

72669



UNIVERSIDAD NACIONAL DE RÍO CUARTO
Facultad de Ingeniería

**EFFECTOS DE LOS
PROBLEMAS DE CALIDAD DE
ENERGÍA EN EL DESEMPEÑO DEL
MOTOR DE INDUCCIÓN**

Ing. Pablo Daniel Donolo

Director Dr. Ing. Guillermo Bossio
Codirector Dr. Ing. Cristian De Angelo

Tesis presentada para la obtención del Grado Académico de
MAGÍSTER EN CIENCIAS DE LA INGENIERÍA
Mención Ingeniería Eléctrica

Río Cuarto, 26 de Marzo de 2013

EFFECTO DE LOS PROBLEMAS DE CALIDAD DE ENERGÍA EN EL DESEMPEÑO DEL MOTOR DE INDUCCIÓN

Por
Pablo Daniel Donolo

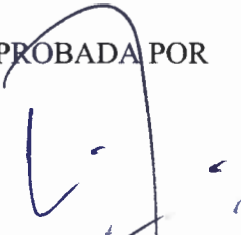


Dr. Ing. Guillermo Bossio
Director



Dr. Ing. Cristian De Angelo
Co-Director

APROBADA POR



Dr. Ing. Claudio Reineri
Jurado



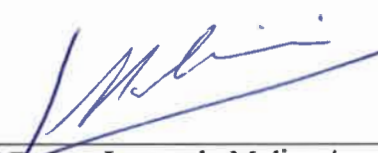
Dr. Ing. Alexander Aoki
Jurado



Dr. Ing. Fernando Boterón
Jurado



Dr. Ing. Guillermo Bossio
Director



PhD. Ing. Leonardo Molisani
Secretario de Posgrado de la
Facultad de Ingeniería, UNRC



Mg. Ing. Jorge Barral
Secretario de Posgrado y
Cooperación Internacional de la UNRC

Abril de 2012

A la fundación Donolo-Rinaudo por apoyarme en mis estudios de posgrado.

A mi familia por su interés en que termine este trabajo de tesis.

A Ana por la compañía y por los momentos compartidos.

AGRADECIMIENTOS

Deseo expresar mi agradecimiento a todas las personas e instituciones que de una u otra manera hicieron posible la realización de este trabajo de tesis:

A mi Director Dr. Guillermo Bossio y a mi Co-Director Cristian De Angelo por su constante apoyo y por guiar mi formación de posgrado.

Al Dr. Guillermo García por recibirme en su grupo de trabajo y colaborar en mi formación de posgrado.

Al Dr. Marcos Donolo por su generosidad en la discusión y revisión de este trabajo de tesis.

A la Facultad de Ingeniería de la Universidad Nacional de Río Cuarto por su apoyo institucional para realizar mis trabajos de investigación.

A la Fundación YPF por la beca de investigación (2007-2008) y al Consejo Nacional de Investigaciones Científicas y Técnicas (CONICET) por la beca de Doctorado Tipo I (2009-2011) que me dieron la posibilidad de completar esta tesis.

A ellos ¡muchas gracias!

P. D. D.

TABLA DE CONTENIDOS

ÍNDICE DE TABLAS	XIII
ÍNDICE DE FIGURAS	XV
RESUMEN	XIX
ABSTRACT.....	XXI
LISTA DE SÍMBOLOS.....	XXIII
I CAPÍTULO I: INTRODUCCIÓN.....	1
1.1 DESCRIPCIÓN DEL PROBLEMA.....	1
1.2 ANTECEDENTES DEL TEMA	3
1.2.1 <i>El desequilibrio en las tensiones de alimentación</i>	4
1.2.2 <i>Armónicos en las tensiones de alimentación</i>	11
1.3 OBJETIVOS.....	12
1.4 CONTRIBUCIONES DE LA TESIS.....	13
1.5 ORGANIZACIÓN DE LA TESIS	13
II CAPÍTULO II: DEFINICIONES DE DESEQUILIBRIO DE TENSIÓN Y DISTORSIÓN ARMÓNICA	15
2.1 FACTORES DE DESEQUILIBRIO DE TENSIÓN	15
2.1.1 <i>Definición NEMA</i>	16
2.1.2 <i>Definiciones del IEEE</i>	17
2.1.3 <i>Definición IEC</i>	18
2.1.4 <i>Definición CIGRE</i>	18
2.1.5 <i>Factor complejo de desequilibrio de tensión</i>	19
2.2 FACTORES DE DISTORSIÓN ARMÓNICA DE TENSIÓN	21
2.2.1 <i>Factor de distorsión armónica total</i>	22
2.2.2 <i>Factor de tensión armónica</i>	22
III CAPÍTULO III: MODELADO DEL MI	23
3.1 MODELADO DEL MI.....	23
3.2 MODELO DEL MI EN VARIABLES ABC	24
3.3 TRANSFORMACIÓN DEL MODELO ELÉCTRICO DEL MI EN VARIABLES ABC A UN MARCO DE REFERENCIA <i>QD0</i>	27
3.4 MODELO DEL MI EN VARIABLES QD0	28
3.4.1 <i>Potencia activa instantánea en sistemas trifásicos desequilibrados</i>	30
3.5 TRANSFORMACIÓN DEL MODELO DINÁMICO A UN MODELO EN RÉGIMEN PERMANENTE DEL MI	33
3.6 MODELO EN RÉGIMEN PERMANENTE DEL MI.....	35

3.6.1	<i>Estimación de la potencia y las pérdidas en un MI sin desequilibrio ni armónicos de tensión.</i>	37
3.6.2	<i>Estimación de la potencia y las pérdidas en un MI con desequilibrio de tensión.</i>	38
3.6.3	<i>Estimación de la potencia y las pérdidas en un MI con armónicos de tensión.</i>	39
3.6.4	<i>Parámetros del MI en condiciones de desequilibrio de tensión.</i>	42
3.7	VALIDACIÓN DEL MODELO DE RÉGIMEN PERMANENTE EN LAS CORRIENTES	46
3.8	CONCLUSIONES	52
IV	CAPÍTULO IV: EFECTOS DEL DESEQUILIBRIO DE TENSIÓN EN EL MI	55
4.1	FACTORES DE DEMÉRITO DEL MI	59
4.2	METODOLOGÍA DE ANÁLISIS	60
4.3	CASOS ESTUDIADOS	62
4.3.1	<i>Caso 1. MI con rotor de ranuras cerradas</i>	62
4.3.2	<i>Caso 2. MI con rotor de ranuras abiertas</i>	62
4.4	RESULTADOS	63
4.4.1	<i>MI con rotor jaula de ardillas de ranuras cerradas</i>	64
4.4.2	<i>MI con rotor jaula de ardillas de ranuras abiertas</i>	64
4.5	CONCLUSIONES	65
V	CAPÍTULO V: EFECTOS DE LA DISTORSIÓN ARMÓNICA EN EL MI	67
5.1	INCREMENTO DE PÉRDIDAS POR LA DISTORSIÓN ARMÓNICA EN LOS MI	67
5.2	VARIACIONES EN EL PAR POR DISTORSIÓN ARMÓNICA EN LOS MI	69
5.3	FACTORES DE DEMÉRITO DEL MI POR ARMÓNICOS EN LA TENSIÓN	71
5.4	DEMÉRITO EN EL MI CON ARMÓNICOS DE TENSIÓN	72
5.4.1	<i>Cálculo de los factores de demérito en el MI.</i>	74
5.5	CASOS DE ESTUDIO	74
5.6	RESULTADOS	74
5.6.1	<i>Caso 1: MI con rotor de ranuras cerradas</i>	75
5.6.2	<i>Caso 2 MI con rotor de ranuras abiertas</i>	75
5.7	CONCLUSIONES	76
VI	CAPÍTULO VI: EFECTOS DEL DESEQUILIBRIO DE TENSIÓN EN LA POTENCIA ACTIVA INSTANTÁNEA Y LAS VIBRACIONES DEL MI	77
6.1	POTENCIA ACTIVA INSTANTÁNEA	77
6.1.1	<i>Resultados de simulación</i>	77
6.1.2	<i>Resultados experimentales</i>	79
6.2	VIBRACIONES EN EL MI POR DESEQUILIBRIO DE TENSIÓN	82
6.2.1	<i>Variaciones en el valor eficaz de las vibraciones</i>	85
6.2.2	<i>Variaciones en la componente a dos veces la frecuencia de línea</i>	86
6.3	CONCLUSIONES	87
VII	CAPÍTULO VII: CONCLUSIONES Y TRABAJOS FUTUROS	89

7.1	CONCLUSIONES	89
7.2	TRABAJOS FUTUROS	91
	REFERENCIAS	93

ÍNDICE DE TABLAS

Tabla III-1: Parámetros del modelo del MI para desequilibrio y armónicos de tensión.	36
Tabla III-2: Datos de placa del MI utilizado.....	44
Tabla III-3: Parámetros del modelo del MI en condiciones ideales de suministro.....	44
Tabla III-4: Resistencia fundamental de secuencia negativa del rotor	46
Tabla III-5: Reactancia fundamental de secuencia negativa del rotor.....	46

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura I-1 Desequilibrio de tensión en los sistemas de distribución de Estados Unidos [11].....	6
Figura II-1 Sistema trifásico ideal.	15
Figura II-2 Sistema trifásico con desequilibrio de tensión.	16
Figura II-3 Sistema trifásico con distorsión armónica.....	21
Figura III-1 Circuito equivalente monofásico del MI.....	35
Figura III-2 Circuito equivalente monofásico para la componente de 5 ^{to} armónico de secuencia negativa.	36
Figura III-3 Características constructivas del MI.	43
Figura III-4 Variación de la resistencia de secuencia negativa con la carga.	45
Figura III-5 Variación de la reactancia de secuencia negativa con la carga.....	45
Figura III-6 Banco de ensayos utilizado.	47
Figura III-7 Corriente fundamental de secuencia positiva para un MI con rotor de ranuras cerradas y diferentes niveles de desequilibrio de tensión.	47
Figura III-8 Corriente fundamental de secuencia positiva para un MI con rotor de ranuras abiertas y diferentes niveles de desequilibrio de tensión.	48
Figura III-9 Corriente fundamental de secuencia negativa para un MI con rotor de ranuras cerradas con carga nominal y diferentes niveles de desequilibrio de tensión....	48
Figura III-10 Corriente fundamental de secuencia negativa para un MI con rotor de ranuras abiertas con carga nominal y diferentes niveles de desequilibrio de tensión.....	49
Figura III-11 Corriente fundamental de secuencia negativa para un MI en vacío con rotor de ranuras cerradas y diferentes niveles de desequilibrio de tensión.....	49
Figura III-12 Corriente fundamental de secuencia negativa para un MI en vacío con rotor de ranuras abiertas y diferentes niveles de desequilibrio de tensión.....	50
Figura III-13 Corrientes fundamentales de secuencia positiva para el MI con rotor de ranuras cerradas (a), (c) y abiertas (b), (d).....	51
Figura III-14 Corrientes fundamentales de secuencia negativa para el MI con ranuras cerradas (a), (c) y el MI con ranuras abiertas (b), (d).	52
Figura IV-1 Desequilibrio de corriente en función del desequilibrio de tensión.....	55
Figura IV-2 Espectro de frecuencias de las corrientes de secuencia positiva y negativa.	56

Figura IV-3 Pulsación en el par y la potencia en función del desequilibrio de tensión..	57
Figura IV-4 Aumento de las vibraciones en función del desequilibrio de tensión.....	58
Figura IV-5 Factor de demérito del MI en función del desequilibrio de tensión. NEMA MG1-14.36.....	59
Figura IV-6 Metodología propuesta para encontrar los factores de demérito del MI. ...	61
Figura IV-7 Variación de las pérdidas del MI con la carga para tensión equilibrada y con 5% de desequilibrio de tensión	61
Figura IV-8 Variación de las pérdidas del MI en función del desequilibrio de tensión para la potencia nominal.....	62
Figura IV-9 Factores de demérito para el MI rotor jaula de ardilla con ranuras cerradas.	63
Figura IV-10 Factores de demérito del MI rotor jaula de ardilla con ranuras abiertas...	63
Figura V-1 Espectro de frecuencias de las tensiones de secuencia positiva y negativa.	69
Figura V-2 Curvas de par medio del MI para la componente fundamental y los armónicos de tensión.	70
Figura V-3 Espectro de frecuencias de la potencia activa instantánea. Pulsación de potencia producida por los armónicos de tensión.....	71
Figura V-4 Factor de demérito de la capacidad del MI en función del factor de tensión armónica.....	72
Figura V-5 Variación en las pérdidas del MI con la carga para tensión sinusoidal y con un HVF=15% de armónicos de tensión.....	73
Figura V-6 Incremento de pérdidas en el MI de barras cerradas con armónicos de tensión a potencia nominal.	73
Figura V-7 Factores de demérito de la potencia nominal por armónicos de tensión. MI de ranuras cerradas.....	75
Figura V-8 Factores de demérito de la potencia nominal por armónicos de tensión. MI de ranuras abiertas.	76
Figura VI-1 Espectro de frecuencias de la potencia activa con 3.6% de desequilibrio de tensión y 75% de carga. Simulación.....	78
Figura VI-2 Magnitud de la componente de 100Hz del espectro de frecuencias de la potencia activa en función del desequilibrio de tensión. Simulación.....	78
Figura VI-3 Magnitud de la componente de 100 Hz del espectro de frecuencias de la potencia activa en función del estado de carga para un MI con 5% de desequilibrio de tensión. Simulación.....	79

Figura VI-4 Magnitud de la componente de 100 Hz del espectro de frecuencias de la potencia activa en función del estado de carga para un MI con distintos factores de desequilibrio de tensión. Simulación.	79
Figura VI-5 Espectro de frecuencias de la potencia activa instantánea sin desequilibrio de tensión y 75% de carga. Experimental.	80
Figura VI-6 Espectro de frecuencias de la potencia activa instantánea con 3.6% de desequilibrio de tensión y 75% de carga. Experimental.	80
Figura VI-7 Potencia pulsante en 100 Hz en función del desequilibrio de tensión para un MI con rotor de ranuras cerradas. Experimentales.	81
Figura VI-8 Potencia pulsante en 100 Hz en función del desequilibrio de tensión para un MI con rotor de ranuras abiertas. Experimentales.	82
Figura VI-9 Banco de ensayos utilizado para el registro de las vibraciones de la carcasa del MI.	83
Figura VI-10 Espectro de frecuencias de la velocidad de desplazamiento de las vibraciones. MI sin desequilibrio de tensión.	84
Figura VI-11 Espectro de velocidad de desplazamiento de las vibraciones. MI con 3.6% desequilibrio de tensión.	84
Figura VI-12 Velocidad eficaz de vibraciones en función del desequilibrio de tensión para distintos valores de carga.	85
Figura VI-13 Velocidad de desplazamiento de la componente de 100 Hz. MI con rotor de ranuras cerradas.	86
Figura VI-14 Vibraciones, velocidad de desplazamiento de la componente de 100 Hz. MI con rotor de ranuras abiertas.	87

RESUMEN

En esta tesis se estudia el efecto del desequilibrio y los armónicos de tensión en el desempeño de los motores de inducción (MI). El desequilibrio y los armónicos de tensión son problemas de calidad de energía que conducen al incremento de pérdidas, producen variaciones en el par medio y oscilaciones en el par, la velocidad y la potencia del MI. La magnitud de estos efectos puede variar dependiendo de las características constructivas del MI.

Para el análisis del par y la potencia activa instantánea, en condiciones desequilibradas o distorsionadas de alimentación, se utiliza un modelo que permite describir la dinámica eléctrica y mecánica del MI. A partir del mismo se obtiene otro modelo en régimen permanente que permite evaluar las variaciones de pérdidas y estimar factores de demérito adecuados para cada tipo de MI. Se propone un método para estimar los parámetros para el modelo en régimen permanente del MI en condiciones de tensión desequilibrada y de tensión distorsionada.

El modelo en régimen permanente y los parámetros para cada tipo de MI son validados comparando las corrientes del modelo con datos experimentales obtenidos en el laboratorio.

Las oscilaciones de potencia producidas por el desequilibrio de tensión y los armónicos de tensión se manifiestan como vibraciones en la carcasa del MI. Por lo tanto, se analiza el espectro de vibraciones del MI cuando se alimenta con tensiones desequilibradas.

Los resultados obtenidos muestran que los efectos adversos producidos en el MI por el desequilibrio de tensión y los armónicos de tensión son más importantes en los MI con rotor jaula de ardilla de ranuras abiertas que en los de ranuras cerradas.

Los factores de demérito propuestos en las normas tienden a sobreproteger a los MI con rotor de jaula de ardillas con ranuras cerradas. Sin embargo, los MI con rotor de ranuras abiertas pueden no ser protegidos adecuadamente.

ABSTRACT

This thesis is focused towards the study of the effects of unbalanced voltages and harmonics voltages on the behaviour of the induction motors (IM). Unbalanced voltages and harmonics voltages are power quality problems that may lead to increased losses, may produce variations in the average torque and oscillations in the torque, speed and power of the IM. The magnitude of these effects may vary according to the type of IM. A dynamic model of the IM is used to estimate the torque and the instantaneous active power. A steady state model of the IM is used to estimate increase in the losses and obtain the derating factors with unbalanced voltages and harmonics voltages. This thesis also studies a method for estimating the parameters for the steady-state model with unbalanced voltages and harmonics voltages.

The steady state model and parameters for the IM is validated by comparing the current of the model with the experimental current of the IM.

Active power oscillations, produced by the unbalanced voltages and the harmonics voltages, produce vibrations in the stator of the IM. Therefore, this thesis also analyzes the vibration spectrum of IM.

The results shows that the adverse effects produced by the unbalanced voltages and the harmonics voltages in the IM with open slots rotor are more severe than in the IM with close slots ones.

Derating factors proposed in the standards may lead to overprotect the IM with squirrel-cage rotor with close slots. However, IM with open slots rotor may not be correctly protected.

LISTA DE SÍMBOLOS

Símbolo	Descripción
α	Factor de ponderación para determinar un factor de demérito.
β	Desplazamiento angular entre el marco de referencia $qd0$ y el sistema trifásico original a,b,c .
θ	Posición angular relativa al marco de referencia.
ω	Frecuencia angular relativa al marco de referencia.
λ	Flujo concatenado.
ς	Variable eléctrica. Tensión, corriente, flujo, etc.
ς	Fasor variable eléctrica. Tensión, corriente, flujo, etc.
\underline{K}	Matriz de transformación de variables abc a $qd0$.
ξ	Variable auxiliar de integración.
ψ	Flujo concatenado en función de las reactancias.
a	$e^{(j2\pi/3)}$.
FD	Factor de demérito.
h	Orden armónico.
HVF	Factor de armónicos de tensión.
i, v	Corriente y tensión instantánea.
\mathbf{i}, \mathbf{v}	Fasores de corriente y tensión.
I, V	Valores eficaces de corriente y tensión.
J	Inercia del rotor y la carga.
k	Tasa de desequilibrio de tensión.
L	Inductancia.
MI	Motor de inducción.
N	Número de espiras equivalentes del bobinado.
P	Potencia activa.
p	Pérdidas.
PP	Cantidad de pares de polos del MI.
T	Par.

Símbolo	Descripción
<i>THD</i>	Factor de distorsión armónica total.
<i>U</i>	Temperatura operación.
<i>VUF</i>	Factor de desequilibrio de tensión definido en la norma IEC.

Subíndice

<i>s</i>	Parámetro asociado al circuito del estátor.
<i>r</i>	Parámetro asociado al circuito del rotor.
<i>0, 1, 2</i>	Parámetro asociado a la secuencia cero, positiva, negativa.
<i>p</i>	Parámetro asociado a las pérdidas del MI.
<i>base</i>	Parámetro base.
<i>h</i>	Orden armónico.
<i>i, v</i>	Parámetro asociado a la corriente y tensión.
<i>L</i>	Línea.
<i>P</i>	Fase.
<i>a, b, c</i>	Fases a, b y c.
<i>q, d, 0</i>	Ejes o variables q, d, 0.
<i>l</i>	Dispersión.
<i>m</i>	Magnetización.
<i>u</i>	Parámetro que depende de la temperatura.
<i>max</i>	Máximo.
<i>cu</i>	Parámetro asociado a los conductores del MI.
<i>fric</i>	Parámetro asociado a ventilación y fricción.
<i>hi</i>	Parámetro asociado al núcleo.
<i>ad</i>	Parámetro asociado con las componentes adicionales.
<i>medido</i>	Parámetro medido a bornes del MI.
—	Matriz.

Superíndice

s	Parámetro asociado al circuito del estátor.
r	Parámetro asociado al circuito del rotor.
inv	Inversa de una matriz.
$*$	Fasor Conjugado de la variable.
$'$	Parámetro referido al circuito del estátor.
\wedge	Valor pico de la magnitud.
\rightarrow	Vector de componentes.
—	Valor promedio de la magnitud.

I CAPÍTULO I: INTRODUCCIÓN

1.1 Descripción del problema

En un sistema eléctrico de potencia ideal las tensiones de alimentación son completamente sinusoidales, equilibradas y de frecuencia constante [1]. Sin embargo, en los sistemas eléctricos reales se pueden observar desviaciones importantes de las condiciones ideales [1]. Estas desviaciones pueden conducir a la falla o mal funcionamiento del equipamiento final del usuario [2].

Durante muchos años, los problemas en el suministro se relacionaban únicamente con la confiabilidad del sistema [3]. El equipamiento era en su mayoría lineal, robusto y podía soportar las perturbaciones que aparecían en la red. Sin embargo, este panorama ha cambiado en las últimas décadas y en la actualidad las perturbaciones en la red no pueden ser ignoradas. El uso generalizado de cargas no lineales y sensibles se incrementó en gran medida haciendo que las perturbaciones que en el pasado eran tolerables hoy no lo sean [2].

La gran cantidad de cargas no lineales en el sistema eléctrico modifican las condiciones de suministro y comprometen el buen funcionamiento de los equipos finales. Estos problemas en la alimentación son en la actualidad más importantes por el crecimiento de la potencia unitaria y la sensibilidad de las cargas. Por lo tanto, es necesario realizar estudios sobre los efectos de los problemas en la calidad de energía en el equipamiento final y las formas de mitigación de los mismos [4].

En la actualidad, la calidad de la energía eléctrica se relaciona con las condiciones que debe cumplir el suministro eléctrico recibido por el usuario para que no se reduzca la vida útil de su equipamiento [2] [4]. Pese a que los estudios en el tema datan de hace varios años no existe una definición completamente aceptada del término calidad de energía o *Power Quality (PQ)* en inglés [2], [3], [5]. Según Dugan *et. al.* [2], un problema de calidad de energía es cualquier inconveniente en el sistema eléctrico de potencia que se manifieste como una desviación en la tensión, corriente, o frecuencia que conduzca a la falla o mal funcionamiento del equipamiento final del usuario [2].

Los problemas de definición en castellano son mayores debido a que el término *Power Quality* puede ser calidad de energía o calidad de potencia indistintamente. Asimismo,

se puede encontrar bibliografía en la que se habla del problema como calidad de suministro o calidad de onda en el servicio eléctrico [4].

Existen varias normas que establecen las características principales que debe poseer la tensión suministrada [6] [35][40].

En Argentina, con la desregulación del sistema eléctrico en 1992, se definieron las características de calidad que debe cumplir el suministro desde el punto de vista técnico y comercial. La LEY N° 24.065 define como *calidad de servicio* al conjunto de normas que especifican las propiedades de: el producto energía eléctrica, el servicio técnico y el servicio comercial prestado [4], [7].

- La norma establece que la calidad del producto técnico suministrado se refiere a las características de tensión que recibe el usuario en el punto de alimentación. Se establece que se controlará el nivel de tensión, las variaciones rápidas en el nivel de tensión (*flicker*), las variaciones lentas en el nivel de tensión y los armónicos de tensión.
- La calidad de servicio técnico prestado se relaciona con la continuidad en el servicio y el concepto de confiabilidad. La normativa establece que la calidad de servicio técnico controlará la frecuencia y duración de las interrupciones en el suministro.
- La calidad del servicio comercial hace énfasis en el trato con los usuarios. En este aspecto, la normativa establece controles sobre el plazo para dar respuestas a los pedidos de conexión, los errores en la facturación y la frecuencia de facturación estimada.

Los problemas en el suministro pueden condicionar el correcto funcionamiento de los motores de inducción (MI). El MI es el equipo final de mayor uso en muchos países. Se estima que en Estados Unidos el 60 % de la energía eléctrica es utilizada en MI [8]. En Argentina se estima que el 69 % de la energía eléctrica que consume en la industria es utilizada en MI [8].

Los problemas en la calidad de energía como el desequilibrio de tensión, variaciones del nivel de tensión, huecos (*sags*), sobretensiones transitorias (*swells*) y armónicos de tensión pueden afectar significativamente el rendimiento y el desempeño de los MI [2].

La teoría clásica sobre el comportamiento del MI en régimen transitorio y permanente fue desarrollada durante la primera mitad del siglo XX. En este período, el efecto de la mayoría de los problemas de calidad de energía era generalmente ignorado [9]. Sin

embargo, en la actualidad, es necesario desarrollar modelos que permitan evaluar el comportamiento del MI frente a los problemas en el suministro eléctrico [9].

El desequilibrio en las tensiones de alimentación está presente en mayor o menor medida en todos los sistemas eléctricos de potencia. Los límites de desequilibrio de tensión admisibles por la normativa internacional en las redes de distribución son superiores a los que garantizan el correcto funcionamiento del MI. Por lo tanto resulta de interés conocer en detalle como se comporta el MI en estas condiciones de alimentación.

Los estudios sobre armónicos de tensión, causas y efectos están más desarrollados que los de desequilibrio de tensión. Sin embargo, para garantizar el correcto funcionamiento de los MI es importante evaluar cuales son los efectos que produce este problema de calidad de energía en los MI.

En esta tesis se cuantifica mediante el modelo en régimen permanente el aumento de pérdidas en los MI debido a desequilibrios de tensión o armónicos de tensión. Se proponen factores de demérito del MI por el desequilibrio de tensión o armónicos que evitan el incremento en las pérdidas por encima de las pérdidas nominales. Finalmente se analizan también las pulsaciones de potencia debidas a desequilibrios de tensión.

La búsqueda de soluciones en este campo está contenida dentro del Plan Estratégico Nacional de Ciencia, Tecnología e Innovación establecido por el Ministerio de Ciencia, Tecnología e Innovación Productiva de la Nación [10].

1.2 Antecedentes del tema

Hasta principios de los años 70 los MI eran dispositivos robustos frente a problemas en el suministro eléctrico [11]. Sin embargo, en las últimas décadas los fabricantes de MI se enfocaron en el aumento de eficiencia y la minimización del consumo de energía [12]. Estos nuevos diseños del MI hacen que muchas de las perturbaciones en la red de alimentación que en el pasado eran tolerables hoy no lo sean [11]. En la actualidad se observa que el MI es afectado significativamente por los problemas en el suministro [12].

