

Validación Experimental de un Modelo de la MI con Falla en los Bobinados de Estátor incluyendo los Armónicos de la Red

Manuel A. Mazzoletti
Guillermo D. Yuchechen
Mario O. Oliveira

Laboratorio de Investigación y Desarrollo
de Energía Eléctrica (LIDEE)
Facultad de Ingeniería, UNaM
Juan. M. de Rosas #325, N3365BOG
Oberá, Misiones - Argentina
email: m.a.mazzoletti@ieee.org

Guillermo R. Bossio
Pablo D. Donolo
Martín C. Pezzani

Grupo de Electrónica Aplicada (GEA)
IITEMA - UNRC, CONICET
Ruta Nacional #36, km #601, X5804BYA
Río Cuarto, Córdoba - Argentina
email: gbossio@ing.unrc.edu.ar

Resumen—El presente trabajo tiene como objetivo analizar y validar un modelo analítico de la máquina de inducción (MI) con un cortocircuito entre espiras de los bobinados del estátor considerando los armónicos en la tensión de la red. A diferencia de otros modelos que incluyen los efectos de la avería sobre las componentes de frecuencia fundamental, el modelo propuesto permite extender el análisis sobre las componentes armónicas de mayor orden. Se presentan los circuitos eléctricos equivalentes en componentes de secuencia para el estado estacionario incluyendo el armónico de orden cinco. Para la validación experimental se utilizó una fuente de alimentación programable que permite sintetizar formas de onda de tensión de amplitud y frecuencia variable aplicadas a una MI prototipo. La MI utilizada presenta bobinados modificados con salidas adicionales que permiten generar cortocircuitos entre espiras de distinta severidad. Los resultados obtenidos de simulación son contrastados con los experimentales a fin de validar el comportamiento del modelo analítico con falla.

Palabras Claves— Máquina de Inducción, Modelo, Cortocircuitos entre espiras, Diagnóstico de Fallas.

I. INTRODUCCIÓN

En el ámbito industrial existen diferentes tipos de fenómenos que provocan el desequilibrio y la distorsión de las tensiones de alimentación aplicadas a las Máquinas Eléctricas Rotativas (MER). En un sistema de tensiones distorsionadas y perfectamente balanceado sin neutro, las componentes de frecuencias contenidas en las señales se definen de secuencia positiva o negativa [1]. Sin embargo, diversas perturbaciones provocan el desequilibrio del sistema, originando señales que contienen componentes de secuencia tanto positivas como negativas. Estas perturbaciones pueden atribuirse a diferentes factores tales como una avería en la MER o producto de problemas externos. En el caso de originarse una avería, la asimetría de impedancias origina corrientes de fase desequilibradas cuyas componentes de secuencias pueden utilizarse para la detección de la falla [2]. Se debe tener en cuenta que la evaluación de los efectos de una avería sobre las compo-

nentes de frecuencia fundamental presenta serias dificultades para su detección dado que podrían llegar a confundirse con las perturbaciones externas tales como el desbalance, o la distorsión de la tensión de la red [3] o los contactos de alta resistencia [4], [5]. Con el fin de detectar las averías de manera segura, algunos métodos analizan la evolución dinámica de las componentes de secuencias de diferentes frecuencias [6]–[10]. En procesos industriales que utilizan los arrancadores suaves como accionamiento de control para la partida de la máquina de inducción (MI), los armónicos en la tensión que se generan durante el transitorio de arranque fueron utilizados para detectar distintos tipos de asimetrías sobre el estátor de una MI [11], [12]. Teniendo en cuenta los efectos que provocan las averías en bobinados sobre las señales eléctricas, diferentes modelos analíticos para la MI considerando un cortocircuito entre espiras fueron propuestos en [13], [14]. Un cortocircuito entre espiras se produce debido a la degradación progresiva del aislamiento entre los conductores que conforman las espiras del bobinado, originando una corriente de falla cuya magnitud puede superar varias veces la corriente nominal de operación [15]. Por lo tanto, detectar este tipo de avería en su estado incipiente es fundamental para evitar fallas catastróficas como los cortocircuitos entre fase y tierra o entre fases [16]. En este sentido, los modelos analíticos son fundamentales para analizar el comportamiento de las MER con falla y, además, para proponer estrategias de detección y diagnóstico.

En este trabajo se presenta la validación experimental de un modelo analítico de la MI con un cortocircuito entre espiras en bobinados considerando los armónicos en la tensión de la red de alimentación. Con el objetivo de analizar los efectos que producen las averías sobre las corrientes de estátor, se presentan los circuitos eléctricos equivalentes en componentes de secuencias para el estado estacionario, derivados del modelo dinámico con falla en marco de referencia *qd*. Para la validación experimental se utilizó una fuente de alimentación

trifásica programable que permite sintetizar las formas de onda de las tensiones que se aplican sobre bornes de una MI prototipo. La MI cuenta con salidas adicionales desde el bobinado de una fase para acceder a la 3^{era}, 5^{ta} y 10^{ma} espiras de una bobina que posibilitan generar los cortocircuitos entre espiras de distinta severidad, entre un 0,7 % y un 7 % respecto al total de espiras del bobinado completo. Finalmente, se presentan los resultados de simulación y los obtenidos mediante ensayos experimentales para la MI alimentada con diferentes grados de distorsión armónica bajo estados de operación con falla.

