando las derivadas de corriente obtenemos

$$\left(\begin{bmatrix} \frac{d}{dt} i_{\alpha}^7 \\ \frac{d}{dt} i_{\beta}^7 \\ \frac{d}{dt} i_0^7 \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \frac{d}{dt} i_{\alpha}^0 \\ \frac{d}{dt} i_{\beta}^0 \\ \frac{d}{dt} i_0^0 \end{bmatrix} \right) = \begin{bmatrix} Y_{\alpha\alpha} & Y_{\alpha\beta} & Y_{\alpha 0} \\ Y_{\beta\alpha} & Y_{\beta\beta} & Y_{\beta 0} \\ Y_{0\alpha} & Y_{0\beta} & Y_{00} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 1 \end{bmatrix} U_d. \quad (7)$$

$$\left(\begin{bmatrix} \frac{d}{dt} i_{\alpha}^7 \\ \frac{d}{dt} i_{\beta}^7 \\ \frac{d}{dt} i_0^7 \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \frac{d}{dt} i_{\alpha}^0 \\ \frac{d}{dt} i_{\beta}^0 \\ \frac{d}{dt} i_0^0 \end{bmatrix} \right) = \begin{bmatrix} Y_{\alpha 0} \\ Y_{\beta 0} \\ Y_{00} \end{bmatrix} U_d. \quad (8)$$

En este trabajo se propone analizar la tercera fila de la expresión matricial (8), definida como:

$$x_0 = \frac{d}{dt} i_0^7 - \frac{d}{dt} i_0^0 = Y_{00} U_d. \quad (9)$$

Es posible hacer uso de las ecuaciones que describen las primeras dos filas de (8) para obtener las señales de diagnóstico, como se propone en [14]. Para ello se necesita la información de las 3 derivadas de las corrientes de fase del MI o su equivalente en coordenadas $\alpha\beta$. En el citado trabajo, se utilizan dos sensores de derivadas de corriente, de esta forma se obtiene la información directamente en coordenadas $\alpha\beta$.

La presente propuesta solo necesita un único sensor de derivada de corriente (SDC), lo que la hace más económica que propuestas anteriores y de sencilla aplicación. La propuesta presenta un bajo costo computacional, al procesar una única señal. Estos hechos la hacen más conveniente, acorde a lo mencionado en [27], donde se establece que una estrategia de diagnóstico debe utilizar la menor cantidad de medidas o sensores que sea posible.

De la ecuación (9) podemos despejar como señal de diagnóstico la inductancia L_0 , en Henrios, definida como:

$$L_0 = \frac{1}{Y_{00}} = \frac{U_d}{x_0}. \quad (10)$$

El análisis de esta señal, mediante la descomposición en frecuencia, permitirá identificar indicadores característicos de las fallas en barras del MI.

Un diagrama en bloques de la estrategia se muestra en la Fig.3. A la señal medida (di_0/dt) se le aplican filtros pasabajos con frecuencia de corte de 200 Hz para obtener x_0 , y luego calcular L_0 .

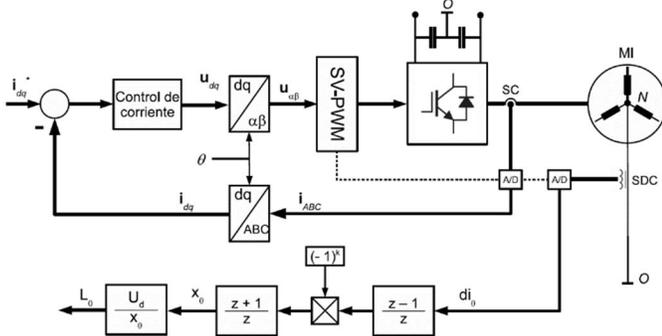


Figura. 3. Diagrama de bloques de la técnica de inyección de señales.

A continuación, se analizará la señal L_0 para determinar la condición de un MI.