Es por esta razón que hay una gran cantidad de trabajos en los que se estudian los efectos de los problemas en el suministro sobre el MI [13]–[23].

El desequilibrio de tensión produce en el MI un incremento en las pérdidas, reduce el par medio entregado en el eje y genera oscilaciones en el par, la velocidad y la potencia [11]-[17].

La sobretensión y la subtensión producen efectos diferentes. Las sobretensiones en el MI producen la saturación del núcleo, reduciendo el factor de potencia e incrementando las pérdidas. La subtensión genera mayores corrientes que conducen a un sobrecalentamiento de los bobinados y reducen la vida útil del aislante.

Los huecos de tensión (*sags*) y/o interrupciones de corta duración producen picos de corriente durante la reducción y el reestablecimiento de la tensión. Los picos de corriente pueden disparar las protecciones sacando el equipo de servicio [18]-[20]. Además, en el inicio y fin del hueco de tensión se generan picos de par que pueden provocar fatiga mecánica en las máquinas eléctricas [19].

Por su parte, las sobretensiones impulsivas pueden generar deterioros importantes en la aislación de los bobinados del MI [21].

La distorsión en las tensiones de alimentación es un problema de naturaleza diferente al desequilibrio de tensión, sin embargo producen efectos similares en el comportamiento del MI. Incremento en las pérdidas, variaciones en el par medio, y oscilaciones en el par son también efectos de la alimentación con tensiones no sinusoidales [22][23].

Los efectos del desequilibrio en las tensiones de alimentación y los armónicos en la tensión son muy estudiados actualmente. Ambos problemas en el suministro incrementan considerablemente las pérdidas del MI. El incremento en las pérdidas puede conducir a un incremento en la temperatura de operación del MI y por lo tanto a una reducción de la vida útil del aislante. Para evitar el incremento en la temperatura se puede reducir la potencia máxima entregada por el MI. La determinación correcta de este factor de reducción para cada estado de desequilibrio o armónicos y cada MI en particular está aun en estudio.

1.2.1 El desequilibrio en las tensiones de alimentación

El desequilibrio de tensión es una perturbación en el sistema eléctrico en el que las tensiones de alimentación difieren en amplitud y/o ángulo de fase [2].

El estudio del desequilibrio de tensión data de principios de siglo XX. En el año 1918, Fortescue presentó el método de las componentes simétricas para el análisis y la resolución de problemas en sistemas eléctricos de potencia desequilibrados [38]. El método de las componentes simétricas es de gran utilidad para el estudio del desequilibrio de tensión en los sistemas eléctricos de potencia. Este método permite analizar un sistema de n fases desequilibradas como la suma de n sistemas equilibrados, aplicando el principio de superposición.

Usando el método de las componentes simétricas, un sistema trifásico desequilibrado de tensiones o corrientes puede ser descrito usando dos sistemas trifásicos equilibrados y un sistema monofásico. Los sistemas trifásicos equilibrados se denominan de secuencia positiva y negativa, mientras que el sistema monofásico se denomina de secuencia cero. El sistema de secuencia positiva está constituido por tres fasores de igual módulo y que tienen la misma secuencia que el sistema original. El sistema de secuencia negativa se constituye con tres fasores de igual módulo y que tienen una secuencia opuesta que el sistema original. Finalmente, los tres fasores de secuencia cero son iguales en magnitud y tienen la misma fase de tiempo [38].

La causa más común de desequilibrio de tensión en la alimentación es la distribución desigual de cargas monofásicas en los sistemas trifásicos [11]. La corrección de este problema no es sencilla, debido a la aleatoriedad en la conexión y desconexión de las cargas y de sus potencias.

Otra causa de desequilibrio de tensión son los fusibles abiertos en los bancos de corrección del factor de potencia. Este fenómeno hace que las fases no compensadas tengan una tensión menor que las compensadas.

También generan desequilibrios en las tensiones de alimentación las líneas de distribución largas en las que no se realiza transposición de fases. La alimentación sin transposición genera asimetrías en las impedancias de distribución y por consiguiente asimetrías entre las tensiones.

Las causas citadas generan desequilibrios de tensión en régimen permanente. Sin embargo, hay perturbaciones transitorias en el sistema eléctrico como los huecos de tensión (*sags*) y las sobretensiones transitorias (*swells*) que pueden ocasionar desequilibrios transitorios [11].

Considerando las causas citadas, se puede notar que el desequilibrio de tensión está presente en mayor o menor medida en todos los sistemas eléctricos de potencia.

La norma ANSI C84.1-1995 presenta el porcentaje aproximado de desequilibrio de tensión en los sistemas de distribución de los Estados Unidos [11], estos se muestran en la figura I-1. Según la norma, el 66% del sistema de distribución tiene un desequilibrio menor al 1%. El 98% del sistema de distribución tiene un desequilibrio de tensión menor al 3%, mientras que el 2% restante tiene más del 3% de desequilibrio de tensión.

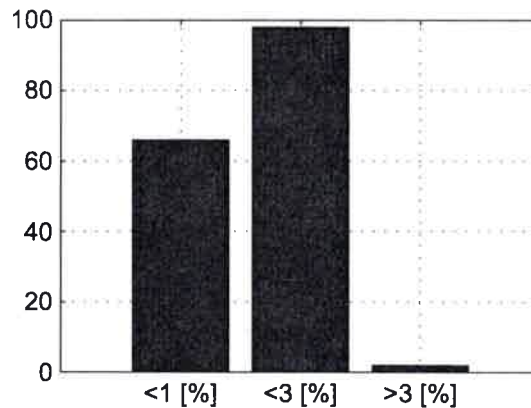


Figura I-1 Desequilibrio de tensión en los sistemas de distribución de Estados Unidos [11].

En la misma norma se establece que el desequilibrio de tensión máximo permitido en el sistema eléctrico de potencia es del 3% [11]. La Norma Europea EN 50160 permite variaciones de tensión de $\pm 10\%$ de la tensión nominal y desequilibrios de tensión de hasta 2% [39], [40]. Además, permite que en condiciones especiales el desequilibrio de tensión tolerable en el sistema se incremente hasta el 3% [39]. En Argentina no hay reglamentación que limite el nivel máximo de desequilibrio de tensión [4].

La reglamentación para el diseño de los MI establece que deben ser capaces de entregar el par nominal en régimen permanente con variaciones de $\pm 5\%$ en la tensión de alimentación o 1% de desequilibrio de tensión [11],[27],[39]. Por lo tanto, incluso para valores de desequilibrio de tensión admitidos en el sistema de potencia, los MI pueden estar trabajando en condiciones que exceden los parámetros de diseño.

Además del desequilibrio de tensión debido a la red, la contaminación entre los bornes o el ajuste insuficiente de los terminales del MI puede producir desequilibrio de tensión [41]-[43].

La falta de equilibrio en las tensiones es perjudicial para el desempeño del MI. Un pequeño desequilibrio en tensión en el MI produce un gran desequilibrio en las corrientes, incrementando las pérdidas y reduciendo el par medio entregado en el eje [17]. Asimismo, el flujo en el entrehierro producido por las tensiones desequilibradas conduce a oscilaciones en el par, la velocidad y la potencia a 2 veces la frecuencia de

alimentación. Las pulsaciones en el par y la potencia incrementan las vibraciones [24] y pueden dañar el MI [25].

Desde hace varias décadas, existen estudios sobre el desequilibrio de tensión en el MI. Las primeras contribuciones en el tema fueron presentadas por Reed y Koopman en 1936 [49]. Reed y Koopman muestran como se reduce el par medio del MI por efecto de tensiones desequilibradas. En el trabajo se muestra que el par medio producido por la componente fundamental de secuencia negativa se opone al generado por la componente fundamental de secuencia positiva. Por lo tanto, para el mismo estado de carga, el desequilibrio de tensión produce un mayor deslizamiento y reduce el rendimiento del MI [49].

Sin embargo, en la bibliografía, el trabajo presentado por Williams en 1954 [50] es tomado como uno de los primeros en el tema debido a la importancia de sus contribuciones [11]. Williams demostró que el desequilibrio de tensión produce en el MI un importante incremento de pérdidas comparado con tensiones sinusoidales equilibradas. También, demostró que el rendimiento de los MI disminuye por la reducción en el par medio y por el aumento de las pérdidas conductivas o (i^2r) cuando se alimenta con tensiones desequilibradas [50].

Gafford *et. al*, mostraron en 1959 que el desequilibrio de tensiones producía un incremento en la temperatura del MI, la que podía conducir a la falla prematura del aislante [51].

Para evitar la reducción en la vida útil del MI, producido por el incremento de la temperatura, existen diferentes alternativas [52]–[56]. En esta tesis mencionamos cuatro:

Solucionar el problema de desequilibrio de tensión

La primera alternativa consiste en compensar el desequilibrio de tensiones. Para ello se debe encontrar el origen del desequilibrio de tensión. Si el desequilibrio es producido por algún inconveniente en el equipamiento del usuario, se deberán tomar las medidas correctivas necesarias. Si el desequilibrio es un problema propio de la alimentación o del sistema, existen diferentes maneras de lograr tensiones con menor desequilibrio. La más común consiste en modificar la distribución de las cargas monofásicas más importantes para corregir el desequilibrio de tensión.

Para solucionar el problema del desequilibrio de tensión también se han realizado estudios sobre la posibilidad de utilizar filtros activos y no activos que permitan compensar el desequilibrio de tensión [52] [53].

Mukundan y Kundu en [54] presentaron una propuesta de modificación en el diseño del MI para que soporte de mejor manera los efectos del desequilibrio de tensión [54]. Los autores proponen agregar bobinados secundarios en el MI conectados en serie con los bobinados principales pero con la secuencia invertida. Según los autores, los bobinados secundarios reducirán el desequilibrio en las corrientes reduciendo las corrientes de secuencia negativa.

Compensar el desequilibrio de tensión es la solución intuitiva sin embargo su aplicación práctica en la industria es difícil.

Usar un MI de mayor potencia

Si el desequilibrio en la tensión de alimentación no se puede corregir de manera sencilla, la solución más común es el cambio del MI por uno de mayor potencia y/o factor de servicio [54]. Esta solución evita el problema del sobrecalentamiento del MI, sin embargo el rendimiento y factor de potencia se pueden reducir considerablemente [54]. Además, como el desequilibrio de tensión no es corregido, las corrientes de secuencia negativa que circulan por los conductores de alimentación producen mayores pérdidas trasladando el problema del sobrecalentamiento a las líneas de alimentación.

Refrigeración adicional

En el caso en que se desee mantener el mismo MI y no se pueda reducir la carga, una alternativa es colocar refrigeración externa. Este método no reduce las pérdidas del MI ni garantiza que la temperatura del aislante del bobinado no supere la temperatura máxima admitida. Sin embargo permite una mejor extracción de calor y podría evitar el incremento en la temperatura. Al igual que con la solución anterior, las corrientes de secuencia negativa pueden incrementar la temperatura de las líneas de alimentación.

Reducción de la demanda

Finalmente la alternativa más estudiada en la bibliografía consiste en reducir la potencia entregada por el MI en función del nivel de desequilibrio de tensión [55].

Existen diferentes propuestas sobre cómo obtener el factor de reducción de la potencia de placa del MI en función del desequilibrio de tensión [55] –[61].

En 1963, Berndt y Smith propusieron reducir la carga del MI para evitar que las corrientes en condiciones desequilibradas de alimentación superen a la corriente

nominal en condiciones sinusoidales y equilibradas [55]. En el trabajo se mostraron por primera vez los factores de demérito de un MI en función del módulo de la tensión de secuencia negativa. Rao y Rao en 1968 mostraron que el método de corriente nominal tiende a subestimar el factor de demérito [56].

A partir de estos trabajos se desarrollaron una gran cantidad de estudios sobre la manera más adecuada de obtener el factor de demérito del MI para evitar el incremento de pérdidas [36], [37],[39],[45],[57] - [61], [70].

Las técnicas para obtener los factores de demérito se pueden dividir en tres grupos:

- La técnica presentada por Berndt y Smith sigue siendo utilizada porque es de aplicación sencilla en campo. Esta técnica se basa en impedir que la mayor de las corrientes de fase supere la corriente nominal del MI. Los factores de demérito se obtienen usando $FD_i = \frac{I_n}{I_1 + \alpha_i \cdot I_2}$. Existen diferentes sugerencias sobre el valor más adecuado del coeficiente α_i [44],[45],[59]-[61]. A medida que el factor α_i es mayor el factor de demérito es más conservativo.
- La segunda técnica consiste en impedir que las pérdidas en el MI superen a las pérdidas nominales en condiciones ideales de suministro. Los factores de demérito se obtienen sabiendo que $FD_p = \frac{P_n}{p_1 + \alpha_p \cdot p_2}$. Manteniendo las pérdidas en el valor nominal, o por debajo de ellas, se puede evitar el incremento en la temperatura del MI y en particular del aislante de bobinados. Esta técnica permitiría mantener la vida útil del MI fuera de las condiciones ideales de funcionamiento [36], [60], [70].
- La tercera técnica consiste en impedir que la temperatura del MI supere a la temperatura de diseño en condiciones ideales. Los factores de demérito se obtienen sabiendo que $FD_u = \alpha_u \frac{U_n}{U}$ [37],[39].

La National Electrical Manufacturer Association Motors (NEMA) y la International Electrotechnical Commission (IEC) establecen factores de reducción de la potencia de placa del MI, para evitar el incremento de pérdidas por encima de las nominales [27]. Sin embargo, existen muchos estudios que cuestionan ambas normativas, tanto en la

manera de definir los factores del desequilibrio de tensión [28] [30] como en la magnitud de sus efectos [17], [36].

Respecto de la manera de definir el factor de desequilibrio de tensión ninguna de las normas define un único estado de desequilibrio. Este hecho hace que existan diferentes combinaciones en magnitud y/o ángulo de fase de tensión que son asociadas al mismo factor numérico de desequilibrio [44].

Las experiencias realizadas por Kersting y Phillips en 1997 demuestran que diferentes tensiones de alimentación asociadas con el mismo factor de desequilibrio de tensión producen diferentes efectos sobre el MI. En consecuencia, la manera en la que se presenta el desequilibrio de tensión puede conducir a que la norma sobreproteja o subproteja un MI [57].

En 2001 Wang propuso utilizar la relación entre los fasores de secuencia negativa y de secuencia positiva para estimar el desequilibrio de las tensiones de alimentación y su efecto sobre el MI [60],[61]. Sin embargo, en 2004 Faiz y Ebrahimpour sugirieron que esta relación entre fasores no es suficiente para obtener correctamente el factor de demérito del MI.

Con relación a la magnitud de los efectos que produce el desequilibrio de tensión en el MI hay trabajos que consideran que los factores de demérito establecidos por las normas son demasiado conservativos, si se tienen en cuenta las pérdidas totales del MI [36]. Por el contrario, Reineri *et al.* en [15] proveen un ejemplo donde los factores de demérito de la potencia de placa no son suficientes para proteger un MI con rotor bobinado. Esta diferencia en los resultados obtenidos por los autores permite inferir que algunas características constructivas del MI pueden modificar considerablemente el comportamiento frente al desequilibrio de tensión. Por este motivo es difícil establecer factores de demérito que sean aplicables a cualquier tipo de MI.

El desequilibrio de tensión genera también problemas en las técnicas de detección y diagnóstico de faltas en el MI [24] [26]. Las corrientes desequilibradas generan corrientes de secuencia negativa en el estátor del MI. Estas corrientes de secuencia negativa pueden ser mal atribuidas a una falla en los bobinados del estátor. Este error en el diagnóstico puede sacar de servicio un MI sin falla [26]. Del mismo modo, el desequilibrio de tensión produce un incremento en el valor eficaz de la velocidad de las vibraciones que puede ser atribuido de manera errónea a algún problema en el MI o la carga, por exceder los límites establecidos en la norma ISO10816-1 [25].

1.2.2 *Armónicos en las tensiones de alimentación*

La distorsión armónica de tensión es una alteración en la forma de la onda de tensión respecto de la sinusoidal ideal [1]–[2]. La distorsión armónica se produce a causa de las cargas no lineales presentes en el sistema eléctrico [1]–[2]. En una carga no lineal la corriente no es proporcional a la tensión aplicada y por lo tanto, la caída de tensión en la carga no es sinusoidal [2]. Este fenómeno es el que produce la distorsión armónica de tensión en el sistema eléctrico de potencia [2].

Existen diferentes tipos de cargas no lineales entre las que se destacan dispositivos saturables como transformadores, dispositivos de arco como lámparas de descarga y hornos de arco y dispositivos electrónicos como fuentes conmutadas.

El incremento en la cantidad de cargas no lineales, principalmente de dispositivos electrónicos presentes en el sistema eléctrico de potencia ha conducido a que las tensiones de alimentación recibidas por los usuarios finales no sean completamente sinusoidales [2].

Las ondas periódicas de tensión típicas se pueden expresar como la suma de una componente continua y una serie de ondas sinusoidales puras cuya frecuencia es un múltiplo entero de la frecuencia fundamental de la onda periódica original [4]. A las ondas sinusoidales de frecuencias múltiplos de la fundamental se las conoce como componentes armónicas o simplemente armónicas.

Las causas y efectos de los armónicos de tensión en los sistemas eléctricos de potencia son conocidos y han sido estudiados desde hace muchos años en diferentes publicaciones [62]–[66].

Los estudios relacionados con el comportamiento del MI cuando se alimenta con tensiones distorsionadas datan del año 1929 [62]. Sin embargo, en la actualidad este fenómeno continúa siendo estudiado [67],[68]. Sobre el tema, Singh en 2005 realizó una extensa revisión sobre la operación del MI con tensiones de alimentación cuya forma de onda no es sinusoidal [66].

Los armónicos de tensión producen en los MI un incremento en las pérdidas con una disminución considerable de la eficiencia. Este incremento en las pérdidas puede conducir a sobrecalentamientos y reducciones en su vida útil. Asimismo, los armónicos generan oscilaciones en el par y la potencia, las que se manifiestan en un aumento de las vibraciones mecánicas y ruido [2]. Además, los armónicos de tensión producen variaciones en el par medio del MI.

Las normas IEEE Std 519/92 y la NEMA MG1 2003 especifican límites máximos de armónicos de tensión permitidos en el sistema [27], [69]. Si bien se pueden encontrar publicaciones que cuestionan los alcances de la normativa, se observa que uno de los problemas que produce la distorsión armónica es la pérdida de eficiencia en las máquinas eléctricas y en particular en los MI [76].

La Norma NEMA MG1 2003 (apartado 30.1.2) establece factores de demérito de la potencia de placa en función del contenido armónico de la tensión de alimentación. Los factores de demérito propuestos por la norma son iguales para todos los MI. Sin embargo, las características constructivas del MI y principalmente las del rotor pueden modificar el comportamiento de éste frente a los armónicos de tensión [77].

1.3 Objetivos

El objetivo principal de esta tesis es evaluar los efectos que producen el desequilibrio de tensión y los armónicos de tensión en el desempeño de los MI.

Como objetivos específicos se pretende estimar con un modelo la variación de pérdidas en un MI cuando se alimenta con tensiones desequilibradas o con contenido armónico. Las tensiones desequilibradas o con contenido armónico producen mayores pérdidas conductivas en el MI que con tensiones sinusoidales equilibradas del mismo valor eficaz y por lo tanto pueden reducir la vida útil del MI. Por lo tanto, se propone estimar factores de demérito del MI de manera de mantener las pérdidas en su valor nominal en cualquier condición de desequilibrio de tensión o armónicos de tensión.

En el cálculo de los factores de demérito del MI se consideran aspectos constructivos que modifican su desempeño frente a los problemas de calidad de energía. En particular se pretende analizar el comportamiento de los MI con rotores jaula de ardillas de ranuras cerradas y ranuras abiertas.

Se pretende también explicar las variaciones en el par medio y/o en la potencia media del MI cuando se alimenta con tensiones desequilibradas o con distorsión armónica. Del mismo modo se propone extender el análisis para estimar la magnitud y frecuencia de las oscilaciones en el par y la potencia activa instantánea del MI con desequilibrio de tensión o con armónicos de tensión. Las oscilaciones en la potencia activa instantánea se manifiestan como vibraciones en la carcasa del MI. Por lo tanto, se evaluarán vibraciones de un MI cuando se alimenta con tensiones desequilibradas.

1.4 Contribuciones de la tesis

Conforme con los objetivos planteados, las principales contribuciones de esta tesis están relacionadas con la estimación de parámetros para el modelo del MI cuando se alimenta con tensiones desequilibradas y en la estimación de pérdidas en el MI cuando se alimenta con tensiones desequilibradas [70]–[73]. En este sentido se obtuvieron factores de demérito para el MI con rotores jaula de ardillas de ranuras cerradas y ranuras abiertas en condiciones de tensión desequilibrada [70] [71].

Se realizan también contribuciones sobre los efectos del desequilibrio de tensión en la potencia activa instantánea y su efecto sobre las vibraciones en la carcasa del MI [24][96].

Además, se efectúan aportes en la estimación de pérdidas en el MI cuando se alimenta con tensiones distorsionadas. Se proponen factores de demérito para MI con rotores con jaula de ardillas de ranuras cerradas y de ranuras abiertas de manera de evitar la reducción en su vida útil [74][75].

1.5 Organización de la tesis

La tesis se encuentra organizada de la siguiente manera:

En el capítulo I se describieron brevemente algunos problemas comunes en el suministro eléctrico y como pueden afectar el desempeño del MI. Se presentaron varios estudios en los que se tratan los efectos del desequilibrio de tensión y los armónicos de tensión en el desempeño de los MI. Finalmente se presentaron los principales aportes de la tesis, en los que se destaca el efecto del tipo de rotor de un MI sobre el incremento de pérdidas y los factores de demérito.

En el capítulo II se presentan las definiciones más difundidas para evaluar los niveles de desequilibrio de tensión y distorsión armónica en un sistema de potencia trifásico. Se analizan las principales ventajas y desventajas de estos factores y se escogen los que serán utilizados en la tesis para evaluar los efectos sobre el MI.

En el capítulo III se presentan los modelos utilizados en esta tesis para analizar el comportamiento del MI en régimen transitorio y permanente. Se presenta un modelo que permite describir la dinámica eléctrica y la dinámica mecánica. Con este modelo se determinan los efectos sobre la potencia instantánea del MI cuando se alimenta con

tensiones desequilibradas o con tensiones distorsionadas. A partir del modelo dinámico se determinan los circuitos equivalentes en régimen permanente que se utilizan para estimar las pérdidas del MI. Se propone un método para estimar los parámetros del MI en condiciones de tensión desequilibrada y de tensión distorsionada. Los modelos en régimen permanente son validados en el caso de desequilibrio de tensión comparando las corrientes del modelo con datos experimentales obtenidos en el laboratorio.

En el capítulo IV se analizan los efectos del desequilibrio de tensión en un MI. Se muestra como varía el desequilibrio de corrientes del estátor del MI a medida que se incrementa el desequilibrio de tensión. Luego se evalúa el efecto del desequilibrio de tensión en redes de secuencia y en las oscilaciones en la potencia. Finalmente se propone un método para estimar como varían las pérdidas con el desequilibrio de tensión y se proponen factores de demérito para diferentes condiciones de desequilibrio de tensión.

En el capítulo V se analizan los efectos de los armónicos de tensión en un MI. Se muestra como varían las pérdidas en los MI cuando se alimenta con tensiones distorsionadas. También se analizan las variaciones en el par medio y las oscilaciones del par instantáneo del MI debidos a los armónicos de tensión. Finalmente se estiman las pérdidas en MI con rotor jaula de ardillas de ranuras cerradas y abiertas y se proponen factores de demérito del MI en función del nivel de distorsión armónica.

En el capítulo VI se analizan y cuantifican las oscilaciones en la potencia activa instantánea en el MI debidas a tensiones desequilibradas de alimentación. Se obtienen resultados de simulación con el modelo dinámico del MI en el referencial qd y se validan experimentalmente en el laboratorio. Las oscilaciones en la potencia producen vibraciones del MI. En este capítulo también se analizan las vibraciones sobre la carcasa del MI producidas por el desequilibrio de tensión y se determinan las frecuencias asociadas.

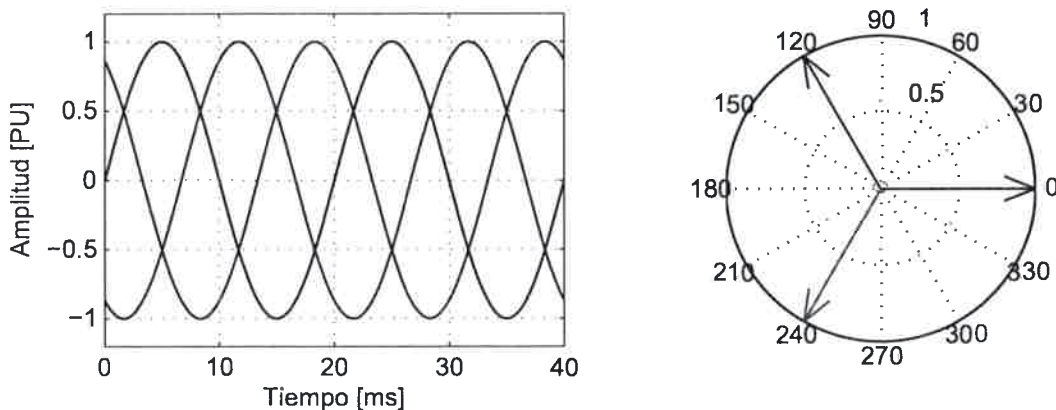
Por último en el capítulo VII se presentan las principales conclusiones de la tesis y las propuestas para trabajos futuros.

II CAPÍTULO II: DEFINICIONES DE DESEQUILIBRIO DE TENSIÓN Y DISTORSIÓN ARMÓNICA

En este capítulo se presentan las definiciones de los factores más difundidos para evaluar el nivel de desequilibrio de tensión en un sistema de potencia trifásico. También se presentan los factores más difundidos para determinar el nivel de distorsión armónica en la red. Se analizan las principales ventajas y desventajas de estos factores y en base a éstas se escogen los que serán utilizados en la tesis para evaluar los efectos sobre el MI

2.1 Factores de desequilibrio de tensión

En un sistema con tensiones trifásicas equilibradas los módulos de las tres tensiones son iguales y están desplazadas 120° eléctricos en el tiempo. En este sistema ideal las tensiones tienen la forma presentada en la figura II-1 [28].



(a) Señales temporales.

(b) Diagrama fasorial.

Figura II-1 Sistema trifásico ideal.