II. MODELO DE LA MI CON FALLA EN BOBINADOS

El modelo dinámico de la MI con falla considerando los armónicos de la red es una evolución de los modelos trifásicos desarrollados en [13], [14]. A partir de estos modelos qd conocidos en la literatura, se formula un modelo dinámico para la MI con un cortocircuito entre espiras incluyendo los efectos del h -ésimo armónico, propuesto en [17]. Para la MI sin conexión de neutro, el modelo de la MI para el régimen estacionario en componentes de secuencia positiva y negativa para el armónico h puede expresarse de la siguiente manera:

$$\tilde{V}_{sph} = (r_s + jh\omega_e L_s) \left(\tilde{I}_{sph} - \frac{1}{3} \mu_{qd} \tilde{I}_f \right) + jh\omega_e L_m \tilde{I}_{rph} \quad (1)$$

$$\tilde{V}_{snh} = (r_s + jh\omega_e L_s) \left(\tilde{I}_{snh} - \frac{1}{3} \mu_{qd}^* \tilde{I}_f \right) + jh\omega_e L_m \tilde{I}_{rnh} \quad (2)$$

$$0 = (r_r A + jh\omega_e L_r) \tilde{I}_{rph} + jh\omega_e L_m \left(\tilde{I}_{sph} - \frac{1}{3} \mu_{qd} \tilde{I}_f \right) \quad (3)$$

$$0 = (r_r B + jh\omega_e L_r) \tilde{I}_{rnh} + jh\omega_e L_m \left(\tilde{I}_{snh} - \frac{1}{3} \mu_{qd}^* \tilde{I}_f \right) \quad (4)$$

donde,

$$A = \frac{h}{h-1+S}, \quad B = \frac{h}{h+1-S}; \quad (5)$$

los subíndices s y r indican las magnitudes del estátor y del rotor. p y n refieren a las componentes de secuencia positiva y negativa. \tilde{V} , \tilde{I} son los fasores de tensión y de corriente. $L_m = \frac{3}{2} L_{ms}$, $L_s = L_{ls} + L_m$ y $L_r = L_{lr} + L_m$, corresponden a la inductancia magnetizante, y las propias, respectivamente. ω_e es la velocidad angular eléctrica. S es el deslizamiento. El bobinado de fase dañado puede identificarse mediante el factor de falla vectorial (FFV), μ_{qd} .

El modelo para el circuito de falla deriva de incluir un lazo adicional en los bobinados de la fase con avería y se representa de la siguiente manera:

$$\mu_{qd}^* \tilde{V}_{sph} + \mu_{qd} \tilde{V}_{snh} = K (r_s + jh\omega_e L_{ls}) \tilde{I}_f + r_f \tilde{I}_f; \quad (6)$$

donde, \tilde{I}_f es el fasor de la corriente de falla, r_f es la resistencia de falla y $K = (1 - \frac{2}{3} \|\mu_{qd}\|) \|\mu_{qd}\|$. La fase dañada se determina a partir de las características del FFV. El módulo del vector, $\|\mu_{qd}\|$, representa el porcentaje de las espiras en cortocircuito. Su dirección indica el bobinado de fase dañado: 0 , $-\frac{2\pi}{3}$ ó $\frac{2\pi}{3}$. Para la fase a será igual $[1 \ 0]$, y para la b o c será $[-\frac{1}{2} \ -\frac{\sqrt{3}}{2}]$ o $[-\frac{1}{2} \ \frac{\sqrt{3}}{2}]$, respectivamente.

A. Modelo de la MI con falla para el 5^{to} armónico

El modelo de la MI presentado permite evaluar los efectos de un cortocircuito entre espiras considerando cualquier componente armónica contenida en la red. Si bien el 5^{to} armónico puede no estar presente en la red de alimentación convencional, diferentes componentes armónicas se genera naturalmente en la tensión aplicada a la MI cuando es accionada mediante arrancadores suaves, en particular el de orden cinco. La representación del modelo mediante circuitos equivalentes para el régimen estacionario en componentes de secuencia considerando el 5^{to} armónico de la red con una avería en bobinados del estátor se muestran en la Fig. 1. En la Fig. 1(c) se muestra el circuito equivalente para el lazo de falla. Notar que para el caso de la MI sin falla, ($\mu_{qd} \tilde{I}_f = 0$), los circuitos resultantes en la Fig. 1 (a) y Fig. 1 (b), representan el funcionamiento de la MI con distorsión y desequilibrio de tensión de la red de alimentación [18].