III. ANÁLISIS DE LA SEÑAL DE DIAGNÓSTICO

En esta sección se analiza la estrategia de diagnóstico de fallas utilizando un modelo de circuitos múltiplemente acoplados [28]. Se evalúan analíticamente los efectos de una falla en barras del rotor del MI sobre la señal de diagnóstico. Las ecuaciones dinámicas del modelo para el MI jaula de ardilla en [25] se expresan de la siguiente manera

$$\mathbf{U}_s = \mathbf{R}_s \mathbf{I}_s + \frac{d(\mathbf{L}_{ss} \mathbf{I}_s + \mathbf{L}_{sr} \mathbf{I}_r)}{dt}. \quad (11)$$

$$0 = \mathbf{R}_r \mathbf{I}_r + \frac{d(\mathbf{L}_{rs} \mathbf{I}_s + \mathbf{L}_{rr} \mathbf{I}_r)}{dt}. \quad (12)$$

Para el presente análisis, se desprecian en el modelo las tensiones de velocidad y las caídas de tensión en las resistencias. Si el intervalo de tiempo que dura la inyección de la señal exploradora es pequeño, las tensiones de velocidad son prácticamente canceladas en la técnica de detección, tal como se describió en la sección anterior. Quedando entonces (11) y (12) expresadas como:

$$\mathbf{U}_s = \mathbf{L}_{ss} \frac{d\mathbf{I}_s}{dt} + \mathbf{L}_{sr} \frac{d\mathbf{I}_r}{dt}. \quad (13)$$

$$0 = \mathbf{L}_{rs} \frac{d\mathbf{I}_s}{dt} + \mathbf{L}_{rr} \frac{d\mathbf{I}_r}{dt}. \quad (14)$$

Donde \mathbf{U}_s es el vector tensión aplicado al estator, \mathbf{I}_s las corrientes de estator, \mathbf{I}_r el vector corriente de rotor, \mathbf{L}_{ss} es la matriz que representa las inductancias propias y mutuas del estator, \mathbf{L}_{rr} las inductancias propias y mutuas del rotor, \mathbf{L}_{sr} las inductancias mutuas entre las fases del estator y los lazos del rotor, $\mathbf{L}_{sr} = \mathbf{L}_{rs}^T$. Donde las inductancias fueron calculadas

usando el método de funciones de bobinados presentado en [25]. Se considera que (13) y (14) se encuentran en variables abc .

Despejando de (14) la derivada de las corrientes del rotor,

$$\frac{d\mathbf{I}_r}{dt} = -\mathbf{L}_{rr}^{-1} \mathbf{L}_{rs} \frac{d\mathbf{I}_s}{dt}. \quad (15)$$

y reemplazando en (13), se obtiene

$$\mathbf{U}_s = (\mathbf{L}_{ss} - \mathbf{L}_{sr} \mathbf{L}_{rr}^{-1} \mathbf{L}_{rs}) \frac{d\mathbf{I}_s}{dt}. \quad (16)$$

Para las llaves en la posición $u_7(+ + +)$ las tensiones de fase son función de la tensión U_d , y puede expresarse como,

$$u_{A0} = u_{B0} = u_{C0} = \frac{U_d}{2}. \quad (17)$$

$$\mathbf{U}_s = \frac{U_d}{2} \mathbf{A}. \quad (18)$$

Donde \mathbf{A} se define como

$$\mathbf{A} = [1 \quad 1 \quad 1]^T \quad (19)$$

Despejando el vector de las derivadas de las corrientes del estator de (16), y reemplazando en (18) se obtiene:

$$\frac{d\mathbf{I}_s^7}{dt} = \frac{U_d}{2} (\mathbf{L}_{ss} - \mathbf{L}_{sr} \mathbf{L}_{rr}^{-1} \mathbf{L}_{rs})^{-1} \mathbf{A}. \quad (20)$$

Donde el superíndice 7 indica que la derivada se mide durante el estado del inversor u_7 . Se puede obtener una expresión equivalente a (20) para el estado u_0 . Si realizamos la diferencia de las señales en los estados u_7 y u_0 , se obtienen las señales auxiliares

$$\mathbf{x}_{abc} = U_d (\mathbf{L}_{ss} - \mathbf{L}_{sr} \mathbf{L}_{rr}^{-1} \mathbf{L}_{rs})^{-1} \mathbf{A}. \quad (21)$$

Donde se puede observar que las señales sólo dependen de la tensión U_d y de las inductancias propias y mutuas del rotor y del estator. Esto indica que variaciones en las inductancias del MI, como consecuencia de una falla en barras del rotor, se verán reflejadas en el vector \mathbf{x}_{abc} . Este hecho permitirá, en la próxima sección, detectar estas fallas.