El desequilibrio de tensión es una perturbación en el sistema eléctrico en que las tensiones de alimentación difieren en amplitud y/o ángulo de fase [28]. La figura II-2 muestra un caso de desequilibrio en el que la amplitud de dos de las tensiones de alimentación es diferente a la nominal y el ángulo de fase difiere de 120° con la tercera. En particular una de las tensiones de alimentación (v_b) es mayor a la nominal, otra de las tensiones de alimentación (v_c) es menor a la nominal y el ángulo de fase de éstas respecto a la última (v_a) es distinto de 120° .

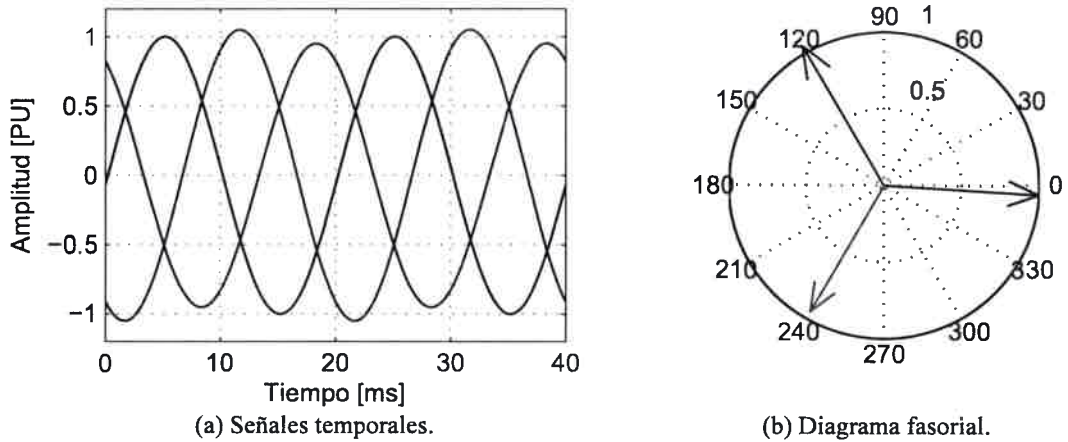


Figura II-2 Sistema trifásico con desequilibrio de tensión.

En el análisis de sistemas eléctricos desequilibrados es importante contar con un factor que defina el nivel de desequilibrio de las tensiones y/o corrientes. Existen diferentes maneras de definir el nivel de desequilibrio de tensión y/o corriente del sistema. Las definiciones del nivel de desequilibrio se expresan generalmente para las tensiones de alimentación, sin embargo pueden ser igualmente aplicadas para obtener los factores de desequilibrio de corriente [61]. A continuación se presentan algunas de estas definiciones y se mencionan las principales ventajas y desventajas [30] [44].

2.1.1 Definición NEMA

El factor de desequilibrio de tensión expresado en la Norma NEMA MG1 apartado 14.36.2 se obtiene como la desviación máxima del promedio de las tres tensiones de línea, dividida por el promedio de las tres tensiones de línea (\bar{V}_L), expresado en por ciento [27]. Es decir,

$$k_{LVUR} = \frac{\max(|V_{ab} - \bar{V}_L|, |V_{bc} - \bar{V}_L|, |V_{ca} - \bar{V}_L|)}{\bar{V}_L} \cdot 100 \quad (2.1)$$

donde $\bar{V}_L = (V_{ab} + V_{bc} + V_{ca})/3$ y V_{ab} , V_{bc} y V_{ca} son los valores eficaces de las tensiones de línea.

El factor de desequilibrio de tensión definido en la ecuación (2.1) es sencillo de obtener ya que sólo se requieren los valores eficaces de las tensiones de línea y una resolución aritmética sencilla. Es por esta razón que este factor de desequilibrio, conocido también con el nombre de factor de desequilibrio de tensión de línea, es muy utilizado en la industria.

2.1.2 Definiciones del IEEE

El IEEE tiene diversas recomendaciones en cuanto a la manera de definir el desequilibrio de tensión [30].

En la norma IEEE 112-2004 se adopta el factor de desequilibrio de tensión definido en la norma NEMA [33].

La norma IEEE 141-1993 adopta dos definiciones diferentes sobre el factor de desequilibrio de tensión [32]. La primera define al factor de desequilibrio de tensión de manera similar al de la norma NEMA, pero utilizando las tensiones de fase [32]. El factor de desequilibrio de tensión de fase (k_{PVUR}) se obtiene como:

$$k_{PVUR} = \frac{\max(|V_a - \bar{V}_P|, |V_b - \bar{V}_P|, |V_c - \bar{V}_P|)}{\bar{V}_P} \cdot 100 \quad (2.2)$$

donde $\bar{V}_P = (V_a + V_b + V_c)/3$ y V_a , V_b y V_c son los valores eficaces de las tensiones de fase.

Si bien la complejidad de cálculo es similar al de la norma NEMA, obtener las tensiones de fase en sistemas trifásicos puede ser más complicado. Los sistemas trifásicos que alimentan a cargas trifásicas están generalmente conectados sin el cable de neutro y por lo tanto no se pueden medir las tensiones de fase.

La segunda definición presentada en la norma IEEE 141-1993 define al factor de desequilibrio de tensión de manera similar a la IEC 61000-4-30, utilizando las componentes de secuencia. Este factor de desequilibrio es aceptado también en la norma IEEE 1159 y el diccionario de términos eléctricos y electrónicos del IEEE 100-2000 [34][35].

En el diccionario del IEEE se establece también la relación de desequilibrio de tensión. Esta relación de desequilibrio, conocida también como factor de desequilibrio de tensión de fase (k_{PVUR2}), se obtiene como la diferencia entre la tensión de valor eficaz más alto y la tensión eficaz más baja, divididas por el promedio de las tres tensiones de fase (V_P), expresado en por ciento. Es decir,

$$k_{PVUR2} = \frac{\max(V_a, V_b, V_c) - \min(V_a, V_b, V_c)}{\bar{V}_P} \cdot 100 \quad (2.3)$$

2.1.3 Definición IEC

La IEC 61000-4-30 define el factor de desequilibrio de tensión como la relación entre el módulo de la componente fundamental de tensión de secuencia negativa ($|v_2|$) con respecto al módulo de la componente fundamental de la tensión de secuencia positiva ($|v_1|$) expresada en por ciento [28][30], es decir,

$$k_{VUF} = \frac{|v_2|}{|v_1|} \cdot 100. \quad (2.4)$$

Las tensiones en componentes de secuencia se pueden obtener mediante el cálculo de las componentes simétricas [38]. Con los fasores de tensión de línea (v_{ab}, v_{bc}, v_{ca}) se pueden obtener las tensiones en redes de secuencia de la siguiente manera:

$$\begin{bmatrix} v_0 \\ v_1 \\ v_2 \end{bmatrix} = \frac{1}{3} \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 1 & a & a^2 \\ 1 & a^2 & a \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v_{ab} \\ v_{bc} \\ v_{ca} \end{bmatrix} \quad (2.5)$$

donde $a = e^{(j2\pi/3)}$.

Este mismo factor de desequilibrio de tensión se puede obtener con las tensiones de fase del sistema [60].

Es importante destacar que esta norma y la IEEE 1159 contemplan también un factor de desequilibrio que considera las tensiones de secuencia cero. Este factor se puede aplicar en sistemas polifásicos desequilibrados con conductor neutro. En este sentido se define el factor de desequilibrio de tensión como la relación entre el módulo de la tensión de secuencia cero ($|v_0|$) con respecto al módulo de la tensión de secuencia positiva expresada en por ciento [35]. Es decir,

$$k_{VUF-0} = \frac{|v_0|}{|v_1|} \cdot 100 \quad (2.6)$$

Sin embargo, para el análisis del comportamiento de los MI trifásicos la expresión mostrada en (2.6) es de poca utilidad debido a que los MI se conectan generalmente sin el cable neutro por el que puedan circular las corrientes de secuencia cero.

2.1.4 Definición CIGRE

El factor de desequilibrio propuesto en la ecuación (2.4) requiere conocer los ángulos de las tensiones y calcular las componentes de secuencia. Sin embargo, si la componente

de secuencia cero es nula y las tensiones son sinusoidales, se puede obtener el mismo factor de desequilibrio de tensión aplicando el factor de desequilibrio definido por la CIGRE.

El factor de desequilibrio de tensión propuesto por la CIGRE está dado por la siguiente expresión

$$k_{VUF} = \sqrt{\frac{1 - \sqrt{3 - 6\beta}}{1 + \sqrt{3 - 6\beta}}} \cdot 100 ; \quad \beta = \frac{|V_{ab}|^4 + |V_{bc}|^4 + |V_{ca}|^4}{\left(|V_{ab}|^2 + |V_{bc}|^2 + |V_{ca}|^2\right)^2} \quad (2.7)$$

Si bien la expresión dada en (2.7) es diferente a la mostrada en (2.4), el factor de desequilibrio encontrado es numéricamente igual si la componente de secuencia cero es nula. Este hecho se detalla en profundidad en [30].

Es importante destacar que la expresión (2.4) es válida para tensiones de fase o para tensiones de línea. Sin embargo, la simplificación mostrada en (2.7) requiere de las tensiones de línea.

Esta última definición, para calcular el factor de desequilibrio de tensión, es aceptada también en la norma IEEE 1159 [35].

2.1.5 Factor complejo de desequilibrio de tensión

Las funciones que definen los factores de desequilibrio de tensión propuestos en las normas no son inyectivas. Esto significa que existen diferentes combinaciones de magnitud y/o ángulo de fase en las tensiones de alimentación que producen el mismo factor de desequilibrio [44],[45]. Esta indeterminación en la definición puede conducir a efectos diferentes sobre el desempeño del equipamiento final.

Las experiencias realizadas por Kersting y Phillips en 1997, muestran que para un mismo factor de desequilibrio de tensión las pérdidas en el MI pueden variar considerablemente [57]. Los autores analizaron el comportamiento de un MI modificando el desequilibrio de tensión de dos maneras diferentes. El primer caso se realizó incrementando una de las tensiones de línea, manteniendo la segunda constante y reduciendo la tercera. En el segundo caso se incrementaron dos de las tensiones y se reduce la tercera de manera de que el promedio sea el nominal. Los resultados mostraron que en el primer caso las pérdidas en el estátor y el rotor de la fase más comprometida son mayores que en el segundo para el mismo factor de desequilibrio de tensión.

Para evitar este problema, Wang en [60] propone un factor complejo de desequilibrio de tensión. El factor complejo de desequilibrio se obtiene como la relación entre el fasor de la tensión de secuencia negativa (v_2) sobre el fasor de secuencia positiva (v_1) en por ciento. Es decir,

$$k_{CVUF} = \frac{v_2}{v_1} \cdot 100 \quad (2.8)$$

donde las componentes de secuencia se obtienen como se muestra en la ecuación (2.5). Este factor de desequilibrio posee módulo y ángulo. Utilizando las tensiones de línea, el factor complejo del desequilibrio de tensión toma la forma

$$k_{CVUF} = k_{VUF} \cdot e^{j\theta} = k_{VUF} \angle \theta \quad (2.9)$$

En la ecuación (2.9) k_{VUF} es el factor de desequilibrio de tensión definido en la IEC 61000-4-30 y θ es el ángulo entre las tensiones de secuencia negativa y positiva.

Si utilizamos las tensiones de fase, el factor de desequilibrio de tensión se modifica solamente en el ángulo. De este modo,

$$k_{CVUF_P} = k_{CVUF} \cdot e^{(-j\pi/3)} \quad (2.10)$$

La ecuación (2.10) pone de manifiesto que la diferencia entre los factores complejos de desequilibrio de tensión utilizando las tensiones de línea y las de fase es un ángulo de 60° .

Faiz, *et. al.* sugieren que el uso del factor complejo de desequilibrio de tensión es mejor que las alternativas anteriores, sin embargo, no es suficiente para evaluar correctamente el comportamiento de un MI [44] [45]. En su estudio, los autores concluyen en que además del factor de desequilibrio de tensión complejo es necesario conocer la tensión media de alimentación para definir un único factor de demérito para el MI [45]. Este mismo enfoque fue utilizado posteriormente por Gnacinski en [39] y [46] por considerar que define unívocamente un estado de desequilibrio de tensión.

En el estudio de los factores de demérito del MI cuando se alimenta con tensiones desequilibradas, el uso del factor complejo de desequilibrio de tensión y el valor medio de la tensión de alimentación es recomendable si se considera a la corriente nominal como la máxima corriente admisible en cualquiera de las fases del MI [39],[44],[45]. La misma consideración se puede hacer si se estima el incremento de temperatura del MI utilizando las corrientes de fase para estimar las pérdidas y aplicarlas al modelo térmico [39],[46]. Sin embargo, cuando se analizan la pérdidas del MI producidas por las componentes de secuencia el ángulo de defasaje entre las componentes no modifica los

resultados. Además, si en este análisis sólo se quiere considerar el efecto del desequilibrio de tensión, puede ser más adecuado mantener constante la tensión de secuencia positiva e incrementar la tensión de secuencia negativa que es la que produce el desequilibrio de tensión [60].

En el capítulo IV de esta tesis se estudia la forma en la que varían las pérdidas en el MI producidas por las componentes de secuencia cuando se alimenta con tensiones desequilibradas. Los resultados son presentados en función del factor de desequilibrio de tensión propuesto por la norma IEC, ecuación (2.4), y considerando que el módulo de la tensión de secuencia positiva permanece en el valor nominal para cualquier grado de desequilibrio de tensión. De este modo, los resultados quedan expresados directamente en función de la componente de secuencia negativa de manera similar a lo establecido en [39],[46].

2.2 Factores de distorsión armónica de tensión

La distorsión en la forma de onda de las tensiones de alimentación es otro problema de calidad de energía frecuente en los sistemas eléctricos de potencia. Se dice que un sistema eléctrico presenta distorsión armónica cuando la forma de onda de las tensiones o corrientes no es sinusoidal. La figura II-3 muestra una señal trifásica sinusoidal con 5% de 5^{to} armónico equilibrado.

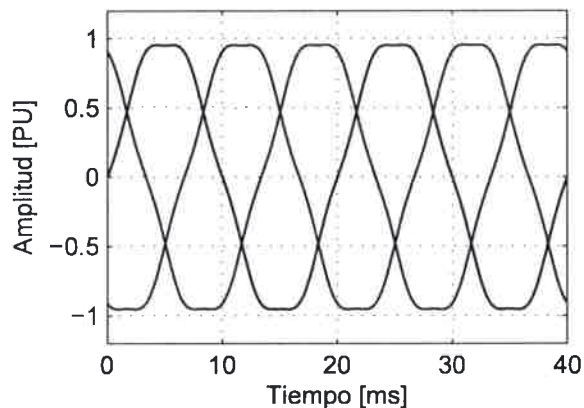


Figura II-3 Sistema trifásico con distorsión armónica.

A diferencia de lo observado en la figura II-1 donde se presentó el caso ideal de tensiones equilibradas y sinusoidales, en la figura II-3 se observa que el contenido armónico en el sistema modifica considerablemente la forma de onda.

2.2.1 Factor de distorsión armónica total

Existen factores para cuantificar la deformación en las ondas de tensión y/o corriente. El factor de distorsión armónica total (*Total Harmonic Distorsion, THD*) es uno de los factores más difundidos para definir el nivel de distorsión de las tensiones y/o corrientes. El factor de distorsión armónica total está dado por:

$$THD_v = \frac{1}{V_1} \sqrt{\sum_{h=2}^{h=h_{\max}} V_h^2} \quad (2.11)$$

donde V_1 es la componente fundamental de secuencia positiva de la tensión, h es el orden del armónico y V_h es la magnitud de la tensión del armónico de orden h [27] [69].

El armónico de mayor orden considerado (h_{\max}) para el cálculo del THD_v es diferente según la norma considerada. Por ejemplo, en la norma UNE-EN-50160 se utiliza hasta el armónico de orden 40 para el cálculo del THD ($h_{\max} = 40$) [40].

2.2.2 Factor de tensión armónica

Otro factor muy utilizado en el análisis del comportamiento de los MI es el factor de tensión armónica. El factor de tensión armónica (*Harmonic Voltage Factor, HVF*) pondera la tensión armónica con el orden armónico de la siguiente manera,

$$HVF = \sqrt{\sum_{h=5}^{h=\infty} \frac{V_{hpu}^2}{h}} \quad (2.12)$$

donde h es el orden del armónico impar no divisible por tres y V_{hpu} es la tensión del armónico de orden h , en por unidad del fundamental [27].

El MI es una carga inductiva y por lo tanto presenta alta impedancia a la circulación de corriente de armónicos de alto orden. Es por esta razón que para el estudio del comportamiento del MI frente a distorsiones de tensión el HVF es más utilizado que el THD [27].

En el capítulo V de esta tesis se estudia la forma en la que varían las pérdidas en el MI producidas por las componentes de armónicas cuando se alimenta con tensiones distorsionadas. Los resultados son presentados en función del factor de tensión armónica expresado en por ciento y considerando, al igual que en el caso de desequilibrio, que la tensión de la componente fundamental de secuencia positiva permanece en el valor nominal.

III CAPÍTULO III: MODELADO DEL MI

En este capítulo se presentan los modelos utilizados en esta tesis para analizar el comportamiento del MI en régimen transitorio y permanente. Se presenta el modelo dinámico del MI en variables abc que permite describir la dinámica eléctrica y la dinámica mecánica [82]. A partir de este modelo se presenta la transformación matemática de las variables eléctricas del MI a un referencial arbitrario con ejes directo “ d ” y en cuadratura “ q ” [82]. Con este modelo en el referencial estacionario se deriva una expresión sencilla para la potencia activa instantánea del MI cuando se alimenta con tensiones desequilibradas o con distorsión armónica.

De acuerdo con Novotny y Lipo se presentan las modificaciones del modelo en un referencial qd para convertirlo en un modelo de régimen permanente [81]. Con el modelo de régimen permanente se estudia el efecto de las tensiones desequilibradas y la distorsión armónica sobre el par medio y la potencia media del MI. Luego se muestran los ensayos realizados a diferentes MI para obtener los parámetros del modelo.

Finalmente se comparan las corrientes medidas en el estátor del MI con las corrientes obtenidas con el modelo para diferentes condiciones de desequilibrio de tensión.

3.1 Modelado del MI

El comportamiento del MI se puede estimar utilizando un modelo matemático de su dinámica. En este modelo se considera por separado la dinámica eléctrica y la dinámica mecánica con sus particularidades y finalmente se resuelve el modelo completo [81][82].

En el estudio del comportamiento eléctrico del MI se considera que los bobinados del estátor son simétricos, están desplazados 120° y tiene distribución sinusoidal [82]. Se considera además que cada fase tiene N_s espiras equivalentes y resistencia r_s . Por su parte, en el análisis del rotor se considera a la jaula de ardilla como tres bobinados simétricos, desplazados 120° , con distribución sinusoidal, N_r espiras equivalentes y resistencia r_r . Además se considera que el circuito magnético del MI es lineal y por lo tanto se ignora la saturación [82]. Estas consideraciones implican que:

- Los desequilibrios en las corrientes son producto de desequilibrios de tensión.
- Las impedancias del MI no dependen del estado de carga ni del nivel de desequilibrio de tensión.

- La impedancia de los armónicos en el rotor no dependen del estado de carga.
- A velocidad constante, los armónicos en la corriente son producto de los armónicos en la tensión.

3.2 Modelo del MI en variables abc

Con las consideraciones mencionadas en el inciso anterior se puede obtener el modelo dinámico del MI como se detalla en [81] [82].

El modelo eléctrico del MI en variables *abc* se puede representar con las ecuaciones de tensión que modelan los circuitos del estátor y del rotor [81]. Las ecuaciones de los circuitos del estátor y del rotor se pueden aplicar directamente para estimar el comportamiento del MI, sin embargo, es conveniente referir las variables del rotor al estátor. Para ello se considera que el flujo en el entrehierro es constante y que la fuerza magnetomotriz de estátor y rotor son prácticamente iguales.

El modelo eléctrico del MI en variables *abc* con las variables del rotor referidas al estátor presentado en forma matricial queda

$$\vec{V}_s = \underline{R}_s \vec{I}_s + \frac{d\vec{\lambda}_s}{dt} \quad (3.1)$$

$$\vec{V}_r' = \underline{R}_r' \vec{I}_r' + \frac{d\vec{\lambda}_r'}{dt} \quad (3.2)$$

$$\vec{\lambda}_s = \underline{L}_s \vec{I}_s + \underline{L}_{sr} \vec{I}_r' \quad (3.3)$$

$$\vec{\lambda}_r' = \underline{L}_{sr}^T \vec{I}_s + \underline{L}_r' \vec{I}_r' \quad (3.4)$$

donde

$$\vec{V}_s = [v_{as}, v_{bs}, v_{cs}]^T \quad (3.5)$$

$$\vec{V}_r' = [0, 0, 0]^T \quad (3.6)$$

$$\vec{I}_s = [i_{as}, i_{bs}, i_{cs}]^T \quad (3.7)$$

$$\vec{I}_r' = [i_{ar}', i_{br}', i_{cr}']^T \quad (3.8)$$

$$\vec{\lambda}_s = [\lambda_{as}, \lambda_{bs}, \lambda_{cs}]^T \quad (3.9)$$

$$\vec{\lambda}_r' = [\lambda_{ar}', \lambda_{br}', \lambda_{cr}']^T \quad (3.10)$$

Las expresiones (3.5) a (3.10) son vectores de 3×1 que representan las tensiones, corrientes y flujos del estátor y rotor del MI. Las tensiones aplicadas al rotor se suponen nulas porque, en general, el rotor de un MI es tipo jaula de ardillas con sus barras en cortocircuito o es de rotor bobinado y sus bobinas se conectan en cortocircuito.

La matriz de resistencia del devanado de estátor, necesaria para resolver la ecuación (3.1), es una matriz de 3×3 que tiene en la diagonal la resistencia de cada una de las fases del estátor. Es decir

$$\underline{R}_s = \begin{bmatrix} r_s & 0 & 0 \\ 0 & r_s & 0 \\ 0 & 0 & r_s \end{bmatrix}. \quad (3.11)$$

Similarmente, la matriz de resistencia asociada al rotor es una matriz diagonal de 3×3 que representa la resistencia de cada uno de los devanados del rotor referidos al estátor.

Es decir

$$\underline{R}_r' = \begin{bmatrix} r_r' & 0 & 0 \\ 0 & r_r' & 0 \\ 0 & 0 & r_r' \end{bmatrix}. \quad (3.12)$$

La matriz de inductancia del estátor queda definida por

$$\underline{L}_s = \begin{bmatrix} L_{ls} + L_{ms} & -L_{ms}/2 & -L_{ms}/2 \\ -L_{ms}/2 & L_{ls} + L_{ms} & -L_{ms}/2 \\ -L_{ms}/2 & -L_{ms}/2 & L_{ls} + L_{ms} \end{bmatrix} \quad (3.13)$$

donde cada elemento de la diagonal de (3.13) representa la inductancia propia de cada fase del estátor del MI y los elementos fuera de la diagonal representan la inductancia mutua entre las fases del estátor. En la matriz, L_{ls} representa la inductancia de dispersión de cada fase del estátor y L_{ms} representa la inductancia de magnetización.

La matriz de inductancia mutua entre el estátor y el rotor queda definida por

$$\underline{L}_{sr} = L_{ms} \begin{bmatrix} \cos(\theta_r) & \cos(\theta_r + 2\pi/3) & \cos(\theta_r - 2\pi/3) \\ \cos(\theta_r - 2\pi/3) & \cos(\theta_r) & \cos(\theta_r + 2\pi/3) \\ \cos(\theta_r + 2\pi/3) & \cos(\theta_r - 2\pi/3) & \cos(\theta_r) \end{bmatrix}. \quad (3.14)$$

En la ecuación (3.14) se observa que la inductancia mutua entre las fases del estátor y el rotor depende del coseno del ángulo de la posición del rotor θ_r .

La matriz de inductancia del rotor referida al estátor queda definida por

$$\underline{L}'_r = \begin{bmatrix} L'_{lr} + L_{ms} & -L_{ms}/2 & -L_{ms}/2 \\ -L_{ms}/2 & L'_{lr} + L_{ms} & -L_{ms}/2 \\ -L_{ms}/2 & -L_{ms}/2 & L'_{lr} + L_{ms} \end{bmatrix}. \quad (3.15)$$

Al igual que en la matriz de inductancias del estátor cada elemento de la diagonal de (3.15) representa la inductancia propia de cada fase del rotor del MI y los elementos fuera de la diagonal representan la inductancia mutua entre las fases del rotor. En la matriz, L'_{lr} representa la inductancia de dispersión de cada fase del rotor referida al estátor.

En el modelo eléctrico del MI dado por la ecuaciones (3.1) a (3.4), el par electromagnético se puede representar por

$$T_e = PP \left(\bar{I}_{abcs} \right)^T \frac{\partial}{\partial \theta_r} \underline{L}'_{sr} \bar{I}'_{abcr}. \quad (3.16)$$

La dinámica mecánica del MI y la carga se modela, en general, con un sistema de segundo orden como el siguiente

$$\frac{d^2 \theta_r}{dt^2} = \frac{PP}{J} (T_e - T_l). \quad (3.17)$$

En la ecuación (3.17) θ_r representa la posición instantánea del rotor, PP representa la cantidad de pares de polos del MI, J es la inercia del rotor y la carga, T_e es el par electromagnético generado por el MI y T_l el par resistente de carga. Una forma alternativa de expresar la ecuación (3.17) es

$$T_e - T_l = \frac{J}{PP} \frac{d\omega_r}{dt} \quad (3.18)$$

donde ω_r es la velocidad angular del rotor.

El modelo completo en variables abc permite analizar el comportamiento dinámico del MI [82]. Sin embargo, para su aplicación se requiere el cálculo de las inductancias mutuas entre estátor y rotor en cada posición del rotor [82]. Este hecho se observa en la ecuación (3.14) donde se ve que la inductancia mutua entre las fases de estátor y rotor depende del coseno del ángulo de la posición del rotor.

Para evitar el cálculo de la inductancia mutua en función de la posición se puede realizar una transformación de las variables del MI a un marco de referencia que gire a una velocidad arbitraria en la cual estas inductancias no varíen con la posición del rotor [82]. Esta transformación se conoce en la bibliografía como *transformación qd0* [82].