En una red de alimentación con distorsión cuya tensiones son balanceadas, el armónico de orden cinco presenta solo la componente de secuencia negativa, es decir, el armónico tiene sentido contrario al sentido de giro de la componente fundamental. Bajo estas consideraciones y, basándose en los circuitos equivalentes de la Fig. 1, a continuación, pueden expresarse las siguientes características principales del modelo con falla:

- 1) En un sistema de tensiones con distorsión y balanceado, el 5^{to} armónico posee solo la componente de secuencia negativa. En este caso, las componentes de secuencia positiva se define de la siguiente manera:

$$\tilde{V}_{sp5} = 0 \quad \rightarrow \quad \tilde{I}_{sp5} = 0 \quad (7)$$

- 2) Si en un sistema con distorsión y balanceado se produce una avería en la MI, el armónico de orden 5 presentará tanto la componente de secuencia negativa como la de secuencia positiva. En este caso, la componente de secuencia positiva resultante es una señal proporcional a la falla cuya magnitud derivada del modelo analítico se define según la siguiente expresión:

$$\tilde{I}_{sp5} = \frac{1}{3} \mu_{qd} \tilde{I}_f \quad (8)$$

- 3) La resistencia del rotor, r_r , como una función del deslizamiento reproduce los diferentes estados de funcionamiento de la MI (variaciones de carga y de velocidad angular). Sin embargo, la impedancia equivalente de la componente de secuencia positiva permanece invariante, prácticamente, para todo el rango de funcionamiento ($0 \leq S < 1$), según las siguientes características:

$$r_r A = \frac{5}{4+S} r_r \quad \rightarrow \quad \begin{cases} r_r(S=1) = r_r, & \text{rotor bloqueado} \\ r_r(S \rightarrow 0) \rightarrow \frac{5}{4} r_r, & \text{rotor libre} \end{cases} \quad (9)$$

Similar comportamiento puede inferirse para la resistencia del rotor de secuencia negativa, $r_r B$.

$$r_r B = \frac{5}{6-S} r_r \quad \rightarrow \quad \begin{cases} r_r(S=1) = r_r, & \text{rotor bloqueado} \\ r_r(S \rightarrow 0) \rightarrow \frac{5}{6} r_r, & \text{rotor libre} \end{cases} \quad (10)$$

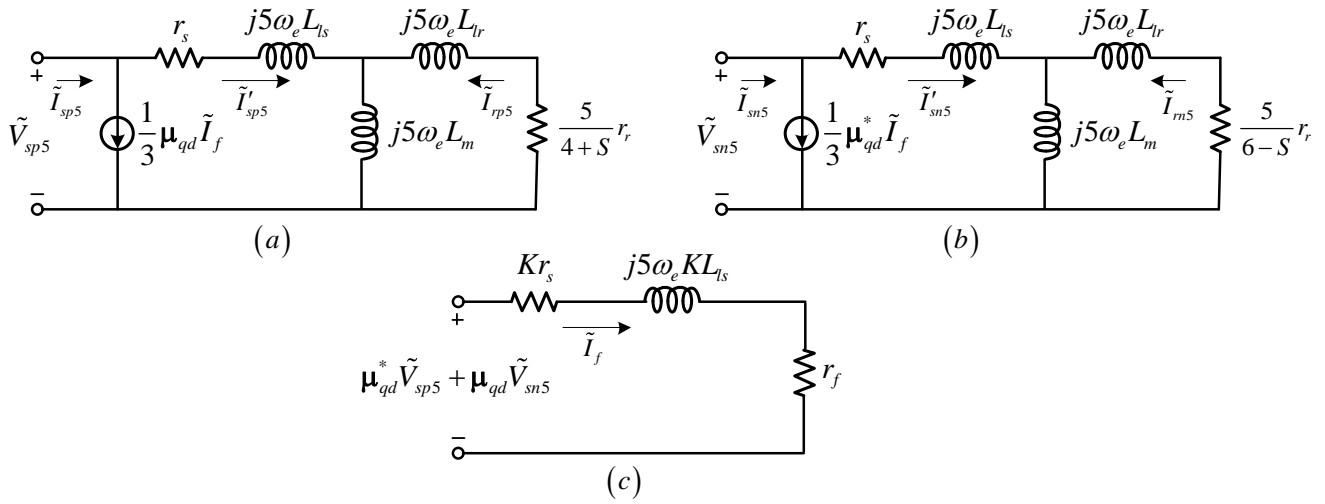


Figura 1. Circuitos equivalentes para el régimen estacionario de la MI con avería en bobinados de estátor considerando el armónico de orden 5 y desequilibrio de la red de alimentación. (a) Componente de secuencia positiva. (b) Componente de secuencia negativa. (c) Circuito de falla.