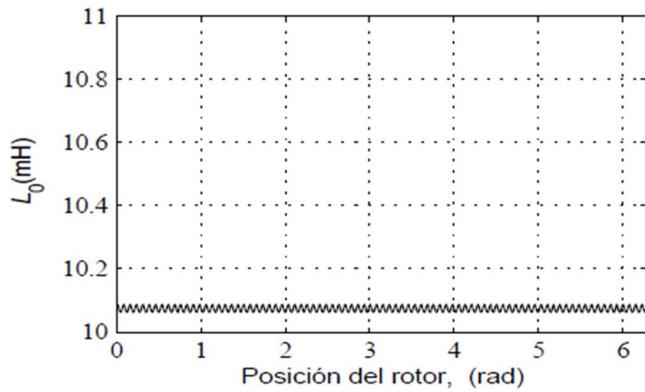
III-A. Análisis basado en el modelo propuesto

Considerando que el vector \mathbf{x}_{abc} contiene información de la condición de falla del MI, se puede calcular la señal auxiliar x_0 , correspondiente a la secuencia cero en un referencial $\alpha\beta 0$, como:

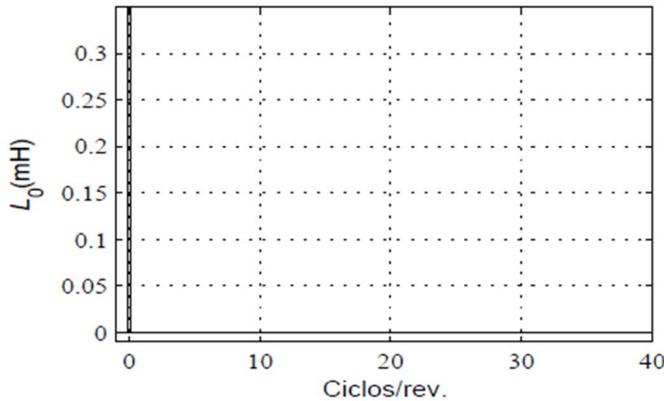
$$x_0 = \frac{1}{3} \mathbf{A}^T \mathbf{x}_{abc}. \quad (22)$$

$$x_0 = \mathbf{A}^T U_d (\mathbf{L}_{ss} - \mathbf{L}_{sr} \mathbf{L}_{rr}^{-1} \mathbf{L}_{rs})^{-1} \mathbf{A}. \quad (23)$$

$$L_0 = \frac{U_d}{x_0} = \frac{1}{\mathbf{A}^T U_d (\mathbf{L}_{ss} - \mathbf{L}_{sr} \mathbf{L}_{rr}^{-1} \mathbf{L}_{rs})^{-1} \mathbf{A}}. \quad (24)$$

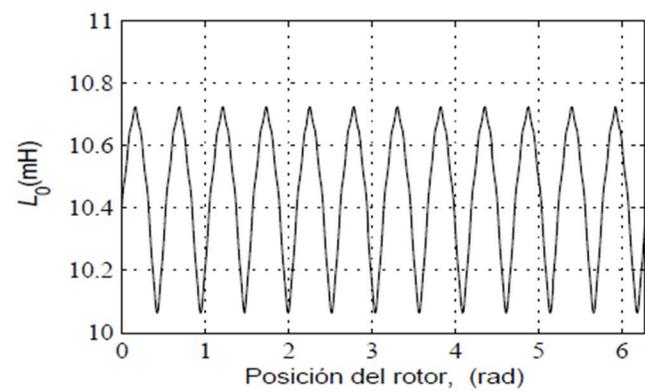


(a) Comportamiento de la señal de diagnóstico L_0 .

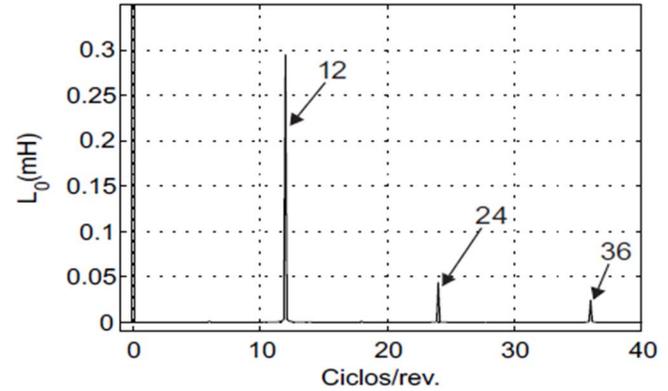


(b) Espectro en frecuencia de la señal L_0

Figura 4. Resultados analíticos de la detección de fallas para un MI sano.