3.3 Transformación del modelo eléctrico del MI en variables *abc* a un marco de referencia *qd0*

El cambio de variables que permite la transformación del modelo en variables *abc* a un nuevo marco de referencia *qd0* que gire a una velocidad arbitraria se puede obtener como se detalla en [82]. Para las variables eléctricas tensión, corriente o flujo del MI la transformación trifásica de un marco *abc* a un marco de referencia arbitrario *qd0* está dada por:

$$\bar{\zeta}_{qd0} = \underline{K} \bar{\zeta}_{abc} \quad (3.19)$$

donde

$$\bar{\zeta}_{qd0} = [\zeta_q, \zeta_d, \zeta_0]^T \quad (3.20)$$

$$\bar{\zeta}_{abc} = [\zeta_a, \zeta_b, \zeta_c]^T \quad (3.21)$$

$$\underline{K} = \frac{2}{3} \begin{bmatrix} \cos(\beta) & \cos\left(\beta - \frac{2\pi}{3}\right) & \cos\left(\beta - \frac{2\pi}{3}\right) \\ \sin(\beta) & \sin\left(\beta - \frac{2\pi}{3}\right) & \sin\left(\beta + \frac{2\pi}{3}\right) \\ \frac{1}{2} & \frac{1}{2} & \frac{1}{2} \end{bmatrix} \quad (3.22)$$

La variable ζ representa cualquier variable eléctrica como tensión, corriente o flujo.

Para las variables del estátor β se define como [82]:

$$\beta = \int_0^t (\omega_{qd0}(\xi)) d\xi + \theta_{qd0}(0) \quad (3.23)$$

y para las variables del rotor β se define como [82]:

$$\beta = \int_0^t (\omega_{qd0}(\xi)) d\xi + \theta_{qd0}(0) - \theta_r. \quad (3.24)$$

Donde ξ representa una variable auxiliar de integración.

La transformación inversa existe y está definida como:

$$\bar{\zeta}_{abc} = \underline{K}^{inv} \bar{\zeta}_{qd0} \quad (3.25)$$

donde

$$\underline{K}^{inv} = \begin{bmatrix} \cos(\beta) & \sin(\beta) & 1 \\ \cos\left(\beta - \frac{2\pi}{3}\right) & \sin\left(\beta - \frac{2\pi}{3}\right) & 1 \\ \cos\left(\beta + \frac{2\pi}{3}\right) & \sin\left(\beta - \frac{2\pi}{3}\right) & 1 \end{bmatrix}. \quad (3.26)$$

En los sistemas trifásicos que no poseen conductor neutro no hay circulación de corrientes en el eje 0 y, por lo tanto, en estas condiciones se puede quitar del análisis esta componente. Esto simplifica el estudio de MI conectados en triángulo o en estrella aislada.

3.4 Modelo del MI en variables $qd0$

Aplicando la transformación propuesta en la subsección anterior al modelo en variables abc podemos obtener el modelo en un referencial arbitrario $qd0$. Esta transformación se analiza en profundidad en [81] [82]. El modelo final del MI en variables $qd0$ para un referencial fijo al estátor es

$$v_{qs} = r_s i_{qs} + \omega \lambda_{ds} + \frac{d\lambda_{qs}}{dt} \quad (3.27)$$

$$v_{ds} = r_s i_{ds} - \omega \lambda_{qs} + \frac{d\lambda_{ds}}{dt} \quad (3.28)$$

$$v_{0s} = r_s i_{0s} + \frac{d\lambda_{0s}}{dt} \quad (3.29)$$

donde

$$\lambda_{qs} = L_{ls} i_{qs} + L_m (i_{qs} + i_{qr}) \quad (3.30)$$

$$\lambda_{ds} = L_{ls} i_{ds} + L_m (i_{ds} + i_{dr}) \quad (3.31)$$

$$\lambda_{0s} = L_{ls} i_{0s} \quad (3.32)$$

El modelo del rotor referido al estátor en variables $qd0$ es

$$v'_{qr} = r'_r i'_{qr} + (\omega - \omega_r) \lambda'_{dr} + \frac{d\lambda'_{qr}}{dt} \quad (3.33)$$

$$v'_{dr} = r'_r i'_{dr} - (\omega - \omega_r) \lambda'_{qr} + \frac{d\lambda'_{dr}}{dt} \quad (3.34)$$

$$v'_{0r} = r'_r i'_{0r} + \frac{d\lambda'_{0r}}{dt} \quad (3.35)$$

donde

$$\lambda'_{qr} = L'_{lr}i'_{qr} + L_m(i_{qs} + i'_{qr}) \quad (3.36)$$

$$\lambda'_{dr} = L'_{lr}i'_{dr} + L_m(i_{ds} + i'_{dr}) \quad (3.37)$$

$$\lambda'_{0r} = L'_{lr}i'_{0r}. \quad (3.38)$$

La inductancia de magnetización es

$$L_m = \frac{3}{2} L_{ms} \quad (3.39)$$

En el modelo presentado hay que realizar algunas consideraciones sobre los parámetros asociados a la componente 0 [81]. La inductancia de dispersión de la componente 0 no es igual a las inductancias de dispersión del estátor y el rotor del MI. El flujo de dispersión del estátor y del rotor representa el flujo que atraviesa o entra en el entrehierro (flujo disperso zig zag y por la parte superior del diente) y componentes del flujo que no cortan el entrehierro (flujo disperso por las ranuras, armónicos, cruzamiento y cabeza de bobinados). Sin embargo, cuando el estátor o el rotor, se alimenta con corrientes de secuencia 0 , el flujo disperso que atraviesa el entrehierro varía considerablemente para continuar satisfaciendo la Ley de Gauss mientras que los flujos que no circulan por el entrehierro apenas se ven afectados [81]. Este fenómeno hace que las inductancias de dispersión de secuencia 0 sean generalmente menores a las de los ejes qd .

En esta tesis, la componente de secuencia 0 es ignorada debido a que los MI se conectan generalmente en estrella aislada o en triángulo y por lo tanto no existe un camino de baja impedancia para la circulación de estas corrientes.

El par electromagnético generado por el MI en el sistema de referencia $qd0$, se puede expresar como

$$T_e = \frac{3}{2} PP \cdot L_m (i_{qs}i'_{dr} - i_{ds}i'_{qr}). \quad (3.40)$$

Una expresión equivalente del par electromagnético del MI es

$$T_e = \frac{3}{2} PP \cdot L_m (\lambda_{ds}i_{qs} - \lambda_{qs}i_{ds}). \quad (3.41)$$

La expresión del par electromagnético presentada en (3.41) se puede utilizar para estimar el par producido por el MI a partir de las mediciones de tensión y corriente [83]. Los flujos concatenados del estátor en el referencial qd se pueden estimar resolviendo (3.27) y (3.28) si se conoce la resistencia de los devanados de estátor [83]. Sin embargo,

la estimación del par puede no ser la adecuada si se estima incorrectamente la resistencia del estátor o si la caída de tensión producida en ésta es comparable a la tensión aplicada [83].

La dinámica mecánica del MI no depende del marco de referencia elegido para el modelo eléctrico, por lo tanto, queda definida por la expresión presentada en (3.17).

3.4.1 Potencia activa instantánea en sistemas trifásicos desequilibrados

Como se detalla en [82], la expresión de la potencia activa instantánea para un sistema trifásico en variables qd viene dada por:

$$P(t) = \frac{3}{2}(v_q i_q + v_d i_d). \quad (3.42)$$

De acuerdo con la descripción del modelo qd presentado en [53] y [95] las tensiones sobre el eje directo y en cuadratura están dadas en función de las tensiones de secuencia por:

$$v_q = \hat{V}_1 \cos(\omega_s t + \theta_{v_1}) + \hat{V}_2 \cos(-\omega_s t + \theta_{v_2}) \quad (3.43)$$

$$v_d = \hat{V}_1 \text{sen}(\omega_s t + \theta_{v_1}) + \hat{V}_2 \text{sen}(-\omega_s t + \theta_{v_2}). \quad (3.44)$$

De la misma manera, las corrientes sobre el eje directo y en cuadratura en función de las corrientes de secuencia son [53] [95]:

$$i_q = \hat{I}_1 \cos(\omega_s t + \theta_{i_1}) + \hat{I}_2 \cos(-\omega_s t + \theta_{i_2}) \quad (3.45)$$

$$i_d = \hat{I}_1 \text{sen}(\omega_s t + \theta_{i_1}) + \hat{I}_2 \text{sen}(-\omega_s t + \theta_{i_2}). \quad (3.46)$$

Reemplazando (3.43) a (3.46) en (3.42) resulta

$$\begin{aligned} P_{012}(t) &= \frac{3}{2}(\hat{V}_1 \hat{I}_1 \cos(\theta_{v_1} - \theta_{i_1}) + \hat{V}_2 \hat{I}_2 \cos(\theta_{v_2} - \theta_{i_2})) \dots \\ &+ \frac{3}{2}(\hat{V}_1 \hat{I}_2 \cos(2\omega_s t + \theta_{v_1} - \theta_{i_2})) \dots \\ &+ \frac{3}{2}(\hat{V}_2 \hat{I}_1 \cos(2\omega_s t + \theta_{v_2} - \theta_{i_1})). \end{aligned} \quad (3.47)$$

El análisis de la ecuación (3.47) muestra que la potencia instantánea del MI posee una componente media y una componente que oscila a dos veces la frecuencia de red. El primer término de la ecuación (3.47) corresponde a la potencia activa media, producto de las componentes fundamentales de tensiones y corrientes de secuencia positiva y negativa. El segundo y tercer término de (3.47) representan las oscilaciones a dos veces la frecuencia de alimentación generadas por el desequilibrio de tensión [24], [95]-[96].

En el primer sumando de (3.47) el término $\hat{V}_2 \hat{I}_2 \cos(\theta_{v_2} - \theta_{i_2})$ es el que se asocia con la variación en la potencia media del MI producida por el desequilibrio de tensión. Una reducción de la potencia media produce mayores tiempos de arranque del MI y puede disparar protecciones de sobrecorriente [14].

La amplitud del segundo sumando de (3.47) depende de la tensión de secuencia positiva y de la corriente de secuencia negativa. En general, la tensión de secuencia positiva es cercana a la tensión nominal y la corriente de secuencia negativa se incrementa con el desequilibrio de tensión. Esta corriente es casi independiente del estado de carga del MI [95]-[96]. El tercer sumando de (3.47) es, típicamente, de menor magnitud que el segundo porque la impedancia de secuencia positiva en los MI, para condiciones de operación próxima a la nominal, es mayor a la impedancia de secuencia negativa [95]-[96].

Las componentes de potencia de dos veces la frecuencia de alimentación se manifiestan en el par y la velocidad del MI. Esta pulsación produce vibraciones en el MI [95]-[96].

Con un análisis similar, es posible estudiar el efecto de la distorsión de tensión y corriente sobre la potencia activa instantánea [1], [79]. Considerando la componente fundamental más un armónico h_1 de secuencia positiva, las tensiones y corrientes en variables qd están dadas por

$$v_q = \hat{V}_1 \cos(\omega_s t + \theta_{v1}) + \hat{V}_{h1} \cos((h_1)\omega_s t + \theta_{v_{h1}}) \quad (3.48)$$

$$v_d = \hat{V}_1 \text{sen}(\omega_s t + \theta_{v1}) + \hat{V}_{h1} \text{sen}((h_1)\omega_s t + \theta_{v_{h1}}) \quad (3.49)$$

$$i_q = \hat{I}_1 \cos(\omega_s t + \theta_{i1}) + \hat{I}_{h1} \cos((h_1)\omega_s t + \theta_{i_{h1}}) \quad (3.50)$$

$$i_d = \hat{I}_1 \text{sen}(\omega_s t + \theta_{i1}) + \hat{I}_{h1} \text{sen}((h_1)\omega_s t + \theta_{i_{h1}}). \quad (3.51)$$

Reemplazando (3.48) a (3.51) en (3.42) se obtiene

$$\begin{aligned} P_{h1}(t) = & \frac{3}{2} \left(\hat{V}_1 \hat{I}_1 \cos(\theta_{v1} - \theta_{i1}) + \hat{V}_{h1} \hat{I}_{h1} \cos(\theta_{v_{h1}} - \theta_{i_{h1}}) \right) \\ & + \frac{3}{2} \left(\hat{V}_1 \hat{I}_{h1} \cos((h_1 - 1)\omega_s t + \theta_{v1} - \theta_{i_{h1}}) \right) \\ & + \frac{3}{2} \left(\hat{V}_{h1} \hat{I}_1 \cos((h_1 - 1)\omega_s t + \theta_{v_{h1}} - \theta_{i1}) \right). \end{aligned} \quad (3.52)$$

Donde la expresión (3.52) de la potencia activa es válida en presencia de armónicos de secuencia positiva. El primer sumando de (3.52) representa la potencia activa media en el MI. En este caso el término $\hat{V}_{h1} \hat{I}_{h1} \cos(\theta_{v_{h1}} - \theta_{i_{h1}})$ representa la potencia media debido

a las componentes armónicas de secuencia positiva. El segundo y tercer sumando producen pulsaciones de potencia a frecuencia $(h_1 - 1)\omega_s$.

En el caso de armónicos de tensión de secuencia negativa las expresiones se modifican ligeramente. Las tensiones y corrientes armónicas de secuencia negativa en variables $q-d$ están dadas por

$$v_q = \hat{V}_1 \cos(\omega_s t + \theta_{v_1}) + \hat{V}_{h_2} \cos(-h_2 \omega_s t + \theta_{v_{h_2}}) \quad (3.53)$$

$$v_d = \hat{V}_1 \operatorname{sen}(\omega_s t + \theta_{v_1}) + \hat{V}_{h_2} \operatorname{sen}(-h_2 \omega_s t + \theta_{v_{h_2}}) \quad (3.54)$$

$$i_q = \hat{I}_1 \cos(\omega_s t + \theta_{i_1}) + \hat{I}_{h_2} \cos(-h_2 \omega_s t + \theta_{i_{h_2}}) \quad (3.55)$$

$$i_d = \hat{I}_1 \operatorname{sen}(\omega_s t + \theta_{i_1}) + \hat{I}_{h_2} \operatorname{sen}(-h_2 \omega_s t + \theta_{i_{h_2}}). \quad (3.56)$$

Reemplazando (3.53) a (3.56) en (3.42) se obtiene la expresión de la potencia activa instantánea del MI cuando hay armónicos de secuencia negativa en la tensión.

$$\begin{aligned} P_{h_2}(t) = & \frac{3}{2} \left(\hat{V}_1 \hat{I}_1 \cos(\theta_{v_1} - \theta_{i_1}) + \hat{V}_{h_2} \hat{I}_{h_2} \cos(\theta_{v_{h_2}} - \theta_{i_{h_2}}) \right) \\ & + \frac{3}{2} \left(\hat{V}_1 \hat{I}_{h_2} \cos((h_2 + 1)\omega_s t + \theta_{v_1} - \theta_{i_{h_2}}) \right) \\ & + \frac{3}{2} \left(\hat{V}_{h_2} \hat{I}_1 \cos((h_2 + 1)\omega_s t + \theta_{v_{h_2}} - \theta_{i_1}) \right). \end{aligned} \quad (3.57)$$

El primer término de (3.57) representa la potencia activa media en el MI. En este caso el término $\hat{V}_{h_2} \hat{I}_{h_2} \cos(\theta_{v_{h_2}} - \theta_{i_{h_2}})$ representa la potencia media producida por las componentes armónicas de secuencia negativa. El segundo y tercer sumando producen pulsaciones de potencia a frecuencia $(h_2 + 1)\omega_s$.

Por ejemplo, la presencia de 5^{to} armónico de secuencia positiva en la tensión produce pulsación en la potencia activa instantánea a frecuencia $4\omega_s$. En cambio, el 5^{to} armónico de secuencia negativa produce una pulsación en la potencia a frecuencia $6\omega_s$. Por su parte el 7^{mo} armónico de secuencia positiva en la tensión produce pulsación en la potencia activa instantánea a $6\omega_s$ y el 7^{mo} armónico de secuencia negativa produce pulsación a $8\omega_s$.

3.5 Transformación del modelo dinámico a un modelo en régimen permanente del MI

Para el estudio de las pérdidas en el MI se pueden utilizar los modelos dinámicos del MI presentados en las secciones anteriores, sin embargo, puede resultar más simple el uso un modelo en régimen permanente [9],[81],[82],[88]. El modelo en régimen permanente se puede derivar a partir de las expresiones del modelo dinámico en el marco de referencia $qd0$, en el que la componente de secuencia 0 es nula [81] [82]. En esta sección se describen los pasos presentados en [81] [82] para obtener el modelo en régimen permanente a partir del modelo presentado en la sección 3.4.

El modelo qd expresado en función las reactancias ($X = (2\pi f_{base})L = \omega_{base}L$) es:

$$v_{qs} = r_s i_{qs} + \frac{\omega}{\omega_{base}} \psi_{ds} + \frac{1}{\omega_{base}} \frac{d\psi_{qs}}{dt} \quad (3.58)$$

$$v_{ds} = r_s i_{ds} - \frac{\omega}{\omega_{base}} \psi_{qs} + \frac{1}{\omega_{base}} \frac{d\psi_{ds}}{dt} \quad (3.59)$$

$$v'_{qr} = r'_r i'_{qr} + \left(\frac{\omega - \omega_r}{\omega_{base}} \right) \psi'_{dr} + \frac{1}{\omega_{base}} \frac{d\psi'_{qr}}{dt} \quad (3.60)$$

$$v'_{dr} = r'_r i'_{dr} - \left(\frac{\omega - \omega_r}{\omega_{base}} \right) \psi'_{qr} + \frac{1}{\omega_{base}} \frac{d\psi'_{dr}}{dt} \quad (3.61)$$

donde los flujos son

$$\psi_{qs} = X_{ls} i_{qs} + X_m (i_{qs} + i'_{qr}) \quad (3.62)$$

$$\psi_{ds} = X_{ls} i_{ds} + X_m (i_{ds} + i'_{dr}) \quad (3.63)$$

$$\psi'_{qr} = X'_{lr} i'_{qr} + X_m (i_{qs} + i'_{qr}) \quad (3.64)$$

$$\psi'_{dr} = X'_{lr} i'_{dr} + X_m (i_{ds} + i'_{dr}). \quad (3.65)$$

Si se considera que la alimentación es sinusoidal, las variables del modelo eléctrico del MI son sinusoidales en cualquier referencial qd que no sea sincrónico. Por lo tanto, todas las variables eléctricas se pueden expresar como fasores que cumplen con

$$\zeta_{ds} = j \zeta_{qs} \quad (3.66)$$

$$\zeta'_{dr} = j \zeta'_{qr} \quad (3.67)$$

donde ζ representa cualquier variable eléctrica como tensión, corriente o flujo. Si además se considera que $\theta(0) = 0$ y que $\theta_r(0) = 0$, el fasor que representa las variables

eléctricas en el eje q se puede asociar directamente al fasor de la componente de la fase a . Es decir

$$\zeta_{qs} = \zeta_{as} \quad (3.68)$$

$$\zeta'_{qr} = \zeta'_{ar} \quad (3.69)$$

Para obtener el modelo en régimen permanente se expresan las ecuaciones (3.58) y (3.60) en forma fasorial y se reemplaza d/dt por $j(\omega_e - \omega)$ de forma que

$$v_{qs} = r_s i_{qs} + \left(\frac{\omega}{\omega_{base}} \right) \Psi_{ds} + j \left(\frac{\omega_e - \omega}{\omega_{base}} \right) \Psi_{qs} \quad (3.70)$$

$$v'_{qr} = r'_r i'_{qr} + \left(\frac{\omega - \omega_r}{\omega_{base}} \right) \Psi'_{dr} + j \left(\frac{\omega_e - \omega}{\omega_{base}} \right) \Psi'_{qr} \quad (3.71)$$

Reemplazando (3.66) a (3.67) en (3.70) y en (3.71) se obtiene

$$v_{qs} = r_s i_{qs} + j \left(\frac{\omega_e}{\omega_{base}} \right) \Psi_{qs} \quad (3.72)$$

$$v'_{qr} = r'_r i'_{qr} + j \left(\frac{\omega_e - \omega_r}{\omega_{base}} \right) \Psi'_{qr} \quad (3.73)$$

donde Ψ_{qs} y Ψ'_{qr} se obtienen de las ecuaciones (3.62) y (3.64) expresadas en forma fasorial.

El modelo de régimen permanente final en forma fasorial se obtiene reemplazando (3.68) y (3.69) en (3.72) y (3.73) para que el modelo quede en función de las tensiones y corrientes medidas en la fase a .

$$v_{as} = \left(r_s + j \frac{\omega_e}{\omega_{base}} X_{ls} \right) i_{as} + j \frac{\omega_e}{\omega_{base}} X_m (i_{as} + i'_{ar}) \quad (3.74)$$

$$\frac{v_{ar}}{s} = \left(\frac{r'_r}{s} + j \frac{\omega_e}{\omega_{base}} X'_{lr} \right) i'_{ar} + j \frac{\omega_e}{\omega_{base}} X_m (i_{as} + i'_{ar}) \quad (3.75)$$

donde el deslizamiento se define como

$$s = \frac{\omega_e - \omega_r}{\omega_e} \quad (3.76)$$

y la expresión el par electromagnético en régimen permanente es

$$T_e = 3PP \frac{X_m}{\omega_{base}} \operatorname{Re} \left[j i_{as}^* \cdot i'_{ar} \right]. \quad (3.77)$$

Las ecuaciones (3.74) a (3.76) permiten calcular las corrientes en el circuito equivalente del MI en régimen permanente en condiciones sinusoidales equilibradas. Por lo tanto, este modelo es adecuado para determinar el comportamiento de las componentes fundamentales de secuencia positiva [81] [82].

Un modelo similar se obtiene para las componentes fundamentales de secuencia negativa. Para ello, en (3.58) y (3.60) se debe considerar la tensión de secuencia negativa en el referencial qd , reemplazar a d/dt por $-j(\omega_e + \omega)$ y seguir los mismos pasos presentados anteriormente [81].

El análisis de las componentes armónicas en régimen permanente se puede realizar modificando las variables eléctricas del modelo presentado en (3.74) y (3.75). Las ecuaciones (3.74) y (3.75) presentan expresamente la frecuencia de alimentación del estátor (ω_e) y la frecuencia nominal de base utilizada para calcular las reactancias (ω_{base}) y por lo tanto, el modelo obtenido se pueden aplicar a cualquier tensión de frecuencia constante [82].

3.6 Modelo en régimen permanente del MI

En la sección anterior se presentaron los pasos a seguir para determinar el modelo del MI en régimen permanente que permite considerar los efectos del desequilibrio y de los armónicos de tensión. A partir del modelo se puede obtener el circuito equivalente monofásico del MI para las componentes fundamentales de secuencia positiva y negativa y las componentes armónicas de secuencia positiva y negativa [81]. En la figura III-1 se muestra el circuito equivalente de régimen permanente del MI.

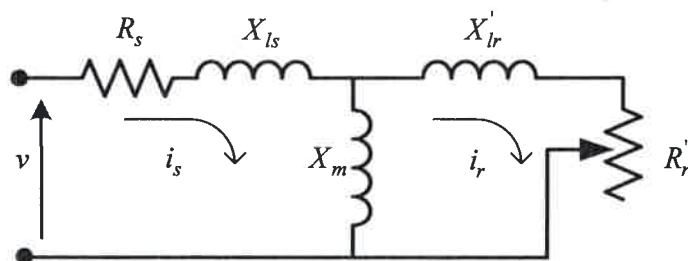


Figura III-1 Circuito equivalente monofásico del MI.

La tabla III-1 muestra los parámetros del modelo para las componentes fundamentales y los armónicos.

Tabla III-1: Parámetros del modelo del MI para desequilibrio y armónicos de tensión.

Componentes	Secuencia	R_s	X_{ls}	R_r'	X_{lr}'	X_m
Fundamental	Positiva	r_s	x_s	$\frac{r_r}{s}$	x_r	x_m
	Negativa			$\frac{r_{r2}}{2-s}$	x_{r2}	
Armónicos	Positiva	r_{sh}	$h \cdot x_s$	$\frac{h}{(h-1)+s} r_{rh1}$	$((h-1)+s) \cdot x_{rh}$	$h \cdot x_m$
	Negativa	r_{sh2}		$\frac{h}{(h+1)-s} r_{rh2}$	$((h+1)-s) \cdot x_{rh2}$	

El subíndice 2 indica que el parámetro corresponde a la componente de secuencia negativa y que el parámetro es distinto al de secuencia positiva. Por ejemplo, r_r es la resistencia del rotor de secuencia positiva y r_{r2} es la resistencia del rotor de secuencia negativa. Por su parte, h representa el orden del armónico.

Como ejemplo en la figura III-2 se muestra el circuito equivalente utilizado para estudiar el efecto del 5to armónico de secuencia negativa.

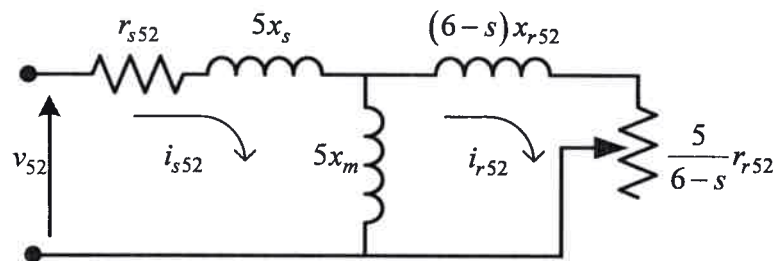


Figura III-2 Circuito equivalente monofásico para la componente de 5^{to} armónico de secuencia negativa.

Las corrientes de estátor en el circuito equivalente presentado en la figura III-1 vienen dadas por

$$i_s = \frac{R_r' + j(X_{lr}' + X_m)}{(R_s + j(X_{ls} + X_m))(R_r' + j(X_{lr}' + X_m)) + X_m^2} v \quad (3.78)$$

mientras que las corrientes de rotor referidas al estátor son

$$i_r = \frac{jX_m}{R_r' + j(X_{lr}' + X_m)} i_s \quad (3.79)$$

3.6.1 Estimación de la potencia y las pérdidas en un MI sin desequilibrio ni armónicos de tensión.

La potencia y las pérdidas se pueden determinar a partir del modelo de régimen permanente descrito anteriormente. En condiciones equilibradas la potencia transferida a través del entrehierro, está dada por

$$P_g = 3(I_r)^2 \frac{r_r}{s}, \quad (3.80)$$

y la potencia mecánica en el eje

$$P_m = P_g (1-s). \quad (3.81)$$

Finalmente, el par en el eje viene dado por

$$T_m = \frac{P_m}{(1-s) \cdot \omega}. \quad (3.82)$$

Las pérdidas totales en el MI (p_t) son la suma de las pérdidas óhmicas (p_{cu}) o ($i^2 r$) en el estátor y el rotor, las pérdidas por fricción y ventilación (p_{fric}), las pérdidas en el núcleo (p_{hi}), y las pérdidas adicionales (p_{ad}) [33], es decir

$$P_t = P_{cu} + P_{fric} + P_{hi} + P_{ad}. \quad (3.83)$$

Las pérdidas óhmicas están dadas por

$$P_{cu} = P_r + P_s \quad (3.84)$$

donde las pérdidas óhmicas trifásicas en el rotor son

$$P_r = 3(I_r)^2 r_r \quad (3.85)$$

y las pérdidas óhmicas trifásicas en el estátor

$$P_s = 3(I_s)^2 r_s. \quad (3.86)$$

Las pérdidas por fricción y ventilación se pueden considerar constantes porque la velocidad del MI no varía significativamente con el estado de carga [44]. Las pérdidas en el núcleo se pueden considerar constantes porque el flujo en el entrehierro es prácticamente constante para todos los estados de carga del MI [44]. Las pérdidas adicionales representan todas las pérdidas no incluidas en las otras categorías. En general, estas pérdidas se estiman en función de la potencia nominal del MI y

representan como máximo el 1.8% de la potencia nominal del MI [33][44]. Por estos motivos, en esta tesis se asume que:

$$P_{fric} + P_{hi} + P_{ad} = \text{constante}. \quad (3.87)$$

3.6.2 Estimación de la potencia y las pérdidas en un MI con desequilibrio de tensión.

Para condiciones desequilibradas las ecuaciones (3.80) a (3.87) se modifican ligeramente. La potencia mecánica total del MI en condiciones de desequilibrio está dada por la suma de las potencias generadas por cada una de las componentes de las redes de secuencia.

$$P_{m_{012}} = P_0 + P_1 + P_2 \quad (3.88)$$

donde

$$P_0 = 0 \quad (3.89)$$

$$P_1 = 3(I_{r1})^2 \left(\frac{1-s}{s} \right) r_r \quad (3.90)$$

$$P_2 = 3(I_{r2})^2 \frac{(s-1)}{(2-s)} r_r. \quad (3.91)$$

La componente de secuencia cero es nula por la forma de conexión del MI sin conductor neutro. En general los MI se conectan en triángulo o en estrella aislada y por lo tanto no hay un conductor neutro de baja impedancia por donde puedan circular las corrientes de secuencia cero.