- 4) Para un cortocircuito definido para $r_f = 0$, a partir del circuito equivalente de la Fig. 1 (c) se observa que una corriente de falla, \tilde{I}_f , circula por el bobinado limitada solo por los parámetros característicos de la máquina, r_s , L_{ls} y por la severidad de la falla, μ_{qd} .
- 5) Notar en el circuito equivalente de falla que la tensión aplicada sobre bornes de las espiras dañadas es una fracción de la tensión aplicada cuya magnitud queda definida por la severidad de la falla.
- 6) Dado que un cortocircuito entre espiras produce bajos desequilibrios de corriente, usualmente, las protecciones convencionales de la MI no los detecta en su estado incipiente. Sin embargo, esta avería origina una corriente de falla que circula dentro del bobinado de estátor que puede alcanzar magnitudes varias veces mayores a la corriente nominal de la máquina.

III. VALIDACIÓN EXPERIMENTAL

Para validar el modelo analítico de la MI se llevaron a cabo una serie de ensayos experimentales utilizando un banco de pruebas de laboratorio, como el esquema que se muestra en la Fig. 2. El banco de pruebas consta de una fuente de alimentación trifásica que permite sintetizar diferentes formas de onda de amplitud y frecuencia variable. Mediante esta fuente fue posible generar desequilibrio y/o distorsión armónica en las tensiones de línea aplicadas a la MI prototipo de manera programada e independientemente. La fuente trifásica está compuesta por un autotransformador que permite ajustar el nivel de tensión de entrada. Luego un rectificador trifásico y finalmente un inversor controlado mediante un Procesador Digital de Señales (DSP). La referencia de tensión se genera mediante modulación vectorial a partir de la componente fundamental y los armónicos de secuencia positiva y negativa seleccionados por el usuario. En la salida del inversor se conectó un transformador elevador con conexión estrella-estrella y relación 1:1.73, el cual permite incrementar la tensión de

alimentación, evitando la sobremodulación del inversor. En la etapa final, un filtro pasivo permite eliminar la mayoría de las componentes asociadas al control dejando solamente la componente fundamental y los armónicos programados.

El estátor de la MI prototipo consta de bobinados distribuidos modificados con salidas adicionales en la 1^{era}, 2^{da}, 3^{era}, 4^{ta}, 5^{ta} y 10^{ma} espiras para generar cortocircuitos de severidad variable, entre un 0,7 % y 7 % respecto del total que conforman el bobinado completo de una fase. En la Tabla I se muestra las características generales de la MI prototipo.

Los ensayos con carga fueron realizados acoplando mecánicamente el eje de la MI prototipo con otra MI impulsada por medio de un accionamiento comercial con control de par (AVV). La MI de carga actúa en modo generador disipando la energía sobre una carga resistiva. La referencia de par se ajusta externamente a los valores de carga requeridos para cada ensayo, entre 0 y 100 % de carga nominal. La medición de par y de velocidad se realizó mediante un sensor de par de 0 – 100 Nm. Las variables eléctricas fueron adquiridas mediante un registrador oscilográfico de cuatro canales (3,2 s, 40 kS). Las condiciones de falla fueron generadas durante el normal funcionamiento de la MI desde un tablero de mando para facilitar el control y el registro de las variables eléctricas. Se midieron las corrientes de fase, las tensión de línea y la corriente de falla que circula por las espiras en cortocircuito. Finalmente, los datos adquiridos se procesaron en una computadora personal.

Tabla I
CARACTERÍSTICAS DE LA MI PROTOTIPO

| | | | |
|-------------------|-------|--------------|--------|
| 11.7 A | 380 V | 1470 rpm | 50 Hz |
| r_s | 0.9Ω | r_r | 0.4Ω |
| $L_{ls} = L_{lr}$ | 4 mH | L_m | 125 mH |
| Conexión Bobinas | Serie | Bobinas/Fase | 8 |
| Espiras/Bobina | 18 | Espiras/Fase | 144 |

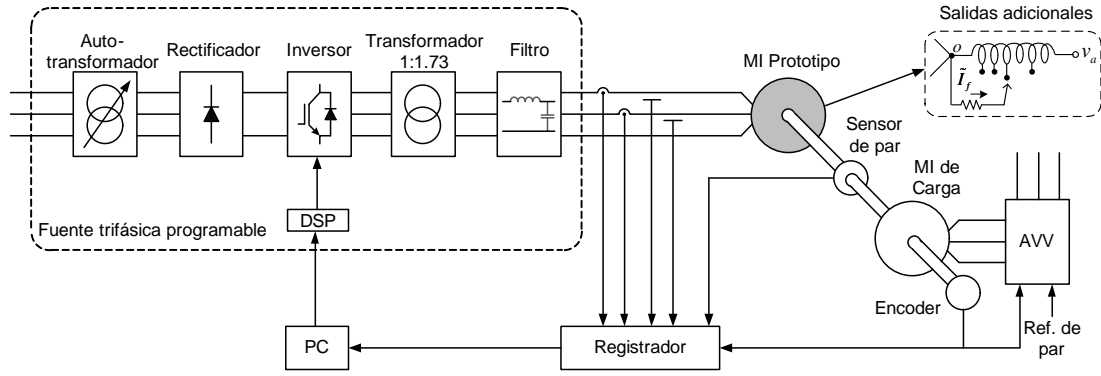


Figura 2. Esquemático del banco de ensayo experimental con la MI prototipo.