(a) Comportamiento de la señal de diagnóstico L_0 .



(b) Espectro en frecuencia de la señal L_0

Figura 5. Resultados analíticos para un MI con una barra rota.

Se observa que L_0 contiene información acerca de las inductancias del MI. Una falla en las barras del rotor generará variaciones en L_0 , por lo tanto es posible supervisar la condición del MI mediante el procesamiento de la medición de la derivada de corriente del neutro durante la inyección de los vectores nulos u_7 y u_0 .

Se obtuvieron resultados analíticos para un MI sano, y con una barra rota. El comportamiento de la señal de diagnóstico para el MI sano se presenta en la Fig. 4(a), donde se observa que la señal tiene un valor continuo con pequeñas variaciones de alta frecuencia. Es posible cuantificar este valor de continua mediante el espectro en frecuencia de L_0 , tal como se muestra en la Fig. 4 (b).

La Fig. 5(a) corresponde a la señal de diagnóstico para el MI con una barra rota, se observa que L_0 posee un valor medio mayor al del MI sano, Fig. 4(a), con una importante componente de 12 ciclos por revolución (ciclos/rev.) del MI. Analizando el espectro en frecuencia de la señal en la Fig. 5(b), se advierte que L_0 está compuesta por componentes de 12, 24 y 36 ciclos/rev. Si se compara este espectro con el de la Fig. 4(b), se observa una marcada diferencia ya que las mencionadas componentes son nulas para el caso del MI sano. Es por esto que estas componentes serán utilizadas como indicativas de una falla en barras del MI.

Si se comparan los resultados analíticos obtenidos con los presentados en [14], se destaca que el espectro en frecuencia de la señal L_0 en la Fig. 4(b) no presenta la componente asociada al paso de las barras del rotor que se observa en el espectro de la señal $x_{\alpha\beta}$ de la Fig. 3(c) en [14]. Esta característica se presenta como una ventaja, al facilitar la detección de fallas.

IV. RESULTADOS EXPERIMENTALES

La estrategia propuesta se validó experimentalmente empleando un banco de ensayos basado en el esquema planteado en la Fig. 3. La estrategia se aplicó en un MI estándar de 5.5 kW con un rotor de ranuras abiertas. La velocidad del rotor se mantuvo constante durante todo el ensayo a 240 rpm, empleando un motor secundario acoplado al mismo. En el apéndice del trabajo se detallan las características del MI utilizado durante los ensayos.

La señal de diagnóstico para el MI sano se presenta en la Fig. 6(a), donde se observa que L_0 presenta oscilaciones como consecuencia de las asimetrías propias del MI. Estas oscilaciones pueden cuantificarse mediante el espectro en frecuencias mostrado en la Fig. 6(b), donde se observan componentes de muy bajo valor respecto a la de continua o valor medio de la señal. Las componentes presentes en la Fig. 6(b) no se observan en los resultados analíticos mostrados en la Fig. 4(b) dado que el modelo utilizado en la sección anterior no tiene en cuenta las asimetrías propias del MI.