Para valores de deslizamiento típicos, entre 0 y 0.05, la potencia media del MI de secuencia positiva mostrada en la ecuación (3.90) es positiva. La potencia media producida por las componentes de secuencia negativa mostrada en (3.91) se opone al efecto de la secuencia positiva. El término $(s-1)$ es menor a cero y por lo tanto produce una reducción de la potencia mecánica media disponible en el eje.

La reducción de la potencia media se pone de manifiesto de manera más clara analizando el par medio del MI. A partir del modelo en redes de secuencia de régimen permanente se puede obtener una expresión para el par medio en el eje del MI [44]. De las ecuaciones (3.82) y (3.90) se obtiene

$$T_1 = \frac{P_1}{(1-s)\omega_s} = \frac{3(I_{r1})^2 \left(\frac{1-s}{s} \right) r_r}{(1-s)\omega_s} = \frac{3(I_{r1})^2 r_r}{s \cdot \omega_s} \quad (3.92)$$

Análogamente, de las ecuaciones (3.82) y (3.91)

$$T_2 = \frac{P_2}{(1-s)\omega_s} = \frac{3(I_{r2})^2 \frac{(s-1)}{(2-s)} r_{r2}}{(1-s)\omega_s} = -\frac{3(I_{r2})^2 r_{r2}}{(2-s)\omega_s} \quad (3.93)$$

El par medio en el MI es la suma de las componentes de par de secuencia positiva y negativa, es decir

$$T_{m_{012}} = T_1 + T_2 = \frac{3(I_{r1})^2 r_r}{s \cdot \omega_s} - \frac{3(I_{r2})^2 r_{r2}}{(2-s)\omega_s} \quad (3.94)$$

entonces

$$T_{m_{012}} = \frac{3}{\omega_s} \left(\frac{(I_{r1})^2 r_r}{s} - \frac{(I_{r2})^2 r_{r2}}{(2-s)} \right). \quad (3.95)$$

La ecuación (3.95) muestra que el par medio de la componente fundamental de secuencia negativa se opone al de secuencia positiva. Esto hace que el MI trabaje con mayor deslizamiento para el mismo estado de carga mecánica.

El desequilibrio de tensión no afecta significativamente las pérdidas por fricción y ventilación, las pérdidas en el núcleo y las pérdidas adicionales [14]. Sin embargo las pérdidas por conducción, o $(i^2 r)$, en el estátor y el rotor se modifican considerablemente $(p_{c_{012}})$.

En condiciones de tensión desequilibrada

$$P_{c_{012}} = P_{r_{012}} + P_{s_{012}} \quad (3.96)$$

donde las pérdidas por conducción en el rotor son:

$$P_{r_{012}} = 3(I_{r1})^2 r_r + 3(I_{r2})^2 r_{r2} \quad (3.97)$$

y las pérdidas por conducción en el estátor son:

$$P_{s_{012}} = 3(I_{s1})^2 r_s + 3(I_{s2})^2 r_s. \quad (3.98)$$

3.6.3 Estimación de la potencia y las pérdidas en un MI con armónicos de tensión.

Los armónicos de tensión afectan la potencia y las pérdidas de conducción del MI. La potencia mecánica total del MI alimentado con tensión con distorsión armónica está dada por la suma de las componentes armónicas.

La potencia total media disponible en el eje del MI (P_{mh}) se puede calcular como se muestra en la ecuación

$$P_{mh} = P_1 + P_{h1} + P_{h2} \quad (3.99)$$

donde

$$P_1 = 3(I_{r1})^2 \left(\frac{1-s}{s} \right) r_r \quad (3.100)$$

$$P_{h1} = \sum_{h=6k+1}^{\infty} 3(I_{rh})^2 \left(\frac{1-s}{h-1+s} \right) r_{rh}; \quad \forall k \in \mathbb{N} \quad (3.101)$$

$$P_{h2} = \sum_{h=6k-1}^{\infty} 3(I_{rh})^2 \left(\frac{1-s}{h+1-s} \right) r_{rh}; \quad \forall k \in \mathbb{N} \quad (3.102)$$

Para valores típicos de distorsión armónica, P_1 es más grande que P_{h1} y que P_{h2} . Las corrientes armónicas de secuencia positiva contribuyen a la potencia media del MI, sin embargo su aporte es de pequeña magnitud en comparación con la componente fundamental. Por el contrario, las corrientes armónicas de secuencia negativa producen potencia media en eje que se opone al sentido de giro del MI.

De la misma manera que en el caso del desequilibrio de tensión se puede obtener una expresión para el par medio en el eje cuando se alimenta con tensión con distorsión armónica (T_{mh}). La componente fundamental del par está dada por:

$$T_1 = \frac{3(I_{r1})^2 r_r}{s \cdot \omega_s} \quad (3.103)$$

De las ecuaciones (3.82) y (3.101) se obtiene

$$T_{h1} = \frac{P_{h1}}{(1-s)\omega_s} = \frac{\sum_{h=6k+1}^{\infty} 3(I_{rh})^2 \left(\frac{1-s}{h-1+s} \right) r_{rh}}{(1-s)\omega_s} = \sum_{h=6k+1}^{\infty} \frac{3(I_{rh})^2}{(h-1+s)\omega_s} r_{rh}; \quad \forall k \in \mathbb{N}. \quad (3.104)$$

La ecuación (3.104) muestra que todos los sumandos de la serie son positivos para los armónicos de orden $h = (6k+1) \forall k \in \mathbb{N}$. Si bien los armónicos de secuencia positiva aportan al par medio disponible en el eje del MI su efecto es típicamente pequeño. Asimismo se puede ver que el efecto de los armónicos de orden superior es menor al producido por los de orden más bajo.

Considerando los armónicos de secuencia negativa, se reemplaza la potencia media definida en (3.102) en la expresión del par (3.82) y se obtiene

$$T_{h2} = \frac{P_{h2}}{(1-s)\omega_s} = \frac{\sum_{h=6k-1}^{\infty} 3(I_{rh})^2 \left(\frac{1-s}{h+1-s} \right) r_{rh}}{(1-s)\omega_s} = \sum_{h=6k-1}^{\infty} -\frac{3(I_{rh})^2}{(h+1-s)\omega_s} r_{rh}; \quad (3.105)$$

$$\forall k \in \mathbb{N}.$$

La ecuación (3.105) muestra que todos los sumandos de la serie son negativos para los armónicos de orden $h = (6k-1) \forall k \in \mathbb{N}$. Al igual que en el caso anterior la reducción del par medio es pequeña y el efecto de los armónicos de orden superior es menor al producido por los de orden más bajo.

El par medio en el eje de un MI alimentado con tensiones con distorsión armónica es la suma algebraica de la componente fundamental de par y de las componentes armónicas de secuencia positiva y negativa. Es decir,

$$T_{mh} = T_1 + T_{h1} + T_{h2}. \quad (3.106)$$

Reemplazando (3.103) a (3.105) en (3.106) se obtiene

$$T_{mh} = \frac{3(I_{r1})^2}{s \cdot \omega_s} r_r + \sum_{h=6k+1}^{\infty} \frac{3(I_{rh})^2}{(h-1+s)\omega_s} r_{rh} + \sum_{h=6k-1}^{\infty} -\frac{3(I_{rh})^2}{(h+1-s)\omega_s} r_{rh} \quad (3.107)$$

entonces

$$T_{mh} = \frac{3}{\omega_s} \left(\frac{(I_{r1})^2}{s} r_r + \sum_{h=6k+1}^{\infty} \frac{(I_{rh})^2}{(h-1+s)} r_{rh} - \sum_{h=6k-1}^{\infty} \frac{(I_{rh})^2}{(h+1-s)} r_{rh} \right); \quad \forall k \in \mathbb{N}. \quad (3.108)$$

La ecuación (3.108) muestra que el par medio que producen los armónicos de secuencia negativa es opuesto al producido por las componentes de secuencia positiva.

La distorsión armónica en la tensión medida en la red produce variaciones en el par medio y oscilaciones en par, sin embargo sus efectos no se manifiestan en la velocidad porque son filtradas en las inercias rotantes. Por lo tanto, las pérdidas por fricción y ventilación se pueden considerar constantes debido a que no hay variaciones importantes en la velocidad media del MI.

En este estudio se considera que las pérdidas en el núcleo, y las pérdidas adicionales permanecen constantes para los diferentes estados de carga y contenido armónico de tensión. Sin embargo, las pérdidas por conducción en el estátor y el rotor se modifican considerablemente (P_{ch}). Cuando existe distorsión armónica en la tensión de alimentación del MI las pérdidas por conducción son

$$P_{ch} = P_{rh} + P_{sh} \quad (3.109)$$

donde

$$p_{rh} = 3(I_{r1})^2 r_r + \sum_{h=6k \pm 1}^{\infty} 3(I_{rh})^2 r_{rh} ; \forall k \in \mathbb{N} \quad (3.110)$$

$$p_{sh} = 3(I_{sh})^2 r_s + \sum_{h=6k \pm 1}^{\infty} 3(I_{sh})^2 r_{sh} ; \forall k \in \mathbb{N} . \quad (3.111)$$

3.6.4 Parámetros del MI en condiciones de desequilibrio de tensión

El estudio de los parámetros para los modelos del MI en condiciones equilibradas, sinusoidales y de régimen permanente está ampliamente difundido en la bibliografía [33], [84]–[88]. Existen diversos métodos para obtener los parámetros del MI con diferentes niveles de precisión. Uno de ellos es el Método de Elementos Finitos mediante el cual, a partir de las características constructivas del MI, se puede conocer la distribución de campo magnético y calcular sus parámetros [84]. Este análisis entrega resultados muy precisos pero requiere de un conocimiento muy detallado de la geometría y los materiales del MI, que en general, sólo disponen los fabricantes.

Un segundo método para obtener los parámetros del MI consiste en analizar la respuesta transitoria y en frecuencia del MI [85]. Si bien este método requiere equipamiento de laboratorio complejo, los resultados obtenidos por Sonnaillon *et al.* en [85], muestran el potencial de este método [85].

Uno de los métodos más difundidos en la bibliografía para obtener los parámetros del MI consiste en realizar los ensayos de vacío y de rotor bloqueado [33],[88]. Los ensayos de vacío y rotor bloqueado son sencillos en MI de pequeñas y medianas potencias pero su complejidad se eleva con la potencia del MI.

Una cuarta metodología consiste en realizar una aproximación de los parámetros del MI a partir de los datos del catálogo, estimando y distribuyendo las pérdidas [86],[87]. La obtención de los parámetros del MI a partir de los datos del catálogo es sencilla, pero los resultados no siempre tienen la precisión requerida.

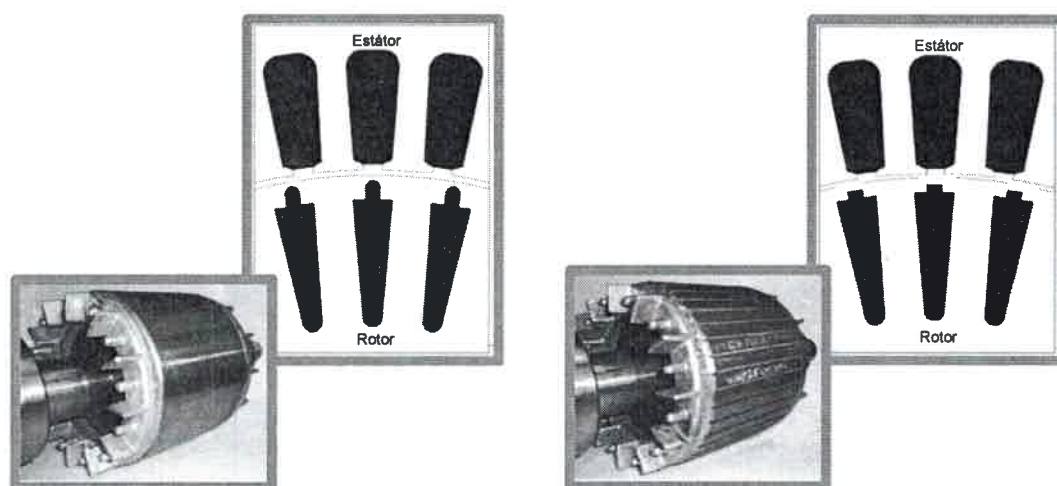
En función de los datos y equipamiento disponible se puede elegir el método que mejor se adapte para la obtención de los parámetros.

Los parámetros de la componente fundamental de secuencia positiva se pueden utilizar para aproximar los parámetros de la componente fundamental de secuencia negativa y de las componentes armónicas, sin embargo esto no siempre conduce a los resultados aceptables [104].

La resistencia del rotor para la componente fundamental de secuencia negativa puede ser entre tres y quince veces mayor que la de secuencia positiva [4]. Esto se debe a que la frecuencia de secuencia negativa en el rotor es cercana a dos veces la frecuencia fundamental y por lo tanto existe un mayor efecto pelicular o *skin* [88]. Si bien depende de las características del rotor, el valor típico de resistencia de secuencia negativa en rotores de tipo jaula de ardilla es cinco veces mayor que el de secuencia positiva [4].

Por su parte, la reactancia de dispersión para la componente fundamental de secuencia negativa puede variar significativamente con el estado de carga, dependiendo de las características constructivas del MI y en particular del rotor [37][48].

Los MI con rotor de ranuras cerradas, figura III-3(a), son utilizados en pequeñas y medianas potencias porque esta forma constructiva simplifica la inyección del aluminio para formar las barras [90]. Sin embargo, los MI con rotor de ranuras abiertas, figura III-3(b), tienen mejor rendimiento en condiciones ideales de suministro [90].



(a) Rotor con ranuras cerradas.

(b) Rotor con ranuras abiertas.

Figura III-3 Características constructivas del MI.

En los MI con rotor tipo jaula de ardilla con ranuras abiertas el flujo de dispersión tiene un camino de alta reluctancia por el aire para cualquier estado de carga, haciendo que los parámetros no cambien significativamente con la carga. Por el contrario, en los MI con rotor tipo jaula de ardilla con ranuras cerradas el hierro que cubre las barras no se encuentra saturado para bajos niveles de carga, dejando un camino de baja reluctancia para el flujo de dispersión. Esto hace que la reactancia de dispersión del rotor de ranuras cerradas sea más grande en vacío que a plena carga [24][48].

En esta tesis las impedancias fundamentales de secuencia positiva se obtuvieron con ensayos de vacío y rotor bloqueado [33],[88]. Se obtuvieron los parámetros correspondientes a un MI de 5.5 kW con rotor de tipo jaula de ardillas con las ranuras cerradas y a un MI con rotor de jaula de ardillas con ranuras abiertas. El resumen de los datos del MI y los parámetros obtenidos para la componente fundamental de secuencia positiva se muestran en las tabla III-2 y III-3.

Tabla III-2: Datos de placa del MI utilizado

Potencia	5.5	[kW]
Tensión	380	[V]
Corriente nominal	11.4	[A]
Frecuencia	50	[Hz]
Velocidad nominal	1470	[R.P.M]
Factor de potencia	0.85	-

Tabla III-3: Parámetros del modelo del MI en condiciones ideales de suministro

r_s	0.8	[Ω]
r_r	0.4	[Ω]
x_s	0.96	[Ω]
x_r	0.96	[Ω]
x_m	39.27	[Ω]
P_{hi}	100	[W]

Los parámetros para el circuito equivalente de la componente fundamental de secuencia negativa se obtuvieron aplicando al MI tensiones desequilibradas ($VUF \approx 4\%$) en diferentes condiciones de carga. Las impedancias se calcularon usando la tensión y corriente de secuencia negativa [70],[71].

Las figuras III-4 y III-5 muestran como varía la resistencia y la reactancia del circuito equivalente de secuencia negativa con el estado de carga para los MI analizados.

En la figura III-4 se muestran las resistencias de secuencia negativa medidas experimentalmente a bornes del MI en función del estado de carga. Se muestran los resultados obtenidos para un MI con rotor de ranuras cerradas (RC) y un MI con rotor de ranuras abiertas (RA). Además, se muestran las resistencias de estátor y rotor de secuencia positiva de ambos MI. Es posible notar que la resistencia de secuencia negativa medida a bornes del estátor de ambos MI es similar en estados de carga superiores al 25%. Sin embargo, en el MI de ranuras cerradas la resistencia se incrementa notablemente para cargas inferiores al 25%.

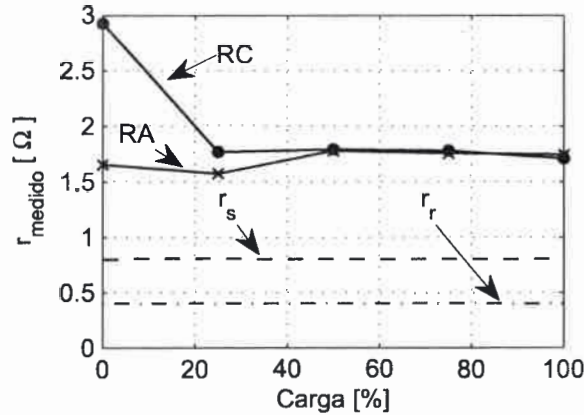


Figura III-4 Variación de la resistencia de secuencia negativa con la carga.

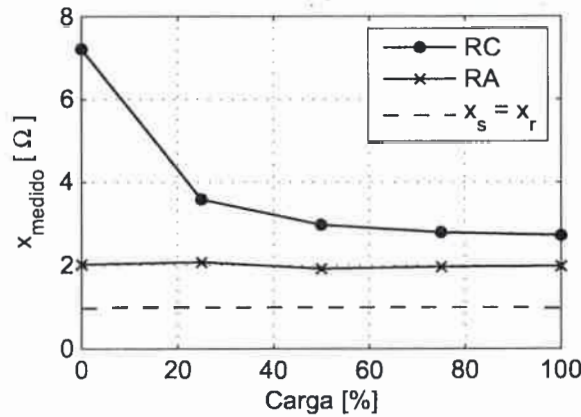


Figura III-5 Variación de la reactancia de secuencia negativa con la carga.

En la figura III-5 se muestran las reactancias de secuencia negativa medidas experimentalmente a bornes del MI en función del estado de carga. Además se muestran las reactancias de secuencia positiva de dispersión del MI.

Suponiendo que la resistencia en el estátor se mantiene constante para las componentes fundamentales y que la impedancia de magnetización es mucho mayor que la impedancia de dispersión [88] [89], la resistencia de secuencia negativa para el MI se obtiene como se muestra en la ecuación (3.112).

$$r_{r2} = (r_{medido} - r_s)(2 - s). \quad (3.112)$$

Aplicando la ecuación (3.112) se obtiene la tabla III-4 que se muestra en la página siguiente.

Tabla III-4: Resistencia fundamental de secuencia negativa del rotor

		Carga [%]				
		0	25	50	75	100
Ranuras cerradas	[Ω]	4.26	1.93	1.98	1.95	1.80
	[PU de r_r]	10.7	4.83	4.94	4.87	4.5
Ranuras abiertas	[Ω]	1.71	1.55	1.95	1.90	1.87
	[PU de r_r]	4.28	3.87	4.87	4.75	4.68

La resistencia fundamental de secuencia negativa es aproximadamente 4.5 veces la resistencia de secuencia positiva ($r_{r2} \approx 4.5 \cdot r_r$). Sin embargo, en el rotor con ranuras cerradas y para cargas inferiores al 25% la resistencia de secuencia negativa es más de 10 veces la resistencia del rotor de secuencia positiva.

En la figura III-5 se ve que la reactancia de dispersión del MI con rotor de ranuras abiertas es casi constante para todos los estados de carga. Sin embargo, en un rotor de ranuras cerradas la reactancia de dispersión es mayor en vacío que a plena carga. Si se considera que las reactancias de dispersión fundamentales de secuencia positiva y negativa son iguales la reactancia del rotor del MI está dada por:

$$x_{r2} = (x_{medida} - x_s). \quad (3.113)$$

Aplicando la ecuación (3.113) se obtiene la tabla III-5.

Tabla III-5: Reactancia fundamental de secuencia negativa del rotor.

		Carga [%]				
		0	25	50	75	100
Ranuras cerradas [Ω]		6.25	2.62	2.01	1.83	1.76
Ranuras abiertas [Ω]		1.07	1.12	0.96	1.01	1.02

Comparando la tabla III-3 con la tabla III-5 se ve que la reactancia de dispersión de secuencia negativa del rotor es similar a la de secuencia positiva para el MI con rotor de ranuras abiertas. Sin embargo, en un rotor de ranuras cerradas la reactancia de dispersión de secuencia negativa es mayor en vacío que a plena carga.

3.7 Validación del modelo de régimen permanente en las corrientes

Para validar el modelo de régimen permanente y los parámetros obtenidos se comparan en esta sección las corrientes del estátor obtenidas mediante el modelo y las obtenidas experimentalmente con diferentes niveles de desequilibrio de tensión y carga.

La figura III-6 muestra el banco de ensayos utilizado. Este posee un autotransformador que alimenta el MI bajo ensayo. El autotransformador posee dos regulaciones mecánicas independientes. Una de ellas permite variar simultáneamente las tensiones de dos fases mientras que la otra regula la tensión de la fase restante. Por lo tanto, es

posible modificar de manera independiente dos de las tensiones mientras que la tercera se modifica en conjunto con alguna de las otras dos tensiones de línea. Los ensayos realizados experimentalmente para validar el modelo propuesto se realizaron manteniendo una de las tensiones de línea en su valor nominal y reduciendo las otras dos en igual medida para obtener los diferentes niveles de desequilibrio de tensión. La figura III-6 muestra que el MI a ensayar está acoplado mecánicamente con otro MI que es impulsado por un accionamiento comercial con control de par, que funciona como carga.

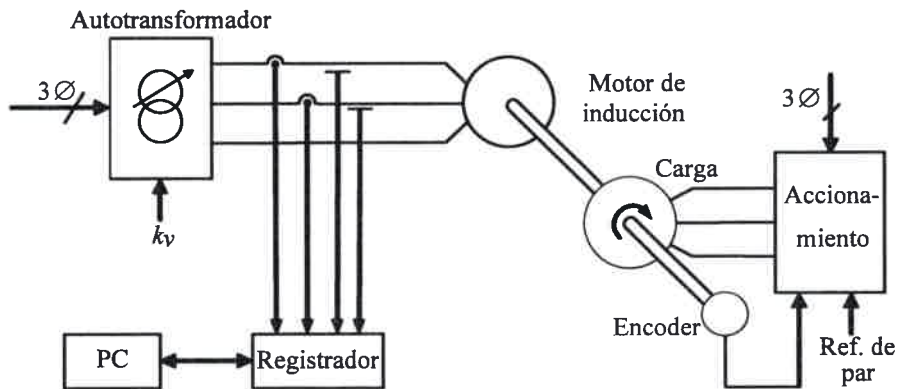


Figura III-6 Banco de ensayos utilizado.

El MI de 5.5 [kW] y 380 [V] utilizado en los ensayos permite cambiar el rotor estándar de ranuras cerradas por un rotor jaula de ardilla de ranuras abiertas. Al MI ensayado se le miden dos de las tensiones de alimentación y dos corrientes de estátor que permiten calcular las tensiones y corrientes fundamentales de secuencia positiva y negativa.

La figura III-7 muestra las corrientes fundamentales de secuencia positiva del MI jaula de ardilla con ranuras cerradas operando con la carga nominal obtenidas experimentalmente y con el modelo para distintos niveles de desequilibrio de tensión.

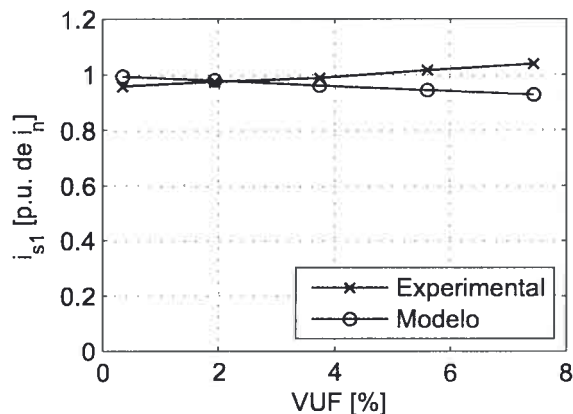


Figura III-7 Corriente fundamental de secuencia positiva para un MI con rotor de ranuras cerradas y diferentes niveles de desequilibrio de tensión.

La figura III-8 muestra las corrientes fundamentales de secuencia positiva del MI con rotor de jaula de ardilla con las ranuras abiertas para distintos niveles de desequilibrio de tensión y con carga nominal.

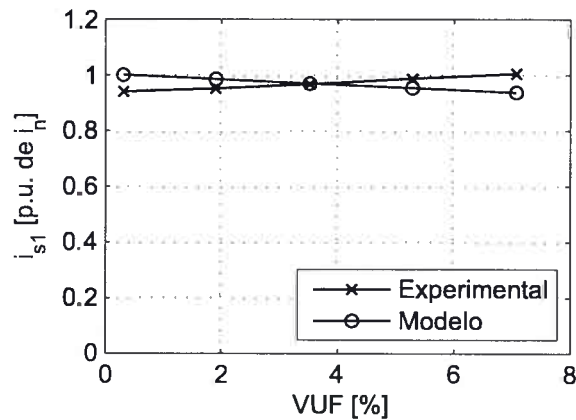


Figura III-8 Corriente fundamental de secuencia positiva para un MI con rotor de ranuras abiertas y diferentes niveles de desequilibrio de tensión.