Las formas de ondas de tensión fueron sintetizadas con el fin de generar diferentes condiciones de distorsión armónica total, $THD_v = 5\%$, 10% y 15% . En la Fig. 3 se muestran las tensiones aplicadas a la MI para la condición de $THD_v = 15\%$. En la Fig. 4 se muestra las corrientes de fase medidas para la MI operando con carga nominal, $\tilde{I}_{sp1} = \tilde{I}_n$. La distorsión en las tensiones y las corrientes se debe a la presencia del 5^{to} armónico. Para analizar los efectos que produce una avería en el bobinado sobre las corrientes de fase fueron realizados ensayos experimentales considerando: (i) distintas severidades de falla, 3 (2,1 %) – 5 (3,5 %) y 10 (7 %) espiras en cortocircuito; (ii) diferentes estados de carga (0 % – 50 % y 100 %).

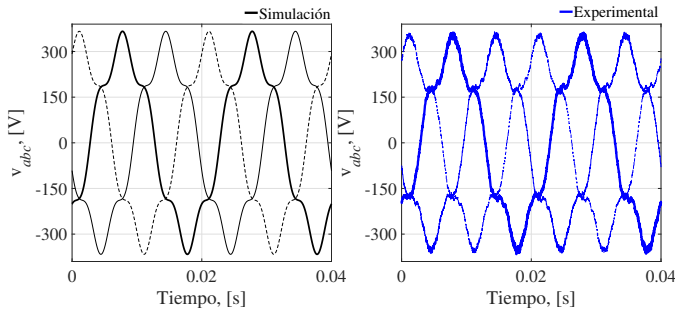


Figura 3. Tensiones de alimentación distorsionadas aplicadas a la MI.

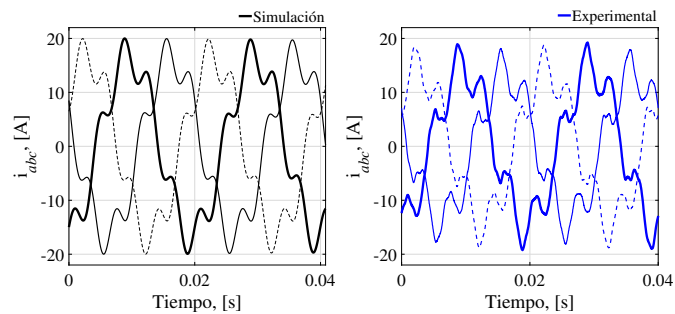


Figura 4. Corrientes de estátor distorsionadas sin falla.

Con el fin del proteger el bobinado de la MI, la magnitud de la corriente de falla fue limitada por una resistencia de falla externa, $r_f = 149\text{ m}\Omega$. El valor de r_f considerado representa situaciones de degradación avanzada en los sistemas de aislamiento, similar a otras condiciones adoptadas en [19], [20]. En la Fig. 5 se muestran las corrientes de falla obtenidas mediante simulación y ensayo experimental para un cortocircuito entre 10 espiras en los bobinados de la fase *a*. Dado que la MI prototipo cuenta con salidas adicionales, la corriente de falla se mide a través de un sensor de corriente, como se indica en el circuito de la Fig. 2. Se observa que la corriente de falla calculada a partir de la Ec. (6) presenta, prácticamente, una magnitud igual a la obtenida de forma experimental. En la Fig. 6 se muestran las corrientes de las tres fases para la misma severidad de falla (10 espiras). Comparando los resultados de la Fig. 6 con las formas de ondas experimentales mostradas en la Fig. 4, puede apreciarse que las corrientes se vuelven asimétricas en amplitud debido a los efectos de la falla. Notar que la magnitud de \tilde{I}_f , en la Fig. 5, supera en varias veces la magnitud de \tilde{I}_n , tal como fue analizado en la sección II-A-6).

En la Fig. 7 se presentan las magnitudes de la corriente de falla para diferentes cantidades de espiras en cortocircuito ante variaciones en la resistencia de falla. Puede observarse que la magnitud de la corriente eficaz se incrementa a medida que el valor de r_f tiende a cero. Sobre la figura se indican las

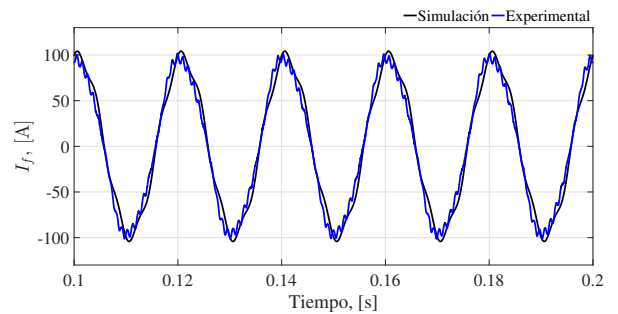


Figura 5. Corriente de falla producto de un cortocircuito entre 10 espiras.