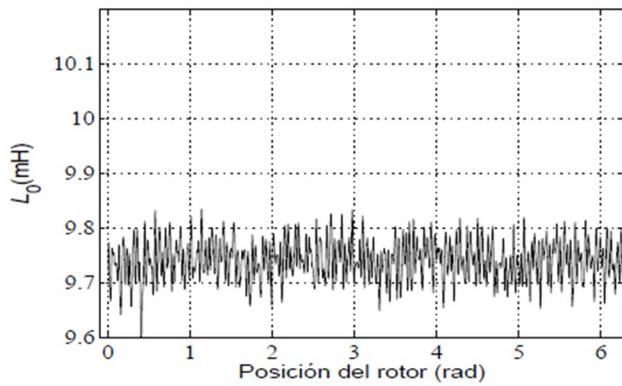
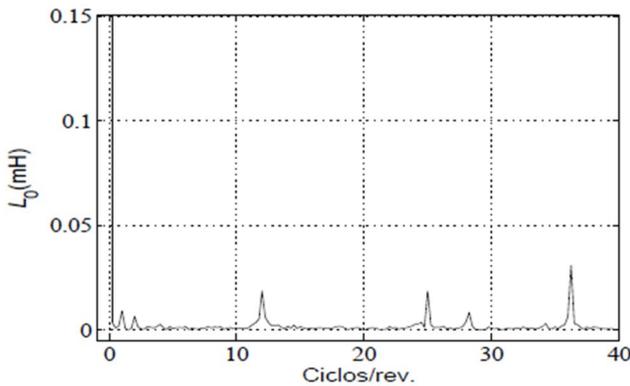
(a) Comportamiento de la señal de diagnóstico L_0 .(b) Espectro en frecuencia de la señal L_0

Figura 6. Resultados experimentales de la detección de fallas para un MI sano.

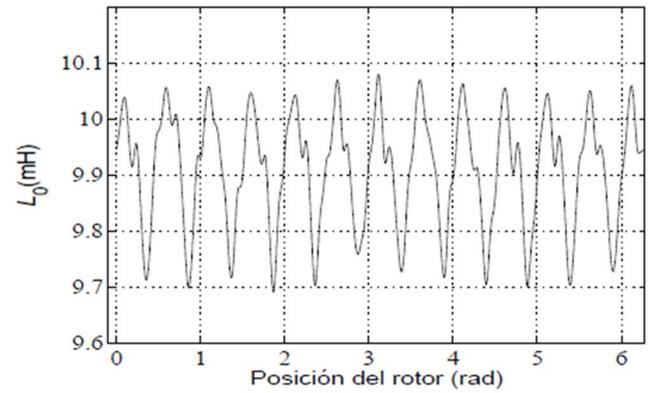
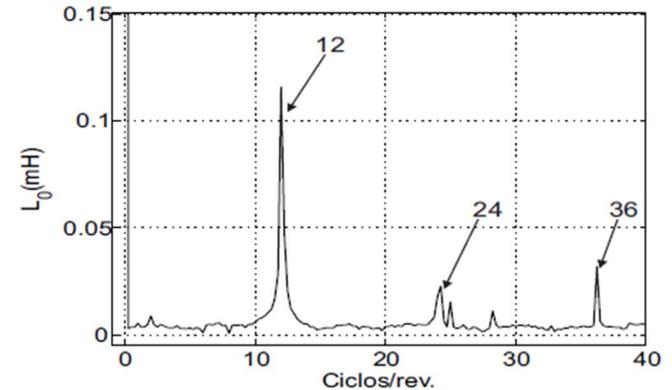
(a) Comportamiento de la señal de diagnóstico L_0 .(b) Espectro en frecuencia de la señal L_0

Figura 7. Resultados experimentales para un MI con una barra rota.

La señal de diagnóstico para el MI con una barra rota se presenta en la Fig. 7(a), donde se observa que L_0 posee oscilaciones de 12 ciclos/rev. Este hecho concuerda con los resultados analíticos presentados en la Fig. 5(a), como así también el incremento en el valor medio de la señal respecto al MI sano. En la Fig. 7(b) se presenta el espectro en frecuencias de la señal L_0 donde se observa el incremento en las componentes de 12, 24 y 36 ciclos/rev. Esto verifica las observaciones realizadas a través del modelo presentado en la sección anterior.

Al comparar los resultados de las Fig. 5(b) y 7(b) se observa que los valores de las componentes de frecuencia disminuyen en los resultados experimentales, esto se debe a que el modelo analítico no considera las caídas de tensión resistivas presentes en el sistema experimental. Sin embargo, los resultados experimentales presentados en esta sección nos permiten afirmar que la supervisión de las componentes de 12, 24 y 36 ciclos/rev. en la señal de diagnóstico propuesta, permite detectar la aparición de fallas en barras cuando estas son de carácter incipiente.

V. CONCLUSIONES

En este trabajo se presentó una estrategia para el diagnóstico de fallas en barras del rotor de un MI, empleando inyección de señales de secuencia cero de alta frecuencia. La estrategia se basa en la medición de la derivada de la corriente del neutro de manera sincronizada con la inyección de señales.