Las figuras III-7 y III-8 muestran que las corrientes de secuencia positiva no cambian significativamente con el desequilibrio de tensión.

La figura III-9 muestra la corriente de secuencia negativa del MI con rotor de jaula de ardilla con las ranuras cerradas obtenidas experimentalmente y con el modelo para distintos niveles de desequilibrio de tensión y con carga nominal.

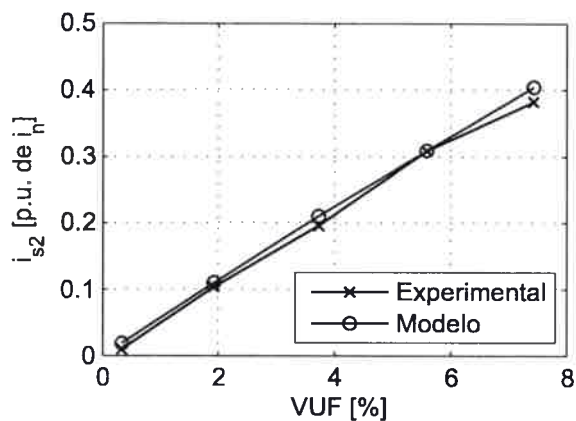


Figura III-9 Corriente fundamental de secuencia negativa para un MI con rotor de ranuras cerradas con carga nominal y diferentes niveles de desequilibrio de tensión.

La figura III-10 muestra la corriente fundamental de secuencia negativa del MI con rotor de jaula de ardilla con las ranuras abiertas para distintos niveles de desequilibrio de tensión y con carga nominal.

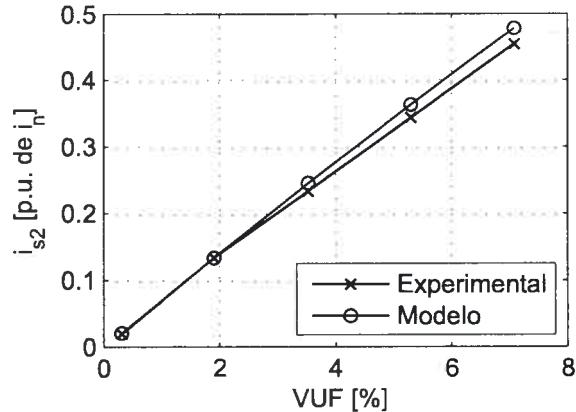


Figura III-10 Corriente fundamental de secuencia negativa para un MI con rotor de ranuras abiertas con carga nominal y diferentes niveles de desequilibrio de tensión.

Al igual que en el caso anterior, se puede ver que la corriente de secuencia negativa aumenta en forma prácticamente lineal con el desequilibrio de tensión.

La figura III-11 muestra las corrientes de secuencia negativa de un MI con rotor de ranuras cerradas en vacío. En la figura se observa que para desequilibrios de tensión menores al 5% los resultados experimentales y los del modelo son similares. Sin embargo, para desequilibrios mayores las corrientes de secuencia negativa medidas en el MI son mayores a las que predice el modelo.

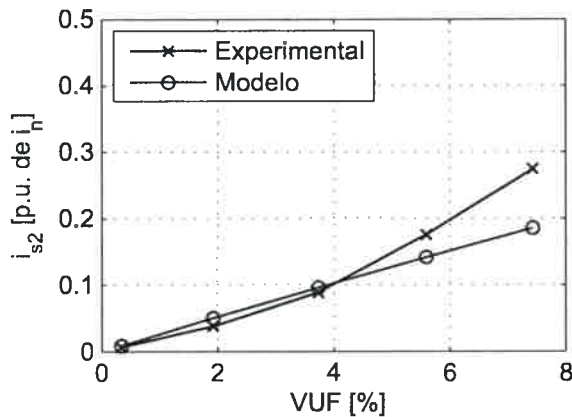


Figura III-11 Corriente fundamental de secuencia negativa para un MI en vacío con rotor de ranuras cerradas y diferentes niveles de desequilibrio de tensión.

Comparando las corrientes en las figuras III-9 y III-11 se pone en evidencia que el modelo captura las variaciones en la impedancia del rotor con el estado de carga.

La figura III-12 muestra las corrientes de secuencia negativa de un MI con rotor de ranuras abiertas en vacío.

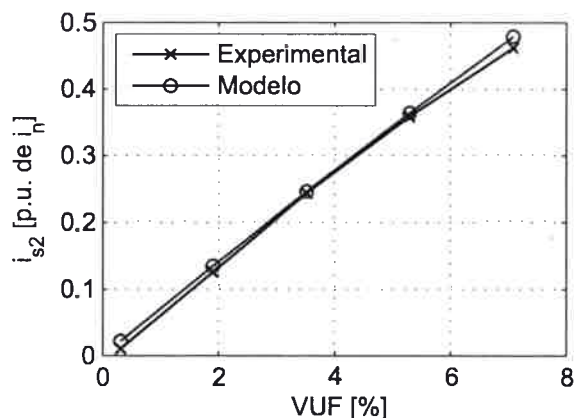


Figura III-12 Corriente fundamental de secuencia negativa para un MI en vacío con rotor de ranuras abiertas y diferentes niveles de desequilibrio de tensión.

Comparando las corrientes en las figuras III-10 y III-12 se pone en evidencia que la corriente de secuencia negativa prácticamente no varía con el estado de carga en los MI con rotor de ranuras abiertas. También se observa que el modelo reproduce correctamente las corrientes de secuencia negativa del MI en cualquier condición de desequilibrio de tensión.

Las figuras III-13 y III-14 muestran en detalle las corrientes utilizadas para validar el modelo para diferentes niveles de desequilibrio de tensión y estado de carga. Las figuras III-13(a) y III-13(b) muestran las corrientes de secuencia positiva del MI con rotor de jaula de ardilla con las ranuras cerradas y abiertas respectivamente obtenidas en los ensayos con diferentes niveles de desequilibrio de tensión y estado de carga. La figura III-13(c) y la III-13(d) muestran los resultados obtenidos utilizando el modelo propuesto en condiciones similares a los ensayos experimentales.

La figura III-13 pone en evidencia que la corriente de secuencia positiva prácticamente no varía con el desequilibrio de tensión en ambos tipos de MI en cualquier condición de carga. También se observa que el modelo reproduce adecuadamente las corrientes medidas experimentalmente en el MI.

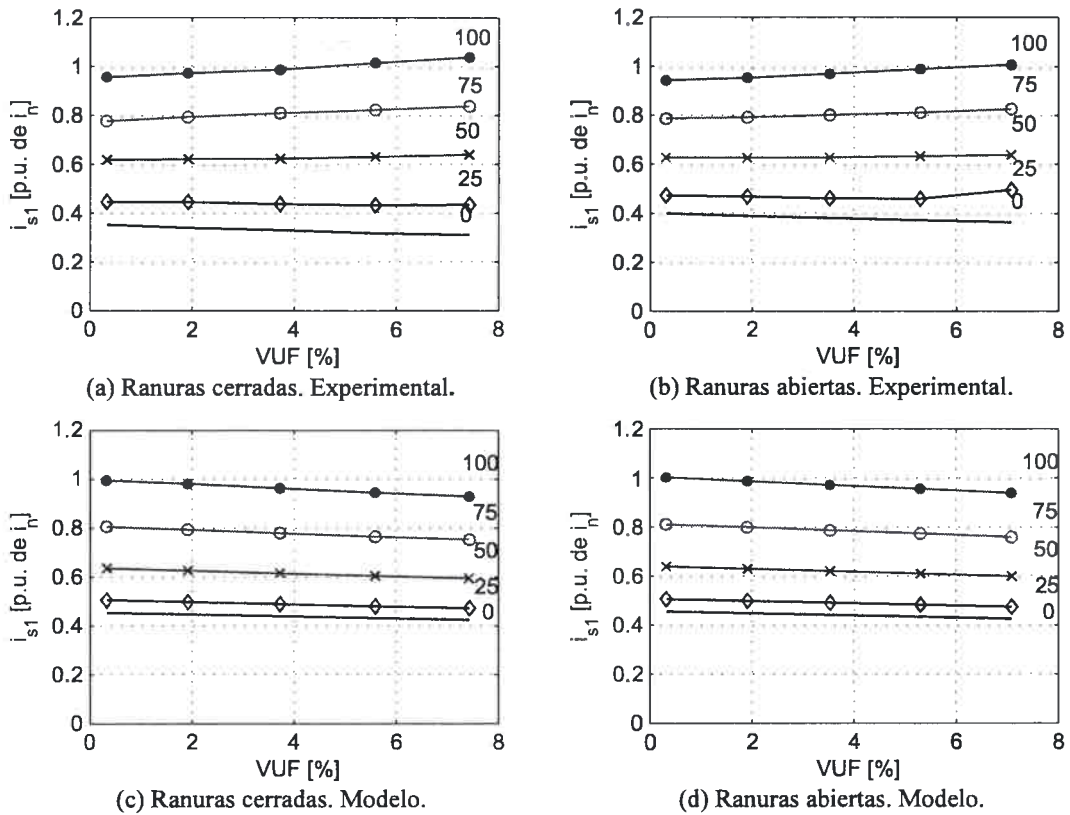


Figura III-13 Corrientes fundamentales de secuencia positiva para el MI con rotor de ranuras cerradas (a), (c) y abiertas (b), (d).

La figura III-14(a) y la III-14(b) muestran las corrientes de secuencia negativa obtenidas en los ensayos para diferentes niveles de desequilibrio de tensión y estado de carga. La figura III-14(c) muestra las corrientes de secuencia negativa obtenidas con el modelo analítico del MI con ranuras cerradas. Finalmente en la figura III-14(d) se muestran los resultados obtenidos del modelo para un MI con las ranuras abiertas.

La figura III-14 muestra un considerable incremento de la corriente fundamental de secuencia negativa con el nivel de desequilibrio de tensión. Para el MI de ranuras abiertas, las corrientes de secuencia negativa prácticamente no varían con el estado de carga. La figura III-14 muestra también que, con niveles bajos de carga, las corrientes de secuencia negativa en el MI con el rotor de ranuras cerradas son menores que en el MI con el rotor de ranuras abiertas.

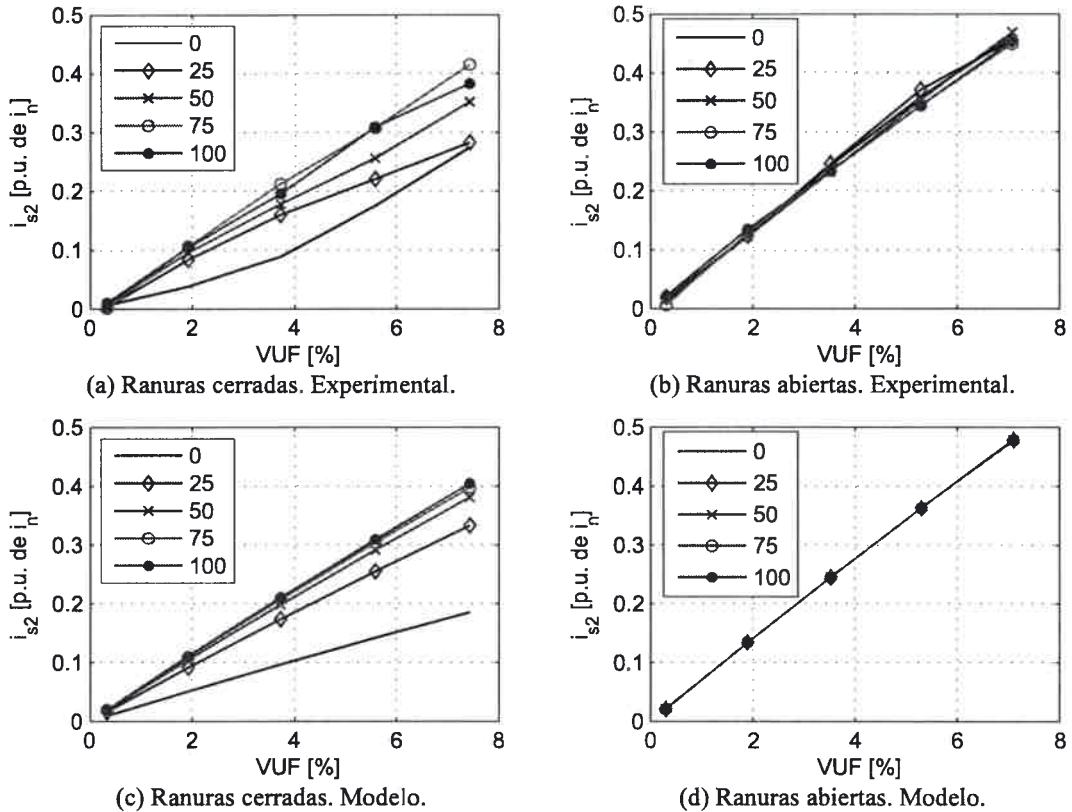


Figura III-14 Corrientes fundamentales de secuencia negativa para el MI con ranuras cerradas (a), (c) y el MI con ranuras abiertas (b), (d).

3.8 Conclusiones

En este capítulo se presentó el modelo dinámico del MI y a partir de éste se derivaron los modelos en régimen permanente para la componente fundamental y los armónicos tanto de secuencia positiva como negativa.

Se analizaron los efectos del desequilibrio y la distorsión armónica en la potencia activa instantánea. Para ello se analizaron las corrientes y tensiones en variables qd .

Las tensiones desequilibradas producen pulsación en la potencia activa instantánea a dos veces la frecuencia de alimentación.

Los armónicos de secuencia positiva producen pulsaciones en la potencia activa instantánea a frecuencia $(h_1 - 1)\omega_s$. Los armónicos de secuencia negativa producen pulsaciones en la potencia activa instantánea a $(h_2 + 1)\omega_s$.

Se utilizaron modelos de régimen permanente para obtener expresiones que permiten cuantificar: corrientes, potencia media, par medio y pérdidas en el MI cuando se alimenta con tensiones desequilibradas o con distorsión armónica.

Las características constructivas del rotor modifican el comportamiento del MI frente a desequilibrios y armónicos de tensión. Por lo tanto, se propuso un ensayo para determinar los parámetros del MI de la componente fundamental de secuencia negativa y de los armónicos de tensión. Los modelos propuestos en régimen permanente y los parámetros obtenidos se validaron comparando las corrientes del modelo con resultados experimentales para diferentes condiciones de desequilibrio de tensión y carga.

IV CAPÍTULO IV: EFECTOS DEL DESEQUILIBRIO DE TENSIÓN EN EL MI

En este capítulo se analizan los efectos del desequilibrio de tensión en un MI. Se muestra en primer lugar como varía el desequilibrio de corrientes del estátor del MI a medida que se incrementa el desequilibrio de tensión. Luego se evalúa el efecto del desequilibrio de tensión en redes de secuencia y en las oscilaciones en la potencia. Finalmente se muestra como varían las pérdidas con el desequilibrio de tensión y se proponen factores de demérito para diferentes condiciones de desequilibrio de tensión.

El desequilibrio en la tensión de alimentación del MI conduce a desequilibrio en las corrientes del estátor [27]. La impedancia equivalente del MI de secuencia positiva a bornes del estátor es en general mucho mayor a la de secuencia negativa [4]. Por lo tanto, incluso un pequeño desequilibrio en las tensiones de alimentación puede conducir a un gran desequilibrio en las corrientes.

La figura IV-1 muestra como varía el desequilibrio de corriente en función del desequilibrio de tensión sobre un MI de 5.5 [kW] con rotor jaula de ardilla de ranuras cerradas. En la figura se puede ver una relación prácticamente lineal entre el desequilibrio de corrientes del estátor del MI en función del desequilibrio de tensión. Las variaciones en la pendiente a medida que se incrementa el desequilibrio de tensión son debidas a que el equipamiento disponible en el laboratorio no permite mantener constante la tensión fundamental de secuencia positiva para todas las condiciones de desequilibrio de tensión.

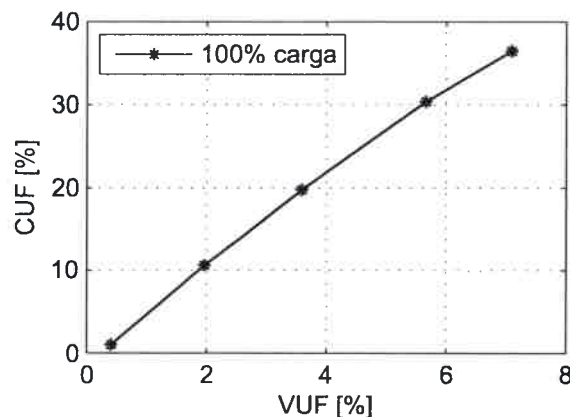


Figura IV-1 Desequilibrio de corriente en función del desequilibrio de tensión.

En la figura IV-1 se puede ver que un 5 [%] de desequilibrio de tensión produce en el MI más del 25 [%] de desequilibrio en las corrientes cuando opera al 100% de carga.

Sin embargo, si el estado de carga es menor al nominal, la pendiente de la recta es mayor debido a que la corriente fundamental de secuencia positiva varía más que la de secuencia negativa con el estado de carga.

Las tensiones y corrientes desequilibradas se pueden analizar mediante redes de secuencia [38]. Con el análisis en redes de secuencia se puede ver que las tensiones y corrientes desequilibradas producen tensiones y corrientes de secuencia positiva y negativa a la frecuencia fundamental. Las corrientes de secuencia cero son nulas en los MI conectados en triángulo o en estrella con el neutro aislado. Esta forma de conexión no presenta un camino de retorno para la circulación de las corrientes de secuencia cero. En la figura IV-2 se muestra el espectro de frecuencias de la corriente de secuencia positiva y de la corriente de secuencia negativa. La parte positiva del eje de frecuencia muestra el espectro de frecuencias de la corriente de secuencia positiva. La parte negativa del eje de frecuencia muestra el espectro de frecuencias de la corriente de secuencia negativa [91],[92].

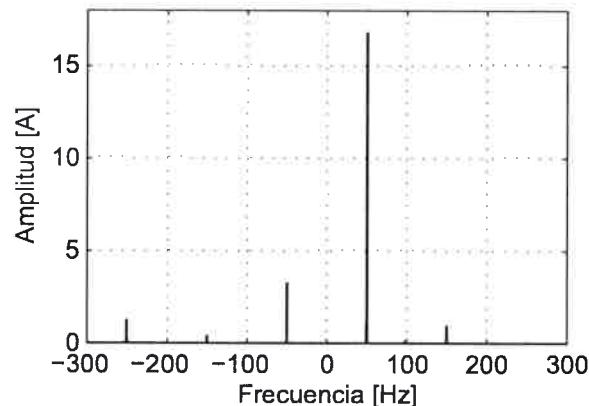


Figura IV-2 Espectro de frecuencias de las corrientes de secuencia positiva y negativa.

En la figura IV-2 se observa que existen componentes de tercer armónicos de secuencia positiva y negativa. Si bien los armónicos triples son de secuencia cero y se cancelan en condiciones equilibradas, el desequilibrio de tensión hace que su suma no sea cero en cada instante y por lo tanto aparecen componentes armónicas triples de tensión de secuencia positiva y negativa.

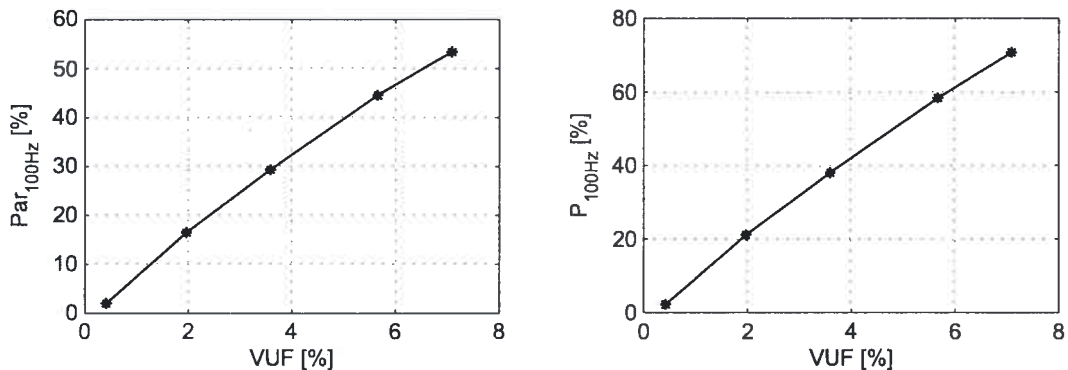
Las tensiones y corrientes de secuencia positiva son las que producen el campo magnético y la fuerza magnetomotriz en la dirección de rotación del rotor, generando el par medio útil del MI.

Las tensiones y corrientes de secuencia negativa producen un campo magnético y fuerza magnetomotriz que se opone al sentido de giro del rotor. Estas corrientes de secuencia negativa producen: incremento de pérdidas, reducción en el par medio y reducción de potencia media.

Si bien el par medio debido a la corriente de secuencia negativa es pequeño, comparado con el par medio debido a la corriente de secuencia positiva, eleva el tiempo de arranque del MI y aumenta el deslizamiento para un mismo estado de carga en el eje [14].

La reducción en el pico de par medio del MI reduce la capacidad de reacción frente a variaciones repentinas de carga y disminuye la capacidad para soportar huecos de tensión [15].

La interacción entre las tensiones de secuencia positiva y las corrientes de secuencia negativa por una parte y las tensiones de secuencia negativa y las corrientes de secuencia positiva por la otra, generan pulsaciones a dos veces la frecuencia de alimentación en el par, la velocidad y la potencia. En la figura IV-3 se observa el par y la potencia pulsante a dos veces la frecuencia de alimentación (100 [Hz]) en función del desequilibrio de tensión [24].



(a) Estimación del par pulsante a 100 Hz en por ciento del par nominal.

(b) Potencia pulsante a 100Hz en por ciento de la potencia nominal.

Figura IV-3 Pulsación en el par y la potencia en función del desequilibrio de tensión.

El par se estimó a partir de las corrientes y tensiones medidas en el ensayo y aplicando la ecuación (3.41), como se propone en [83]. El par electromagnético calculado con el modelo está dado por

$$T_e = \frac{3}{2} PP \cdot L_m (\lambda_{ds} i_{qs} - \lambda_{qs} i_{ds}) \quad (4.1)$$

donde los flujos concatenados del estátor en el referencial qd se pueden estimar resolviendo (3.27) y (3.28). Considerando que el referencial es estacionario ($\omega = 0$), los flujos concatenados del estátor son

$$\lambda_{qs} = \int (v_{qs} - r_s i_{qs}) dt \quad (4.2)$$

$$\lambda_{ds} = \int (v_{ds} - r_s i_{ds}) dt . \quad (4.3)$$

Como se mencionó anteriormente, el cálculo del par puede no ser el adecuado si se estima incorrectamente la resistencia del estátor o si la caída de tensión producida en ésta es comparable a la tensión aplicada.

La pulsación a dos veces la frecuencia de alimentación se manifiesta también como un aumento en las vibraciones y el ruido del MI [24]. En la figura IV-4 se observa el valor eficaz de la velocidad de las vibraciones en función del desequilibrio de tensión [24].

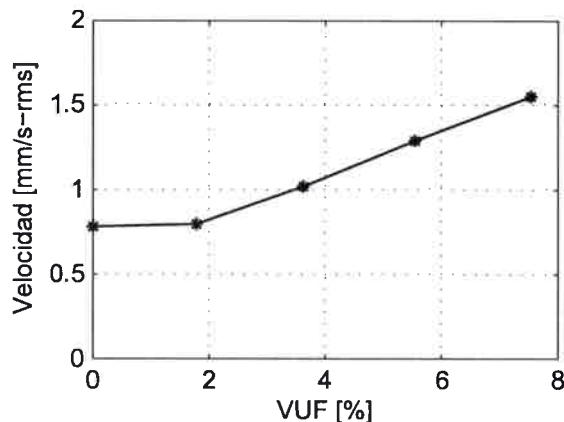


Figura IV-4 Aumento de las vibraciones en función del desequilibrio de tensión.

En el capítulo VI se estudia en detalle el efecto de la pulsación de potencia y las vibraciones sobre el MI cuando se alimenta con tensiones desequilibradas.

El aumento en las pérdidas puede conducir a un incremento en la temperatura de funcionamiento del MI, originando un deterioro prematuro de la aislación y disminuyendo su vida útil.

Esta elevación de las pérdidas óhmicas producidas por las corrientes de secuencia negativa se manifiesta tanto en el estátor como en el rotor del MI.

El incremento en las pérdidas del estátor no viene necesariamente acompañado de un aumento en las corrientes de carga debido a que depende del estado de carga del MI y del ángulo de fase entre las corrientes de secuencia positiva y negativa. Por lo tanto, el

desequilibrio de corrientes requiere de protección específica ya que puede no ser detectado por las protecciones de sobrecorriente [4].

En el rotor las corrientes de secuencia negativa se inducen a casi dos veces la frecuencia de alimentación produciendo un mayor efecto pelicular o *skin* en las barras de rotor [88]. Por lo tanto, las corrientes de secuencia negativa incrementan considerablemente las de pérdidas en el rotor del MI.

4.1 Factores de demérito del MI

Para evitar los problemas térmicos en el MI, la NEMA establece límites de desequilibrio de tensión recomendables para su operación [27]. En el apartado 12.45 de la norma NEMA MG1, se establece que el MI puede operar sin ningún demérito para desequilibrios menores al 1%. Si el desequilibrio de tensión es mayor la potencia entregada por el MI deberá reducirse de acuerdo con los factores dados en el apartado 14.36 de la misma norma. Los factores de demérito se pueden ver en la figura IV-5. Si el desequilibrio de tensión es mayor al 5%, la norma no recomienda la utilización del MI [27].

Los factores de demérito propuestos por la norma se aplican a todos los MI de baja y media potencia. Sin embargo, en el apartado 20.24 de la misma norma, se propone la misma curva de demérito para todos los MI polifásicos con rotor jaula de ardilla [27]. Incluso, los mismos factores de reducción son propuestos para motores polifásicos sincrónicos (apartado 21.29).

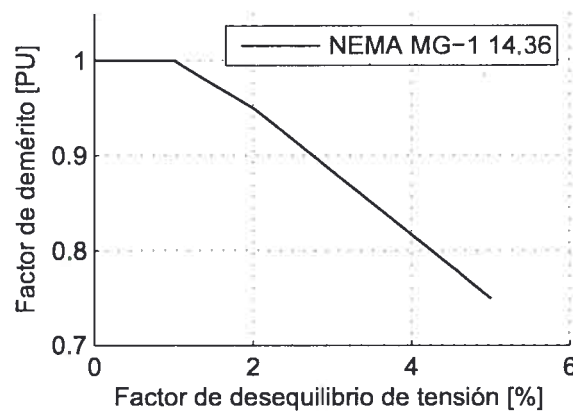


Figura IV-5 Factor de demérito del MI en función del desequilibrio de tensión. NEMA MG1-14.36.