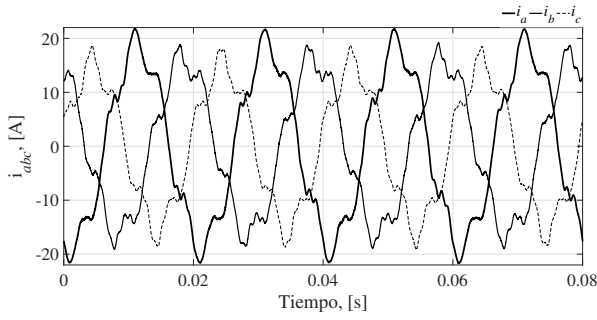


Figura 6. Corrientes de fase desequilibradas debido a un cortocircuito entre 10 espiras del bobinado de la fase a .

magnitudes de corrientes medidas: 28 A, 44 A y 72 A para 3, 5 y 10 espiras en cortocircuito, respectivamente. Los resultados demuestran que los valores medidos se corresponden con los simulados cuando $r_f = 149 \text{ m}\Omega$. Esto último implica que el modelo analítico de la MI propuesto reproduce de manera correcta las condiciones de operación de la MI con falla.

En la Fig. 8 se muestra el valor eficaz de la componente de corriente de secuencia positiva, i_{sp5} , y de secuencia negativa, i_{sn5} para la MI sin averías con $THD_v = 15\%$, para diferentes estados de cargas. La norma euclídea de las componentes de corriente en redes de secuencias se obtuvieron utilizando la teoría entre marcos de referencia sincrónicos, tal como se describió en trabajos anteriores [12]. Comparando las componentes de secuencia negativa en régimen permanente para los diferentes grados de distorsión experimentados se observa magnitudes de corrientes, prácticamente, similares para la MI bajo distintos estados de carga, 50 % y 100 %, [ver análisis en la sección II-A-3)]. Para la MI sin averías, idealmente, debería cumplirse la condición de $\tilde{I}_{sp5} = 0$, [ver análisis en la sección II-A-1)]. Sin embargo, existen componentes de secuencia positiva no nula debido a una combinación de factores externos tales como al desequilibrio inherente de impedancias, errores numéricos introducidos durante el proceso de síntesis de señales, errores de mediciones, entre otras perturbaciones. En este caso, se presentan solo las componentes con el mayor grado de distorsión experimentado, $THD_v = 15\%$, dado que para los otros casos de THD_v menores la evolución de las componentes son similares pero de menores magnitudes.

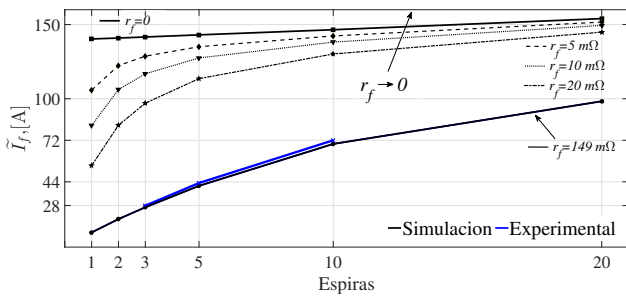


Figura 7. Magnitud RMS de la corriente de falla para distintas cantidades de espiras en cortocircuito y variaciones en la resistencias de falla.

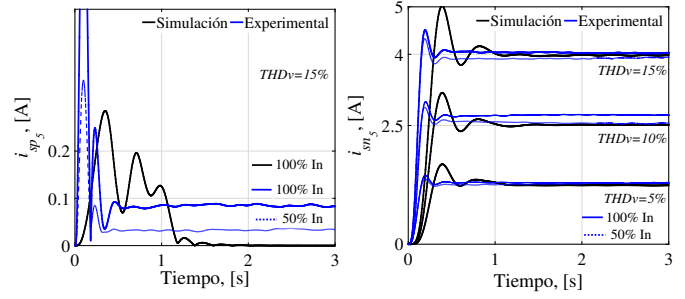


Figura 8. Evolución temporal del valor eficaz de las componentes de corriente de secuencia positiva y negativa del 5^{to} armónico para la MI sin avería.

En la Fig. 9 se muestra la evolución del valor eficaz de las componentes de corriente para la MI con carga nominal ante distintas severidades de falla. Es evidente que los efectos sobre las componentes de secuencia negativa son poco visibles dado que evolucionan, prácticamente, con misma magnitud ante diferentes condiciones de falla. Sin embargo, la componente de secuencia positiva experimenta un incremento de su magnitud bien diferenciado frente al aumento de la cantidad de espiras en cortocircuito. Por lo tanto, los efectos de una avería pueden visualizarse sobre la señal de corriente de secuencia positiva y puede utilizarse como un indicador de severidad de falla, tal como fue analizado en la sección II-A-2. Finalmente, en la Fig. 10 se presenta la variación de \tilde{I}_{sp5} con el incremento de la severidad de la falla. Las magnitudes obtenidas para el caso