Se propuso un estudio analítico para validar la estrategia, utilizando un modelo del MI y analizando su respuesta frente a las señales inyectadas. Se obtuvieron resultados analíticos que demuestran el potencial para la detección de barras rotas. Los resultados experimentales obtenidos, implementando la estrategia en un banco de trabajo, demuestran la validez de la propuesta.

La estrategia presenta la ventaja de que sólo necesita un único dispositivo de medición de derivada de la corriente. Vale destacar que no es necesaria la modificación del patrón de pulsos aplicado por inversor, puesto que se utilizó una modulación vectorial estándar.

APÉNDICE

Los parámetros y datos característicos del MI empleado se muestran en la Tabla I. En la Fig. 8 se muestra el banco de ensayos empleado para obtener los resultados experimentales, el cual consta de un motor con una barra rota, a la derecha en la Fig. 8, acoplado a otro motor que acciona al sistema a velocidad constante.

TABLA I
PARÁMETROS Y CARACTERÍSTICAS DEL MI

MI trifásico		
Variables/Parámetros	Valor	Unidad
Potencia (P_n)	5.5	kW
Tensión (V_n)	380	V rms
Corriente (I_n)	11.9	A rms
Frecuencia (f_n)	50	Hz
Factor de Potencia	0.80	-
Polos (P)	4	-
Ranuras del estator	36	-
Ranuras del rotor	28	-
Apertura de ranuras	1.2	mm



Figura 8. Banco de ensayos empleado para obtener resultados experimentales.

AGRADECIMIENTOS

Este trabajo se realizó con el apoyo de la UNRC, la ANPCyT, el CONICET y el BmBf.