De lo expresado anteriormente se puede concluir que el factor de demérito definido para cada condición de desequilibrio es único para todos los MI. Sin embargo, las

experiencias ya citadas de Kersting y Phillips, mostraron que la norma puede sobreproteger o subproteger un MI dependiendo de la manera en la que se presente el desequilibrio en las tensiones de alimentación [57].

Wang mostró que si los factores de demérito se obtienen para mantener la corriente máxima del MI en su valor nominal, el ángulo de defasaje entre las componentes de secuencia de tensión y corriente puede influir considerablemente en el resultado obtenido [60]. Asimismo, la tensión media de alimentación puede afectar el factor de demérito obtenido con este método [45].

Policarpo, *et. al.* en [36] consideran que los factores de demérito de la potencia de placa establecidos en las normas son demasiado conservativos si se tienen en cuenta las pérdidas totales del MI. Por el contrario, Reineri, *et. al.* en [15] muestran un ejemplo de un MI con rotor bobinado en el cual la reducción propuesta por la normativa es insuficiente [15]. En este caso las pérdidas se incrementan en mayor medida que lo estimado en la norma.

En esta tesis se propone un método que permite calcular los factores de demérito en cualquier condición de desequilibrio de tensión y que además permite considerar las características constructivas del rotor. Para obtener los factores de demérito se asume que la potencia mecánica máxima que puede suministrar un MI está limitada por las pérdidas nominales totales o las pérdidas nominales en el rotor. Usando estas condiciones, los factores de demérito se calculan para régimen permanente y para diferentes condiciones de desequilibrio de tensión.

4.2 Metodología de análisis

Utilizando el circuito equivalente del MI se obtienen las pérdidas totales para todo el rango de operación en condiciones de tensión equilibrada. Con estos datos y la potencia nominal del MI se obtiene el nivel nominal de las pérdidas totales utilizando la ecuación (3.80).

Al aumentar el desequilibrio de tensión, se calcula la curva de las pérdidas totales en el rango de operación. Entonces, se obtiene la potencia máxima disponible en el eje del MI para el mismo nivel de pérdidas nominales. La figura IV-6 muestra un diagrama de flujo de la metodología utilizada.

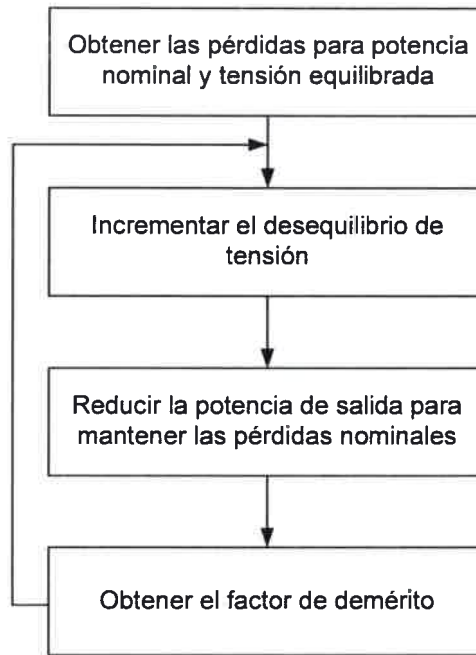


Figura IV-6 Metodología propuesta para encontrar los factores de demérito del MI.

Un análisis gráfico para un MI de 5.5kW con rotor jaula de ardillas de ranuras cerradas se puede ver en la figura IV-7. En esta figura se observa que el nivel de pérdidas crece con el desequilibrio de tensión.

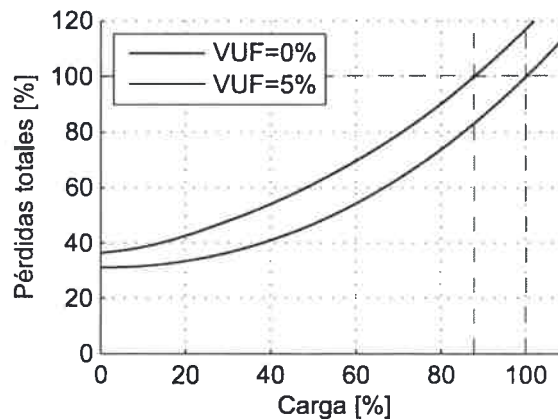


Figura IV-7 Variación de las pérdidas del MI con la carga para tensión equilibrada y con 5% de desequilibrio de tensión

El mismo procedimiento se aplica para mantener constante las pérdidas en el rotor en lugar de las pérdidas totales.

Si se analizan las pérdidas en el estátor y el rotor del MI para la potencia nominal se obtiene la figura IV-8. En esta figura se observa que las variaciones de las pérdidas en el rotor son mayores que las variaciones de las pérdidas totales. Por ejemplo, con 5% de desequilibrio de tensión, las pérdidas totales del MI se incrementan un 17% y las pérdidas en el rotor un 50%.

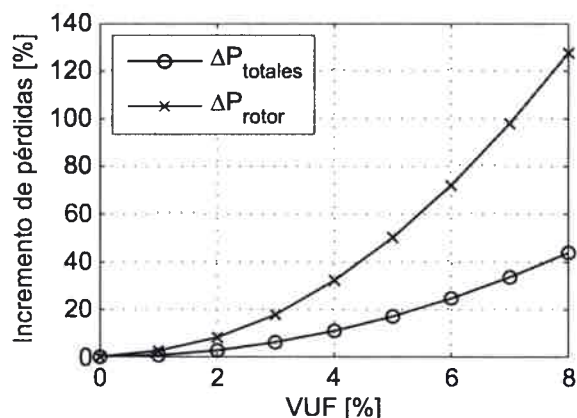


Figura IV-8 Variación de las pérdidas del MI en función del desequilibrio de tensión para la potencia nominal.

4.3 Casos estudiados

Para evaluar el efecto de las características constructivas del rotor del MI cuando se alimenta con tensiones desequilibradas, se analizaron MI de 5.5 kW con dos rotores jaula de ardilla diferentes. Uno de los rotores con ranuras cerradas y el otro con ranuras abiertas.

Como se mencionó anteriormente, el análisis con el modelo del MI se hace considerando que el módulo de la tensión de secuencia positiva permanece en el valor nominal para cualquier grado de desequilibrio de tensión y se incrementa la componente de tensión de secuencia negativa para conseguir el factor de desequilibrio de tensión deseado.

4.3.1 Caso 1. MI con rotor de ranuras cerradas

Se utilizó el modelo del MI con los parámetros del rotor tipo jaula de ardillas de ranuras cerradas. Se consideraron las variaciones en la impedancia del rotor con el estado de carga del MI. La forma de variación de las mismas fue la establecida anteriormente en las tablas III-4 y III-5 del Capítulo III.

4.3.2 Caso 2. MI con rotor de ranuras abiertas

Se utilizó el modelo del MI con los parámetros del rotor tipo jaula de ardillas con ranuras abiertas y se consideraron las diferencias entre las impedancia de secuencia positiva y negativa para el rotor tal como se describió en el capítulo III. La resistencia de secuencia negativa se tomó como $r_{r2} = 4.5 \cdot r_r$, mientras que las reactancias de dispersión se consideraron iguales a las de secuencia positiva ($x_{r2} = x_r$).

4.4 Resultados

Como resultados de este capítulo se presentan los factores de demérito que deben aplicarse a los MI en función del desequilibrio de tensión. Estos factores se obtuvieron a través de los modelos en régimen permanente propuestos para los MI con rotor de ranuras cerradas y con rotor de ranuras abiertas. Las figuras IV-9 y IV-10 muestran los factores de demérito (FD) o reducción de la potencia de placa que deberán aplicarse para mantener las pérdidas totales en su valor nominal. En estas figuras también se muestran los factores de demérito necesarios para mantener las pérdidas en el rotor en su valor nominal (FD_{rotor}). Los resultados obtenidos se comparan con los factores de demérito provistos en la norma NEMA.

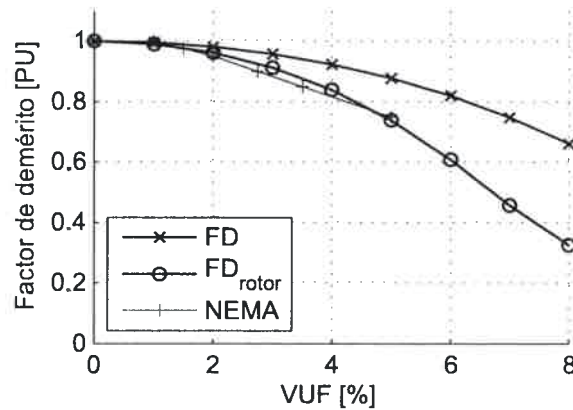


Figura IV-9 Factores de demérito para el MI rotor jaula de ardilla con ranuras cerradas.

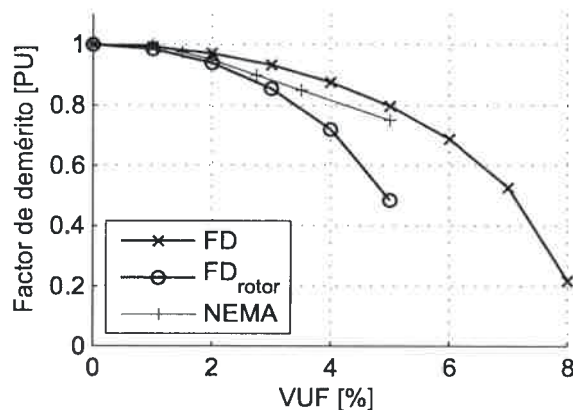


Figura IV-10 Factores de demérito del MI rotor jaula de ardilla con ranuras abiertas.

4.4.1 *MI con rotor jaula de ardillas de ranuras cerradas*

Los resultados obtenidos para el MI con rotor jaula de ardillas de ranuras cerradas se pueden ver en la figura IV-9. Como se ve en la figura este MI está sobreprotegido por la normativa si se mantiene el nivel nominal de pérdidas totales. Si aplicamos a un MI los factores propuestos por las normas, las pérdidas totales serán menores a las nominales y no se aprovechará la capacidad del MI.

Los resultados son diferentes si se considera el nivel nominal de pérdidas en el rotor como límite. En este caso los factores de demérito obtenidos para los distintos grados de desequilibrio son similares a los definidos en las normas.

4.4.2 *MI con rotor jaula de ardillas de ranuras abiertas*

Los resultados obtenidos para el MI con rotor jaula de ardillas de ranuras abiertas se pueden ver en la figura IV-10. Como se ve en la figura el MI con rotor de ranuras abiertas está correctamente protegido por la normativa, si se mantiene el nivel nominal de pérdidas totales para cualquier grado de desequilibrio.

Si se considera que el límite máximo de pérdidas tolerables son las pérdidas en el rotor, la normativa no protege correctamente al MI. En esta condición las pérdidas en el rotor son mayores a las nominales en condiciones ideales de suministro. Esto puede conducir a una mayor temperatura del rotor y del estátor y producir un deterioro prematuro del MI.

El análisis conjunto de las figuras IV-9 y IV-10 permite observar que el MI con rotor de ranuras abiertas es más vulnerable que el de rotor con ranuras cerradas frente a los problemas de desequilibrio de tensión.

Para mantener las pérdidas en su valor nominal en el MI con rotor de ranuras abiertas es necesaria una reducción más importante de la potencia utilizable en el eje de la máquina. Esta diferencia en el incremento de pérdidas se debe, como se mencionó anteriormente, a que no hay un incremento importante de las reactancias de dispersión del rotor de secuencia negativa con la disminución del estado de carga.

De la misma manera, en el MI con rotor de ranuras cerradas, el incremento en la inductancia de dispersión con la reducción del estado de carga tiene un efecto protector sobre el MI ya que atenúa los incrementos en las pérdidas.

4.5 Conclusiones

En este capítulo se usaron los modelos en régimen permanente del MI en redes de secuencia para determinar el comportamiento del MI en condiciones de desequilibrio de tensión.

Se propuso un método que permite obtener los factores de demérito de la capacidad del MI para mantener el mismo nivel de pérdidas totales o de pérdidas en el rotor que en régimen nominal.

Para proteger los bobinados del estátor de un MI con rotor jaula de ardilla, se recomienda mantener las pérdidas totales del MI por debajo del valor nominal. Para los MI de rotor bobinado, se recomienda mantener las pérdidas en el rotor por debajo de su valor nominal. Esta recomendación está fundada en el hecho de que el bobinado del rotor es más vulnerable que el del estátor frente a desequilibrios de tensión. Además, el MI de rotor bobinado posee las ranuras abiertas para alojar las bobinas del rotor y por lo tanto es más afectado por el desequilibrio de tensión ya que la inductancia de dispersión no varía con el estado de carga.

V CAPÍTULO V: EFECTOS DE LA DISTORSIÓN ARMÓNICA EN EL MI

Si bien el desequilibrio de tensión y la distorsión en las tensiones son problemas de naturaleza diferente producen efectos similares en el desempeño del MI. Ambos problemas de calidad de energía producen incrementos de pérdidas, variaciones en el par medio y oscilaciones en el par.

Los armónicos en la tensión de alimentación son trasladados al flujo en el entrehierro del MI. Los flujos armónicos pueden modificar el par medio del MI y generar oscilaciones en el par. Además, el flujo adicional incrementa las pérdidas, vibraciones y ruido del MI y reduce su rendimiento [2].

En este capítulo se analizan los efectos de los armónicos de tensión en un MI. Se muestra como varían las pérdidas en el MI cuando se alimenta con tensiones distorsionadas. También se analizan las variaciones en el par medio y las oscilaciones de par instantáneo del MI debidos a los armónicos de tensión. Posteriormente se analizan las recomendaciones de las normas para evitar el incremento de pérdidas en el MI. Finalmente se analiza la variación de pérdidas en dos MI con rotor jaula de ardillas de ranuras cerradas y abiertas. Para ambos MI se proponen factores de reducción de la potencia nominal a medida que se incrementa la distorsión armónica con el método descrito en el capítulo anterior.

5.1 Incremento de pérdidas por la distorsión armónica en los MI

Las máquinas eléctricas en general y los MI en particular sufren un incremento en las pérdidas debido a la presencia de armónicos en la tensión [1],[2].

Las tensiones armónicas producen corrientes armónicas en el estátor y en el rotor del MI. Las corrientes armónicas en el MI producen mayores pérdidas que las corrientes sinusoidales del mismo valor eficaz [21]. El incremento de pérdidas se debe a que las pérdidas por histéresis dependen directamente de la frecuencia mientras que las pérdidas por corrientes parásitas dependen del cuadrado de la frecuencia [21]. Por lo tanto, las corrientes armónicas producen mayores pérdidas que las corrientes sinusoidales puras. Por tal motivo, a medida que el orden armónico es mayor, el mismo valor eficaz de corriente produce mayores pérdidas en el MI.

Existen varios trabajos que proponen diferentes formas de cuantificar las pérdidas por tensiones de alimentación no sinusoidales. Uno de los primeros trabajos realizados para estimar en forma aproximada el incremento de pérdidas en los MI por distorsión armónica fue presentado por Cummings en 1986 [63]. En este trabajo se establece que el incremento de las pérdidas totales del MI (Δp_{t-h}) en función del factor de tensión armónica (HVF) se puede calcular como se muestra en la ecuación (5.1),

$$\Delta p_{t-h} \approx p_{t_n} \cdot \Delta W_t [W] \quad (5.1)$$

donde p_{t_n} son las pérdidas totales del MI para carga nominal y tensiones nominales sinusoidales. Por su parte, el factor ΔW_t representa el incremento de las pérdidas en por unidad de las nominales y se define como se muestra en la ecuación,

$$\Delta W_t \approx 35 \cdot (HVF)^2 [pu] \quad (5.2)$$

Fuchs, *et al.*, proponen un método más general para determinar el incremento de pérdidas, ya que permite considerar los armónicos pares y aquellos que son múltiplos de tres [78]. Los armónicos de tensión de bajo orden son los que más afectan el comportamiento del MI [64], sin embargo varios de ellos son poco probables en la alimentación. Los armónicos pares son poco comunes en régimen permanente en los sistemas eléctricos de potencia [80]. Asimismo, si no hay desequilibrio de tensión, no existen armónicos triples debido a que los mismos son de secuencia cero y estos no pueden circular si la conexión de los MI es en estrella aislada o en triángulo [2]. Si el desequilibrio de tensión es importante, pueden aparecer corrientes armónicas triples de secuencia positiva y negativa debido a que la sumatoria de las corrientes no es nula en el punto neutro. En este capítulo se estudia el efecto de los armónicos de tensión considerando que el desequilibrio de tensión no es elevado y por lo tanto se puede despreciar el efecto de los armónicos triples.

En la figura V-1 se muestra el espectro de frecuencias de la tensión medida en el laboratorio. Al igual que en la figura IV-2 del capítulo anterior, la parte positiva del eje de frecuencia muestra el espectro de frecuencias de la tensión de secuencia positiva y la parte negativa del eje de frecuencia muestra la el espectro de frecuencias de la tensión de secuencia negativa [91], [92].

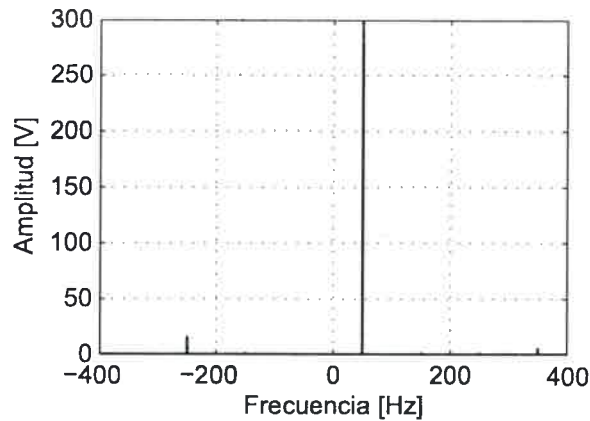


Figura V-1 Espectro de frecuencias de las tensiones de secuencia positiva y negativa.

En la figura V-1 se ve que las componentes armónicas de mayor amplitud corresponden al 5to armónico de secuencia negativa y al 7mo armónico de secuencia positiva.

5.2 Variaciones en el par por distorsión armónica en los MI

Como se mencionó en el Capítulo III, los armónicos en la tensión son trasladados al flujo en el entrehierro del MI. Los flujos armónicos en el entrehierro modifican el par y potencia entregados. En estas condiciones, el par en el eje es la suma del par generado por cada uno de los campos magnéticos giratorios actuando individualmente y los pares debidos a la interacción mutua entre ellos [93], [94].

Los armónicos del campo magnético, actuando individualmente, generan una curva de par similar a la producida por la componente fundamental. La frecuencia de sincronismo de esta curva de par depende del orden armónico del campo.

La figura V-2 muestra el par medio asociado con la componente fundamental y los armónicos de 5to y 7mo orden [93], [94]. Note que la componente de par asociada con el 5to armónico es negativa para representar que se opone al par generado por la componente fundamental y de 7mo armónico.

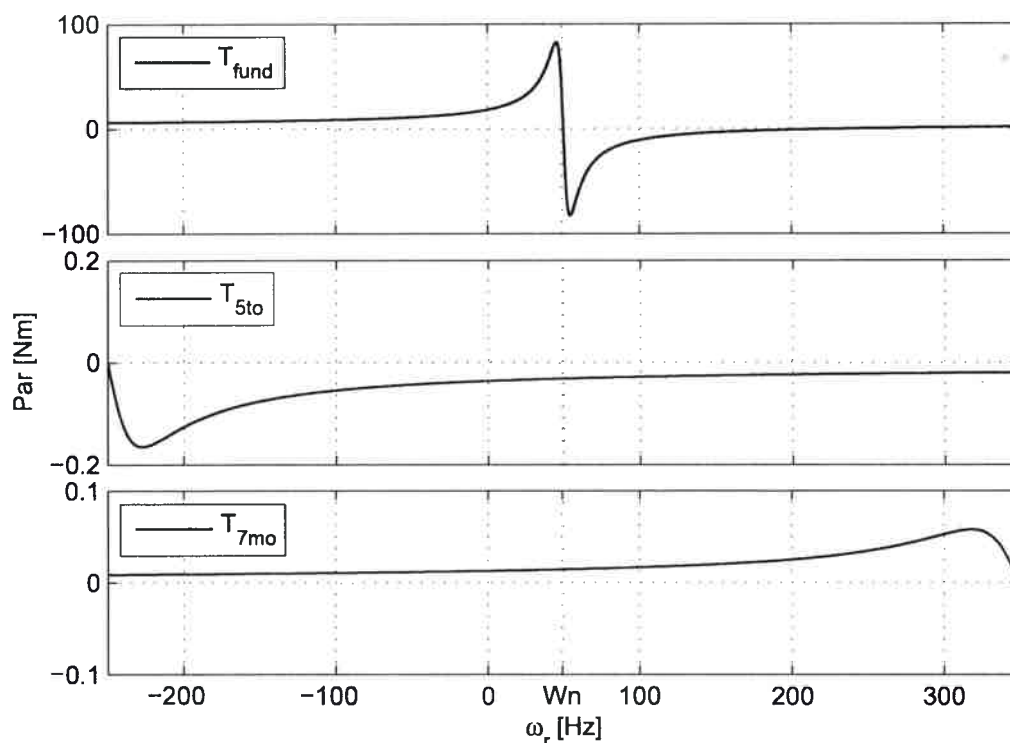


Figura V-2 Curvas de par medio del MI para la componente fundamental y los armónicos de tensión.

La interacción mutua entre los armónicos del campo magnético en el entrehierro genera oscilaciones en el par, debido a la diferencia de velocidades entre los mismos. Si bien el par medio producido por la interacción mutua entre los armónicos es nula, la oscilación de par se superpone a la componente constante de par electromagnético incrementando las vibraciones y el ruido del MI [79].

Es importante destacar que estas oscilaciones en el par pueden ser considerables. Una misma frecuencia de pulsación en el par puede ser generada por la interacción mutua de diferentes campos magnéticos. De la interacción entre el campo magnético de la componente fundamental y el campo de los armónicos de secuencia negativa se produce una pulsación en el par un orden por delante de la fuente armónica. Por el contrario, la interacción entre el campo magnético de la componente fundamental y el campo de los armónicos de secuencia positiva produce un par de torsión que se manifiesta en un orden menor al de la fuente armónica [79]. Este fenómeno hace que existan pares de armónicos que producen pulsaciones de par en una frecuencia intermedia [1].

A modo de ejemplo, la interacción entre la componente fundamental y el 5to armónico de secuencia negativa produce una componente de torsión en el par a seis veces la frecuencia de alimentación. La interacción entre la componente fundamental y el 7mo

armónico de secuencia positiva también produce componentes pulsantes de par a seis veces la frecuencia de alimentación.

Este mismo fenómeno se observa también con los armónicos de orden $h = 6k \pm 1$ con $k \in \mathbb{N}$. Estas oscilaciones en el par pueden producir importantes vibraciones en el MI si alguna de las frecuencias de pulsación es cercana a la frecuencia natural del sistema [79].

La pulsación en el par se manifiesta también en la potencia eléctrica del MI y por lo tanto se puede ver que aparecen en la potencia instantánea componentes a las frecuencias de pulsación de par. En la figura V-3 se puede observar el espectro de frecuencias de la potencia activa instantánea. En esta figura es posible identificar la componente de la potencia media y componentes pulsantes a: 300 Hz generada por las componentes de 5to y 7mo armónico y 600 Hz generada por las componentes de 11vo y 13vo.

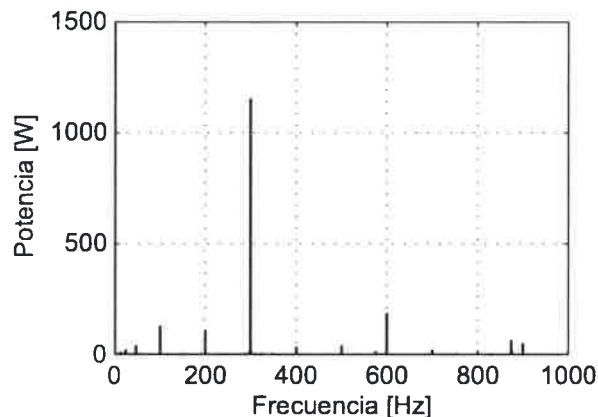


Figura V-3 Espectro de frecuencias de la potencia activa instantánea. Pulsación de potencia producida por los armónicos de tensión.

5.3 Factores de demérito del MI por armónicos en la tensión

La Norma NEMA MG1-2003 en el apartado 30.1.2 establece los factores de demérito de la potencia de placa en función del contenido armónico [27]. Según esta norma, para que el MI funcione satisfactoriamente es recomendable que el factor de armónicos de tensión, definido en la ecuación (2.12), no supere el 3%. Si el nivel armónico es mayor, la potencia del MI deberá reducirse de acuerdo a la curva mostrada en la figura V-4.

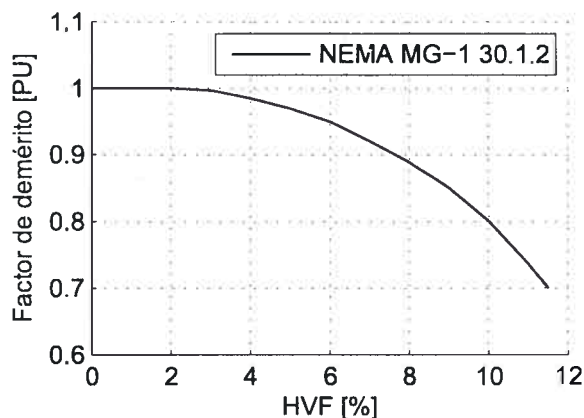


Figura V-4 Factor de demérito de la capacidad del MI en función del factor de tensión armónica.

Es importante notar que los factores de reducción mostrados en la figura V-4 sólo consideran la presencia de los armónicos impares de la frecuencia fundamental (excepto los divisibles por tres). El desequilibrio de tensión y/o cualquier armónico par presente en la tensión se supone insignificante. Asimismo, estos factores no se pueden aplicar en caso de operar con tensiones o frecuencias diferentes a la nominal [27].

Para verificar que los factores de reducción propuestos por la norma protegen adecuadamente el MI, se realiza un análisis similar al presentado en el capítulo anterior para el desequilibrio de tensión. Se estiman las pérdidas del MI a partir del circuito equivalente y se reduce la potencia de salida para que las pérdidas no sean superiores a las nominales.