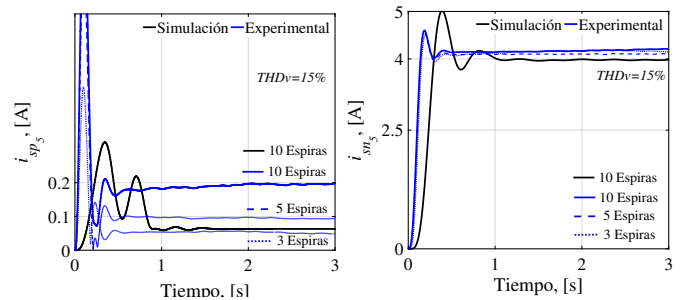


Figura 9. Evolución temporal del valor eficaz de las componentes de corriente de secuencia positiva y negativa del 5^{to} armónico para la MI con avería.

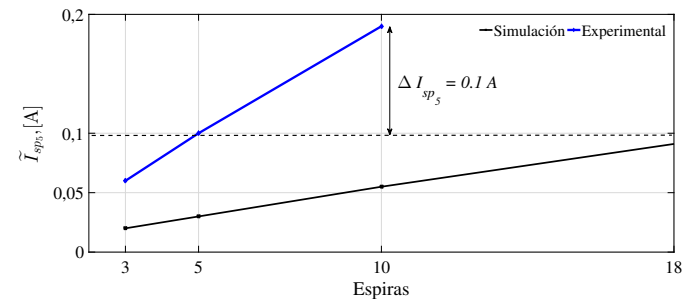


Figura 10. Magnitud de la componente de corriente de secuencia positiva del 5^{to} armónico para distintas cantidades de espiras en cortocircuito.

experimental son superiores a la simulación dado que para la MI sin averías la corriente de secuencia positiva presentan un valor no nulo (ver la Fig. 8). Sobre el gráfico se indica la magnitud cuantificada obtenida entre el caso para la MI sin falla y con 10 espiras dañadas, ($\Delta_{\tilde{I}_{sp5}} = 0,1 A$).

IV. CONCLUSIONES

En este trabajo se presentó la validación experimental de un modelo analítico de la MI con un cortocircuito entre espira en los bobinados del estátor considerando los armónicos en la tensión de la red. A diferencia de otros modelos que incluyen los efectos de la avería sobre las componentes de la frecuencia fundamental, el modelo validado permitió extender el análisis sobre las componentes armónicas de mayor orden. A partir de los circuitos eléctricos equivalentes de la MI para el régimen estacionario fueron analizados los efectos que causan la avería sobre las componentes de corriente en redes de secuencias. Los resultados de simulación contrastados con los ensayos experimentales permitieron comprobar el correcto comportamiento del modelo ante cambios en la severidad de falla bajo diferentes estados de carga con tensiones de red con grados de distorsión variables. Los efectos que causa un cortocircuito entre espiras fueron visualizados sobre la evolución temporal de las magnitudes de corriente en componentes de secuencia para el armónico de orden cinco. En particular, la presencia de una avería puede detectarse sobre el cambio de magnitud de la componente de corriente de secuencia positiva, mientras que sobre la componentes de secuencia negativa los efectos son menos visibles. Por lo tanto, se concluye que la componente de corriente de secuencia positiva podría utilizarse como un indicador de severidad de falla. En general, existen diferencias finitas cuando se comparan el caso simulado con los experimentados para las Máquinas Eléctricas Rotativas (MER) bajo condiciones normales de operación. Esto se debe a diferentes perturbaciones tanto intrínsecas a la máquina como problemas de origen externos que provocan diferencias entre ambos resultados. En cualquiera de los casos, las magnitudes no nulas de la componente de secuencia positiva para el caso de la MI sin falla debe considerarse para la definición de umbrales al momento del desarrollo de estrategias de diagnóstico de falla aplicadas en el ámbito industrial. Si bien el modelo propuesto es robusto para las averías de estátor para la cual fue diseñador, como trabajo futuro se propone analizar la inmunidad de los indicadores frente a otras fallas tales como barra rotas del rotor, contactos de alta resistencia, entre otras.

AGRADECIMIENTOS

Este trabajo fue financiado por el CONICET, el FONCyT de la Agencia Nacional de Investigaciones Científicas y Tecnológicas, el MinCyT de Córdoba, el Proyecto PIO-23720160100001, la Facultad de Ingeniería de la Universidad Nacional de Misiones (UNaM) y de Río Cuarto (UNRC).

REFERENCIAS

[1] R. Isermann, *Fault-Diagnosis Systems*, 1st ed. Springer, Verlag, 2006.
 [2] S.-B. Lee, R. Tallam, and T. Habetler, "A robust, on-line turn-fault detection technique for induction machines based on monitoring the sequence component impedance matrix," *IEEE Transactions on Power Electronics*, vol. 18, no. 3, pp. 865–872, May 2003.