REFERENCIAS

- [1] Bindu, S. and Vinod, V. T., "Diagnoses of internal faults of three phase squirrel cage induction motor - A Review", *2014 International Conference on Advances in Energy Conversion Technologies (ICAECT)*, Jan. 2014, pp. 48–54.
- [2] Pezzani, C., Donolo, P., Bossio, G., Donolo, M., Guzmán, A. and Zocholl, S. E., "Detecting broken rotor bars with zero-setting protection", *48th IEEE Industrial Commercial Power Systems Conference*, may 2012, pp. 1–12.
- [3] Takbash, A. and Faiz, J., "Impact of rotor broken bars fault on life span of three-phase squirrel-cage induction motor", *16th International IGTE Symposium on Numerical Field Calculation in Electrical Engineering*, Sep. 2014.
- [4] Martínez, J., Belahcen A. and Muetze A., "Analysis of the vibration magnitude of an induction motor with different numbers of broken bars", *IEEE Trans. Ind. Appl.*, vol. 53, no. 3, pp. 2711–2720, may. 2017.
- [5] Lee, S. B., Hyun, D., Kang, T., Yang, C., Shin, S., Kim, H., Park, S., Kong, T. S. and Kim, H. D., "Identification of false rotor fault indications produced by online MCSA for medium voltage induction machines", *IEEE Trans. Ind. Appl.*, vol. 52, no. 1, pp. 729–739, jan. 2016.
- [6] Morinigo-Sotelo D., Romero-Troncoso R.J., Antonino-Daviu J.A. and Gyftakis K.N., "Reliable detection of broken rotor bars in induction motors via MUSIC and ZSC methods", *2016 International Conference on Electrical Machines (ICEM)*, sep. 2016, pp. 2881–2886.
- [7] Weili, L., Ying, X., Jiafeng, S. and Yingli, L., "Finite-Element analysis of field distribution and characteristic performance of squirrel-cage induction motor with broken bars", *IEEE Trans. on Magnetics*, vol. 43, no. 4, pp. 1537–1540, apr. 2007.
- [8] Ayhan, B., Chow, M. Y. and Song, M. H., "Multiple discriminant analysis and neural-network-based monolith and partition fault detection schemes for broken rotor bar in induction motors", *IEEE Trans. Ind. Electron.*, vol. 53, no. 3, pp. 1298–1308, jun. 2006.
- [9] Bossio, G. R., De Angelo, C. H., de la Barrera, P. M., Solsona, J. A., García, G. O. and Valla, M. I., "Stator winding fault detection in induction motor drives using signal injection", *2011 IEEE International Symposium on Diagnostics for Electric Machines, Power Electronics Drives (SDEMPED)*, sep. 2011, pp. 92–97.
- [10] Briz, F., Degner M. W., Guerrero J.M. and García P., "Stator windings fault diagnostics of induction machines operated from inverters and soft-starters using high-frequency negative-sequence currents", *IEEE Trans. Ind. Appl.* vol. 45, no. 5, pp. 1637–1646, jul. 2009.
- [11] Bossio, G., De Angelo, C., Solsona, J., García, G. O. and Valla, M. I., "Application of an additional excitation in inverter-fed induction motors for air-gap eccentricity diagnosis", *IEEE Trans. Energy Convers.*, vol. 21, no. 4, pp. 839–847, dec. 2006.
- [12] Li, D. Z., Wang, W. and Ismail, F., "An enhanced bispectrum technique with auxiliary frequency injection for induction motor health condition monitoring", *IEEE Trans. Instr. and Meas.*, vol. 64, no. 10, pp. 2679–2687, oct. 2015.
- [13] Kim, S. K., and Seok, J. K., "High-frequency signal injection-based rotor bar fault detection of inverter-fed induction motors with closed rotor slots", *IEEE Trans. Ind. Appl.* vol. 47, no. 4, pp. 1624–1631, jul. 2011.
- [14] Bossio, G. R., de la Barrera, P. M., Otero, M., Leidhold R. and Schallschmidt T., "Broken rotor bars detection in induction motor by using zero-sequence signal injection", *Industrial Electronics Society (IECON), 2016 - 42nd Annual Conference of the IEEE*, Oct. 2016.
- [15] de la Barrera, P. M., Bossio, G. R. and Solsona, J. A., "High resistance connection detection in induction motor drives using signal injection", *IEEE Trans. Ind. Electron.*, vol. 61, no. 7, pp. 3563–3573, jul. 2014.
- [16] Münchhof, M. and Isermann, R., "Identification of dynamical systems: An introduction with applications", *Springer*, 2011.
- [17] Gabriel, F., Belie, F. De, Neyt, X. and Lataire, P., "High-frequency issues using rotating voltage injections intended for position self-sensing", *IEEE Trans. Ind. Electron.*, vol. 60, no. 12, pp. 5447–5457, dec. 2013.
- [18] Briz, F., Degner M.W. and Guerrero J.M., "Online diagnostics in inverter-fed induction machines using high-frequency signal injection", *IEEE Trans. Ind. Appl.* vol. 40, no. 4, pp. 1637–1646, jul. 2004.
- [19] Holtz, J., "Acquisition of position error and magnet polarity for sensorless control of PM synchronous machines", *IEEE Trans. Ind. Appl.*, vol. 44, no. 4, pp. 1172–1180, jul. 2008.
- [20] Belie, F. M. L. De, Sergeant, P. and Melkebeek, J. A., "A Sensorless drive by applying test pulses without affecting the average-current samples", *IEEE Trans. Power Electron.*, vol. 25, no. 4, pp. 875–888, apr. 2010.
- [21] Vogelsberger, M. A. and Grubic, S. and Habetler, T. G. and Wolbank, T. M., "Using PWM-induced transient excitation and advanced signal processing for zero-speed sensorless control of AC machines", *IEEE Trans. Ind. Electron.*, vol. 57, no. 1, pp. 365–374, jan. 2010.
- [22] Stojicic G., Samonig M., Nussbaumer P., Joksimovic G., Vasak M., Peric N. and Wolbank T. M., "Monitoring of rotor bar faults in induction generators with full-size inverter", *14th European Conference on Power Electronics and Applications*, Sep. 2011, pp 1–8.
- [23] Leidhold, R., "Position sensorless control of PM synchronous motors based on zero-sequence carrier injection", *IEEE Trans. Ind. Electron.*, vol. 58, no. 12, pp. 5371–5379, dec. 2011.
- [24] de la Barrera, P. M., Bossio, G. R. and Leidhold, R., "Induction motor saliencies analysis using zero-sequence signal injection", *Industrial Electronics (ISIE), 2015 IEEE 24th International Symposium on*, jun. 2015.
- [25] Bossio, G. R., De Angelo, C., Solsona, J., García G. O. and Valla, M I., "A 2-D model of the induction machine: An extension of the modified winding function approach", *IEEE Trans. on Energy Conversion*, vol.19, no. 1, pp. 144–150, mar. 2004.
- [26] Krause, P.C., Oleg, W. and Scott, D. S. "Analysis of electric machinery and drive systems", *IEEE Press series on power engineering*, Vol. 10, 2nd edition, 2002.
- [27] Bellini, A., Filippetti, F., Tassoni, C. and Capolino, G. A. "Advances in diagnostic techniques for induction machines", *IEEE Trans. Ind. Electron.*, vol. 55, no. 12, pp. 4109–4126, dec. 2008.
- [28] Luo, X., Liao, Y., Toliyat, H. A., El-Antably, A. and Lipo, T. A., "Multiple coupled circuit modeling of induction machines", *IEEE Trans. Ind. Appl.*, vol. 31, no. 2, pp. 311–318, mar. 1995.