[3] S. S. Refaat, H. Abu-Rub, M. S. Saad, E. M. Aboul-Zahab, and A. Iqbal, "Discrimination of stator winding turn fault and unbalanced supply voltage in permanent magnet synchronous motor using ANN," in *Power Engineering, Energy and Electrical Drives (POWERENG)*, 2013, May 2013, pp. 858–863.
 [4] P. M. de la Barrera, G. R. Bossio, and R. Leidhold, "Online voltage sensorless high-resistance connection diagnosis in induction motor drives," *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 62, no. 7, pp. 4374–4384, July 2015.
 [5] J. Zhang, J. Hang, S. Ding, and M. Cheng, "Online diagnosis and localization of high-resistance connection in PMSM with improved fault indicator," *IEEE Transactions on Power Electronics*, vol. 32, no. 5, pp. 3585–3594, May 2017.
 [6] F. Briz, M. W. Degner, J. M. Guerrero, and P. Garcia, "Stator windings fault diagnostics of induction machines operated from inverters and soft-starters using high-frequency negative-sequence currents," *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 45, no. 5, pp. 1637–1646, 2009.
 [7] Y. Duan and H. Toliyat, "A review of condition monitoring and fault diagnosis for permanent magnet machines," in *Power and Energy Society General Meeting, 2012 IEEE*, 2012, pp. 1–4.
 [8] R. Z. Haddad and E. G. Strangas, "On the accuracy of fault detection and separation in permanent magnet synchronous machines using MCSA/MVSA and LDA," *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 31, no. 3, pp. 924–934, Sept 2016.
 [9] S. Karmakar, S. Chattopadhyay, M. Mitra, and S. Sengupta, *Induction Motor Fault Diagnosis. Approach through Current Signature Analysis*, 1st ed. Springer, 2016.
 [10] J. Burriel-Valencia, R. Puche-Panadero, M. Riera-Guasp, A. Sapena-Bano, M. Pineda-Sanchez, and J. Martinez-Roman, "Low computational cost algorithm for detecting rotor asymmetries in IM based on the negative sequence component of the startup currents," in *2017 IEEE 11th International Symposium on Diagnostics for Electrical Machines, Power Electronics and Drives (SDEMPED)*, Aug 2017, pp. 628–634.
 [11] M. A. Mazzeletti, L. N. Pagano, and G. R. Bossio, "Detección de asimetrías en el estátor de los motores de inducción accionados por arrancadores suaves," in *XV Reunión de Trabajo en Procesamiento de la Información y Control (RPICXV)*, S.C. de Bariloche, Argentina, 2013, pp. 917–922.
 [12] L. N. Pagano, M. A. Mazzeletti, and G. R. Bossio, "Descomposición en componentes de secuencia de las corrientes de un motor de inducción accionado por un arrancador suave," in *XV Reunión de Trabajo en Procesamiento de la Información y Control (RPICXV)*, S.C. de Bariloche, Argentina, 2013, pp. 1023–1028.
 [13] R. M. Tallam, T. G. Habetler, and R. G. Harley, "Transient model for induction machines with stator winding turn faults," *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 38, no. 3, pp. 632–637, May 2002.
 [14] C. H. De Angelo, G. R. Bossio, S. J. Giaccone, M. I. Valla, J. A. Solsona, and G. O. Garcia, "Online model-based stator-fault detection and identification in induction motors," *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 56, no. 11, pp. 4671–4680, Nov 2009.
 [15] M. A. Mazzeletti, G. R. Bossio, H. De Angelo, and D. R. Espinoza-Trejo, "Efectos del cortocircuito entre espiras en máquinas síncronas de imanes permanentes," in *Biennial Congress of Argentina (ARGENCON)*, 2014 IEEE, June 2014, pp. 531–536.
 [16] A. Bellini, F. Filippetti, C. Tassoni, and G. A. Capolino, "Advances in diagnostic techniques for induction machines," *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 55, no. 12, pp. 4109–4126, Dec 2008.
 [17] M. A. Mazzeletti, L. A. Barruffaldi, J. A. Potschka, M. O. Oliveira, and G. R. Bossio, "Steady-state induction machine model with turn faults and voltage harmonics," in *2018 IEEE Biennial Congress of Argentina (ARGENCON)*, June 2018, pp. 1–6.
 [18] P. Donolo, M. Pezzani, G. Bossio, E. Quispe, D. Valencia, and V. Santos, "Impact of voltage waveform on the losses and performance of energy efficiency induction motors," August 2018, pp. 1–4.
 [19] B. Aubert, J. Régnier, S. Caux, and D. Alejo, "Kalman-filter-based indicator for online interturn short circuits detection in permanent-magnet synchronous generators," *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 62, no. 3, pp. 1921–1930, March 2015.
 [20] S. N. Foster, J. G. Cintron-Rivera, and E. G. Strangas, "Detection of incipient stator winding faults in PMSMs with single-layer fractional slot concentrated windings," *Electric Power Systems Research*, vol. 131, pp. 231 – 243, 2016.