Marcial Otero (S'12) nació en Río Cuarto, Argentina, en 1991. Recibió el título de Ingeniero Electricista en la Universidad Nacional de Río Cuarto, Argentina, en 2016. Actualmente percibe una beca del CONICET (Consejo Nacional de Investigaciones Científicas y Técnicas de Argentina), y se encuentra cursando el Doctorado en Ciencias de la Ingeniería en la Universidad Nacional de Río Cuarto, Argentina. Desde 2012 es miembro del Grupo de Electrónica Aplicada de la Universidad Nacional de Río Cuarto. Sus áreas de investigación

son el diagnóstico de fallas en máquinas eléctricas y los sistemas de generación de energía eólica.



Pablo M. de la Barrera (S'99 - GS'08 - M'09 - SM'15) nació en Río Cuarto, Argentina, en 1978. Recibió el título de Ingeniero Electricista y de Magister en la Universidad Nacional de Río Cuarto, Argentina, en 2003 y 2006, respectivamente, y el título de Doctor en Control de Sistemas por la Universidad Nacional del Sur, Argentina, en 2009. En 1998, se incorporó al Grupo de Electrónica Aplicada, de la Universidad Nacional de Río Cuarto. También es miembro del CONICET (Consejo

Nacional de Investigaciones Científicas y Técnicas de Argentina). Dentro del IEEE, actualmente es Vicepresidente del Capítulo Conjunto de la Sección Argentina (IE13/CS23/RA24/IA34/PEL35/VT06). Sus temas de interés técnico son: fallas en máquinas eléctricas, modelado y control de máquinas eléctricas para aplicaciones de vehículos eléctricos e híbridos y de fuentes renovables de energía.



Guillermo R. Bossio (S'03 - M'07 - SM'15) nació en Italo, Argentina, en 1974. Recibió el título de Ingeniero Electricista en la Universidad Nacional de Río Cuarto, Argentina, en 1999, y de doctor en Ingeniería de la Universidad Nacional de La Plata, Argentina, en 2004. Desde 1994, forma parte del Grupo de Electrónica Aplicada, de la Universidad Nacional de Cuarto. También es miembro del CONICET (Consejo Nacional de Investigaciones Científicas y Técnicas de Argentina). Sus áreas de investigación incluyen el diagnóstico de fallas en

máquinas eléctricas, accionamientos eléctricos, vehículos eléctricos y generación de energía renovable.



Roberto Leidhold (S'94 - M'03) nació en Honduras en 1970. Recibió el título de Ingeniero Electrónico en la Universidad Nacional de Córdoba, Argentina, en 1995, el título de maestría de la Universidad Nacional de Río Cuarto, Argentina, en 2000, y el doctorado de la Universidad Nacional de La Plata, Argentina, en 2003. De 2005 a 2011, estuvo en la Universidad Técnica de Darmstadt, Alemania, primero como Investigador Académico de la Fundación Alexander von Humboldt, luego como Investigador Asociado y luego como Investigador

Principal. Desde 2011, es profesor de sistemas de accionamiento eléctrico en la Otto-von-Guericke-Universitaet Magdeburg, Alemania. Sus áreas de investigación incluyen el control de accionamientos, maquinas eléctricas y generación de energía renovable.