5.4 Demérito en el MI con armónicos de tensión

Con los modelos y los parámetros presentados en el Capítulo III se pueden estimar las pérdidas conductivas del MI. Es importante recordar que en esta tesis se considera que las pérdidas por fricción y ventilación, las pérdidas en el núcleo y las pérdidas adicionales son constantes para cualquier nivel armónico e iguales a las observadas en condiciones sinusoidales equilibradas. También, se considera que el factor de armónicos de tensión (ecuación (2.12) expresada en porcentaje) varía entre 0 y 15%, incrementando los armónicos 5to y 7mo ya que son los más frecuentes en la red [80]. En todos los casos se supone que el 7mo armónico tiene una amplitud del 70% de la amplitud del 5to armónico.

Como la componente fundamental de tensión de secuencia positiva se mantiene en su valor nominal, esta metodología puede implicar niveles de tensión eficaz superiores al

nominal a medida que crece el contenido armónico, pero permite cuantificar correctamente los incrementos de pérdidas por armónicos de tensión.

Procediendo como se detalló en el capítulo IV para el análisis del desequilibrio de tensión, se determinan las pérdidas del MI en condiciones sinusoidales equilibradas para todo el rango de funcionamiento a partir de su circuito equivalente. Posteriormente se incrementa el contenido de armónicos en la tensión y se traza nuevamente la curva de pérdidas totales en todo el rango de funcionamiento del MI.

Un análisis gráfico para un MI de 5.5 kW con rotor jaula de ardillas con las ranuras cerradas se muestra en la figura V-5.

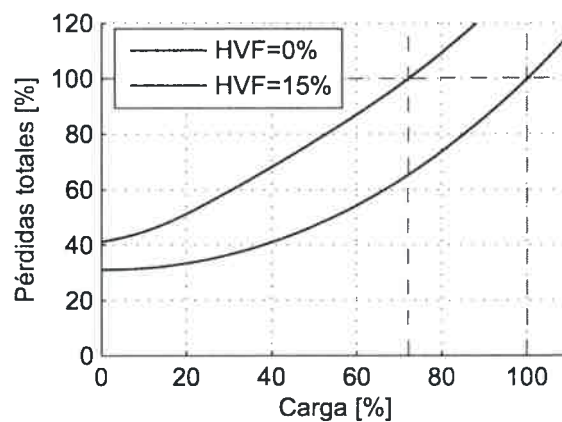


Figura V-5 Variación en las pérdidas del MI con la carga para tensión sinusoidal y con un HVF=15% de armónicos de tensión.

En la figura V-5 se ve que las pérdidas en el caso con armónicos de tensión son mayores que en el caso de tensión sinusoidal para todos los estados de carga. En particular, la figura V-6 muestra el incremento de las pérdidas totales en el MI debido a los armónicos de tensión, cuando la potencia solicitada de carga es la nominal.

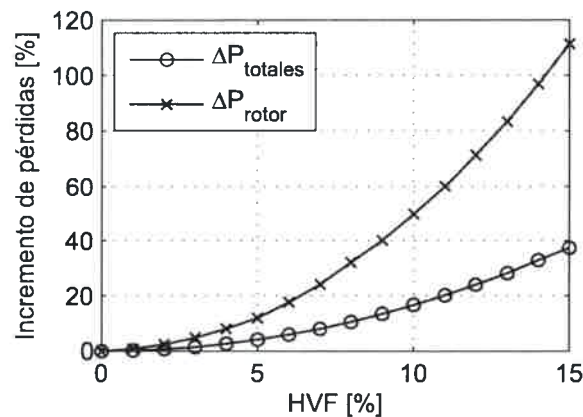


Figura V-6 Incremento de pérdidas en el MI de barras cerradas con armónicos de tensión a potencia nominal.

En la figura V-6 se ve como cambian las pérdidas en el MI con el contenido armónico. Es interesante notar que cuando el nivel armónico es pequeño las pérdidas son cercanas a las pérdidas nominales, sin embargo crecen rápidamente para niveles elevados de distorsión.

5.4.1 *Cálculo de los factores de demérito en el MI*

Usando el modelo del MI se calculan las pérdidas en régimen permanente para condiciones de suministro sinusoidales. Manteniendo este nivel de pérdidas se obtienen factores de demérito para cada nivel de distorsión armónica.

De la misma forma podemos obtener un factor de demérito manteniendo las pérdidas en el rotor del MI en su valor de régimen nominal. Este factor es más conservativo debido a que el rotor sufre más los efectos del incremento de pérdidas como se puede ver en figura V-6.

5.5 Casos de estudio

Los casos estudiados son los mismos que se analizaron en el capítulo anterior. Se analiza el comportamiento de los MI con rotores de ranuras cerradas (Caso 1) y ranuras abiertas (Caso 2).

Como se mencionó anteriormente, sólo se consideran los incrementos de pérdidas óhmicas del MI.

Los parámetros del estátor para la componente fundamental y para los armónicos de tensión, son los obtenidos con los ensayos de vacío y rotor bloqueado del MI y presentados en el capítulo III. Por su parte, los parámetros para las componentes armónicas del rotor son aproximados en cada caso por las resistencias e inductancias de la componente fundamental de secuencia negativa del MI. Estas impedancias se obtuvieron con los ensayos descritos en el capítulo III para cada uno de los MI analizados.

5.6 Resultados

Como resultados de este capítulo se obtuvieron las potencias máximas disponibles en el eje del MI en función del contenido armónico de tensión. Se presentan los factores de demérito que deben aplicarse a ambos MI obtenidos con el modelo propuesto. Las figuras V-7 y V-8 muestran los factores de demérito que deberán ser aplicados para mantener las pérdidas totales en su valor nominal (FD). En estas figuras también se

muestran los factores de demérito necesarios para mantener las pérdidas en el rotor en su valor nominal (FD_{rotor}). Los resultados obtenidos se comparan con los factores de demérito provistos en la norma NEMA.

Para el cálculo de ambos factores de demérito se varía el factor de armónicos de tensión entre 0 y 15 %, incrementando los armónicos 5to y 7mo. En todos los casos se supone que el 7mo armónico tiene una amplitud del 70% de la amplitud del 5to armónico.

5.6.1 Caso 1: MI con rotor de ranuras cerradas

Los resultados obtenidos para el MI con rotor jaula de ardilla de barras cerradas se pueden ver en la figura V-7. En esta figura se observa que los MI con rotor de barras cerradas no son muy afectados por un bajo contenido armónico en las tensiones. Si el nivel armónico es más grande, y se mantiene el nivel de pérdidas totales en el valor nominal, los factores de demérito propuestos por la norma sobreprotegen al MI.

Los resultados son diferentes si se considera como límite el nivel nominal de pérdidas óhmicas en el rotor. En este caso el demérito necesario para mantener la vida útil del MI es mayor al definido en la norma, para cualquier nivel armónico.

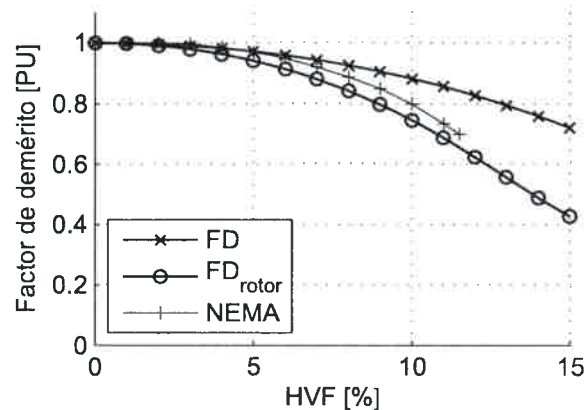


Figura V-7 Factores de demérito de la potencia nominal por armónicos de tensión. MI de ranuras cerradas.

5.6.2 Caso 2 MI con rotor de ranuras abiertas

Los resultados obtenidos para el MI con rotor jaula de ardilla de ranuras abiertas se pueden ver en la figura V-8. En esta figura se observa que los MI con rotor de barras abiertas pueden no estar correctamente protegidos por la norma para ningún nivel de armónicos de tensión considerando cualquiera de los dos criterios propuestos.

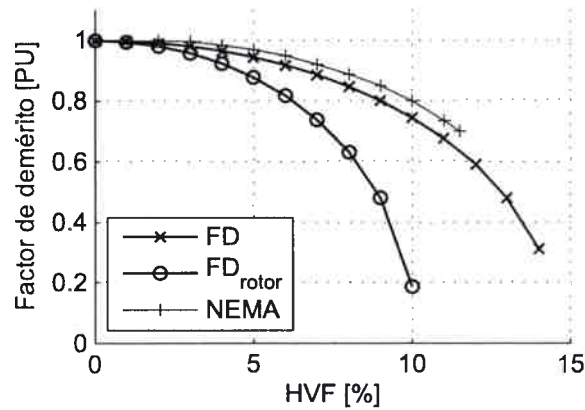


Figura V-8 Factores de demérito de la potencia nominal por armónicos de tensión. MI de ranuras abiertas.

5.7 Conclusiones

Los armónicos en las tensiones de alimentación producen en los MI un aumento de pérdidas que pueden comprometer su correcto desempeño. El incremento en las pérdidas es mayor en el rotor que en el estátor. La magnitud de este fenómeno es diferente en función del tipo de rotor del MI.

Los resultados muestran que el MI con rotor jaula de ardilla de ranuras abiertas presenta un notablemente incremento de pérdidas que puede afectar su rendimiento. El problema en este tipo de MI es más importante, ya que las recomendaciones de la normativa pueden no ser adecuadas para protegerlo en ningún nivel de distorsión armónica en la tensión.

Para el MI de ranuras cerradas el incremento de pérdidas es menor al observado en los MI con rotor de ranuras abiertas. Los factores de demérito propuestos por la norma para los MI con rotor de ranuras cerradas son similares a los obtenidos en esta tesis.

VI CAPÍTULO VI: EFECTOS DEL DESEQUILIBRIO DE TENSIÓN EN LA POTENCIA ACTIVA INSTANTÁNEA Y LAS VIBRACIONES DEL MI

En este capítulo se analizan y cuantifican las oscilaciones en la potencia activa instantánea en el MI debidas a tensiones desequilibradas de alimentación. Se obtienen resultados de simulación con el modelo qd del MI y se validan experimentalmente en el laboratorio. Las oscilaciones en la potencia producen vibraciones del MI. En este capítulo también se analizan las vibraciones sobre la carcasa del MI producidas por el desequilibrio de tensión y se determinan las frecuencias asociadas.

En el Capítulo III se presentó el modelo qd que permite analizar la potencia activa instantánea del MI. En la ecuación (3.47) se ve que la potencia activa instantánea del MI presenta una oscilación a dos veces la frecuencia de alimentación cuando se alimenta con tensiones desequilibradas. Las oscilaciones en la potencia activa instantánea producen oscilaciones en el par y la velocidad del MI [95]. Las oscilaciones en la potencia producen esfuerzos considerables sobre los bobinados y pueden conducir a fatiga de la aislación y de los elementos mecánicos de la transmisión.

6.1 Potencia activa instantánea

6.1.1 Resultados de simulación

Con el modelo qd propuesto y los parámetros de las tablas III-2 y III-3 se simuló la respuesta del MI para diferentes condiciones de desequilibrio de tensión.

La figura VI-1 muestra el espectro en frecuencia de la potencia activa instantánea para un desequilibrio de tensión del 3.6% en un MI operando al 75% de carga. En la figura se puede ver la componente de potencia media P_0 y una componente a 100 Hz producida por el desequilibrio de tensión. Esta componente a 100 Hz corresponde a dos veces la frecuencia de alimentación.

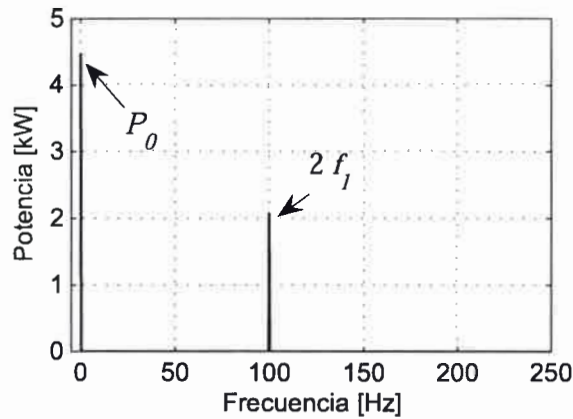


Figura VI-1 Espectro de frecuencias de la potencia activa con 3.6% de desequilibrio de tensión y 75% de carga. Simulación.

En la figura VI-2 se muestra la amplitud de la componente de 100 Hz de la potencia activa instantánea en función del nivel de desequilibrio de tensión. En la figura se ve que la amplitud de esta componente aumenta en forma casi lineal con el desequilibrio de tensión. Además, se ve que para un 5% de desequilibrio de tensión las pulsaciones sobre el MI son aproximadamente de la mitad de la potencia nominal del MI.

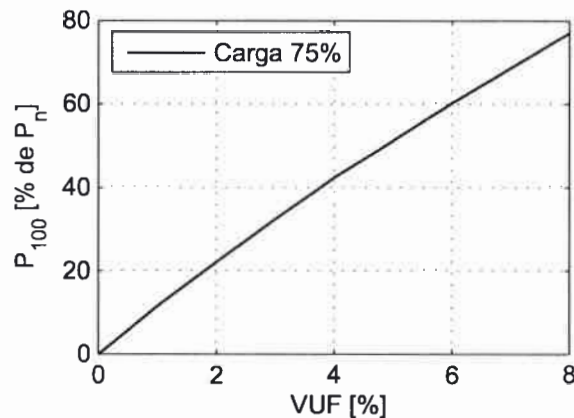


Figura VI-2 Magnitud de la componente de 100Hz del espectro de frecuencias de la potencia activa en función del desequilibrio de tensión. Simulación.

La figura VI-3 muestra la magnitud de la componente de 100 Hz del espectro de frecuencias de la potencia activa en función del estado de carga del MI para un desequilibrio de tensión de 5%. En la figura se ve que la pulsación de potencia no varía significativamente con el estado de carga. Esto se debe a que la pulsación de potencia depende principalmente de la corriente fundamental de secuencia negativa que, en MI con rotor de ranuras abiertas, no varía con el estado de carga (ver ecuación (3.47) y figura III-5). En MI con rotor de ranuras cerradas la variación de corriente de secuencia

negativa con el estado de carga, hace que la magnitud de la componente de 100 Hz del espectro de frecuencia de la potencia activa sea menor en vacío que a plena carga.

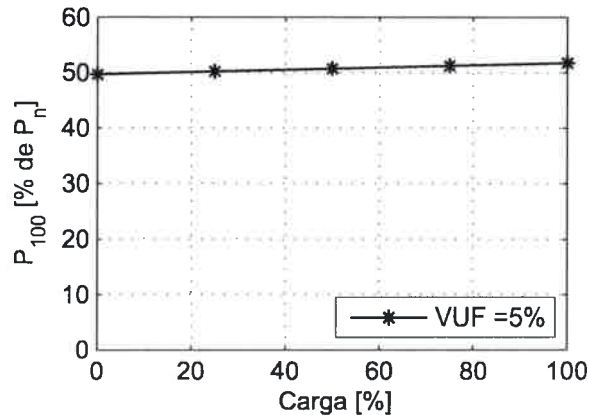


Figura VI-3 Magnitud de la componente de 100 Hz del espectro de frecuencias de la potencia activa en función del estado de carga para un MI con 5% de desequilibrio de tensión. Simulación.

La figura VI-4 muestra la magnitud de la componente de 100 Hz del espectro de frecuencias de la potencia activa en función del estado de carga del MI para diferentes niveles de desequilibrio de tensión. En la figura se observa que la componente pulsante para el mismo nivel de desequilibrio de tensión es similar para todos los estados de carga media en el eje del MI.

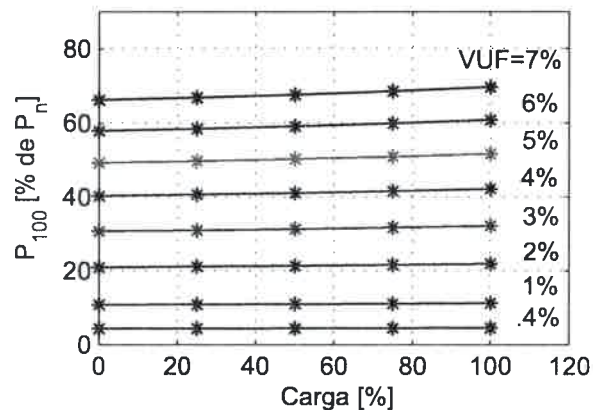


Figura VI-4 Magnitud de la componente de 100 Hz del espectro de frecuencias de la potencia activa en función del estado de carga para un MI con distintos factores de desequilibrio de tensión. Simulación.

6.1.2 Resultados experimentales

Para validar los resultados de simulación obtenidos mediante el modelo en variables $q-d$ se utilizó nuevamente el prototipo de laboratorio descrito en el Capítulo III. Se registraron dos corrientes y dos tensiones de línea del MI y se calculó la potencia activa instantánea.

En la figura VI-5 se muestra el espectro de frecuencias de la potencia activa instantánea del MI con tensiones equilibradas operando al 75% de carga. En la figura se ve la componente de potencia media y algunas componentes de pequeña magnitud que pueden ser debidas al MI o a la red de alimentación.

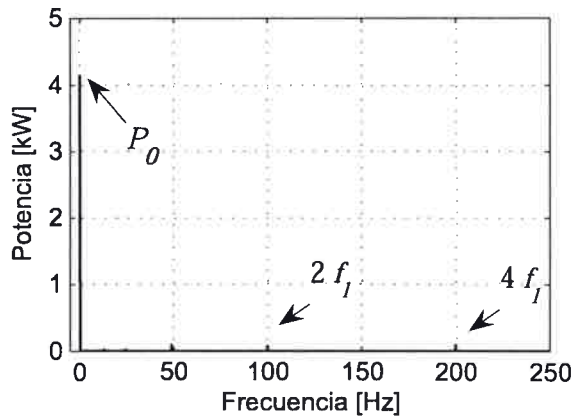


Figura VI-5 Espectro de frecuencias de la potencia activa instantánea sin desequilibrio de tensión y 75% de carga. Experimental.

En la figura VI-6 se muestra el espectro de frecuencias de la potencia activa instantánea del MI con 3.6% de desequilibrio de tensión y operando al 75% de carga. En la figura se ve la componente de potencia media y una pulsación importante de 100 Hz.

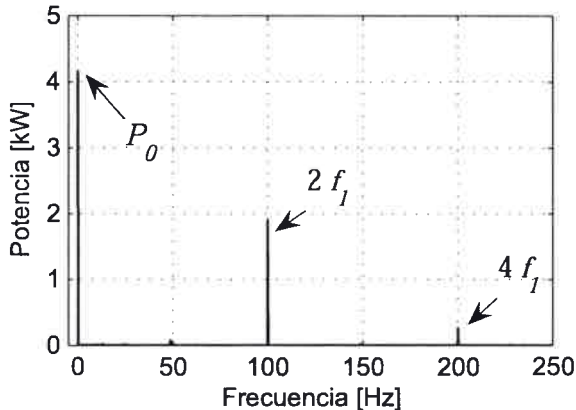


Figura VI-6 Espectro de frecuencias de la potencia activa instantánea con 3.6% de desequilibrio de tensión y 75% de carga. Experimental.

Comparando las figuras VI-5 y VI-6 se observa el incremento de amplitud en la componente a dos veces la frecuencia de alimentación del MI (100 Hz).

La amplitud de la pulsación para el mismo grado de desequilibrio y diferentes estados de carga depende del comportamiento de las impedancias de secuencia inversa del MI con el estado de carga. Por lo tanto, a continuación se analiza el efecto de las pulsaciones en la potencia sobre MI con rotores de ranuras cerradas y abiertas.

Caso 1: MI con rotor de ranuras cerradas

En la figura VI-7 se muestra la amplitud de la componente de 100 Hz de potencia activa instantánea en función del estado de carga para el MI de ranuras cerradas. Como se puede ver en la figura, la amplitud de la pulsación se incrementa en función del desequilibrio de tensión para todos los estados de carga. También se puede ver que la componente pulsante para el mismo nivel de desequilibrio de tensión es menor cuando menor es la carga media del MI.

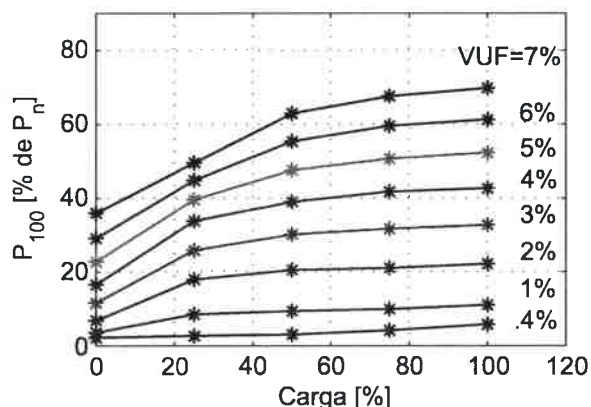


Figura VI-7 Potencia pulsante en 100 Hz en función del desequilibrio de tensión para un MI con rotor de ranuras cerradas. Experimentales.

La variación con la carga en las impedancias fundamentales de secuencia negativa del MI de ranuras cerradas hace que las corrientes fundamentales de secuencia negativa sean de menor amplitud y por lo tanto la pulsación de potencia sea menor.

Caso 2: MI con rotor de ranuras abiertas

En la figura VI-8 se muestra la amplitud de la componente de 100 Hz de potencia activa instantánea en función del estado de carga del MI de ranuras abiertas. Al igual que en el caso anterior, la componente de 100 Hz crece a medida que se incrementa el desequilibrio de tensión. Sin embargo, no hay una variación significativa en el nivel de pulsación para los distintos estados de carga del MI.

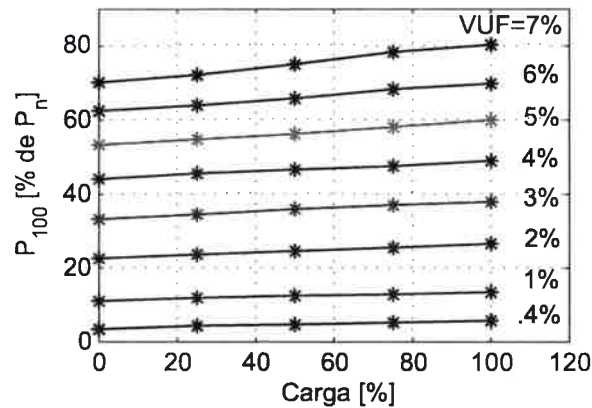


Figura VI-8 Potencia pulsante en 100 Hz en función del desequilibrio de tensión para un MI con rotor de ranuras abiertas. Experimentales.

Los resultados experimentales obtenidos de la potencia pulsante a dos veces la frecuencia de alimentación en el MI con rotor de ranuras abiertas (figura VI-8) son similares a los obtenidos por simulación y presentados en la figura VI-4.

Comparando las figuras VI-7 y VI-8 se ve un comportamiento similar de ambos tipos de MI en condiciones de carga superiores al 50%.

6.2 Vibraciones en el MI por desequilibrio de tensión

En los MI se suelen realizar mediciones de vibraciones mediante transductores de aceleración o velocidad colocados sobre la carcasa. Los transductores se colocan, en general, sobre los rodamientos o cojinetes con el objetivo de detectar fallas incipientes en el MI [25],[97],[98].

Las oscilaciones de potencia generan esfuerzos adicionales sobre los bobinados y el núcleo del MI. Estos esfuerzos adicionales causan vibraciones sobre la carcasa del MI. Estas vibraciones se manifiestan como:

- variaciones en el valor eficaz de la velocidad de desplazamiento en las vibraciones del MI,
- variaciones en la componente de vibraciones a la frecuencia de pulsación de la red y
- variaciones en el ruido audible producido por el MI.

El valor eficaz de la velocidad de desplazamiento de las vibraciones se puede usar para obtener un indicador del estado general de las máquinas rotativas. Un incremento de dicho valor por sobre el normal, puede indicar algún problema [99]. Mediante esta

técnica es posible detectar condiciones anormales de funcionamiento. Sin embargo, no es posible realizar un diagnóstico para discriminar si los problemas son propios del MI o están asociados a problemas de la alimentación o de la carga.

Otra opción consiste en evaluar el espectro de velocidad de vibraciones e identificar las componentes asociadas a los distintos problemas. De esta manera, se puede efectuar el seguimiento de las componentes del espectro y detectar problemas específicos del conjunto mecánico.

Algunas fallas en el estátor del MI, como cortocircuito entre espiras, excentricidad del entrehierro o problemas de soldaduras o cortocircuitos en las chapas del núcleo magnético, pueden producir señales a dos veces la frecuencia de alimentación [99]–[101]. El desequilibrio en las tensiones de alimentación puede producir también oscilaciones a dos veces la frecuencia de alimentación y dificultar el diagnóstico.

Con el prototipo de laboratorio presentado en el capítulo III se realizaron ensayos en diferentes condiciones de desequilibrio y carga. En cada caso se registraron tensiones, corrientes y con un acelerómetro piezoeléctrico se registró la aceleración vertical del desplazamiento de las vibraciones. La figura VI-9 muestra el esquema simplificado del prototipo utilizado.

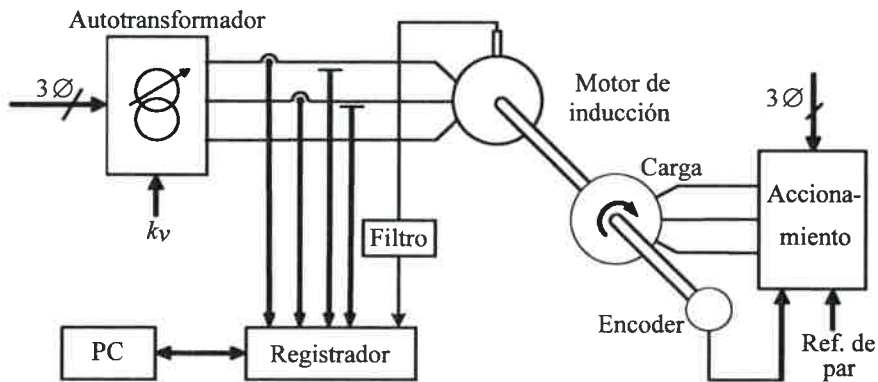


Figura VI-9 Banco de ensayos utilizado para el registro de las vibraciones de la carcasa del MI.

Con el registro de aceleración de las vibraciones se calculó la velocidad de desplazamiento. La velocidad de desplazamiento de las vibraciones tiene una respuesta similar para las frecuencias comprendidas entre 1Hz y 1kHz y por lo tanto es más adecuada que la aceleración para el análisis de vibraciones sobre un MI.

En la figura VI-10 se muestra el espectro de frecuencias de la velocidad de desplazamiento de las vibraciones de la carcasa del MI cuando se alimenta con tensiones equilibradas y operando al 75% de carga.

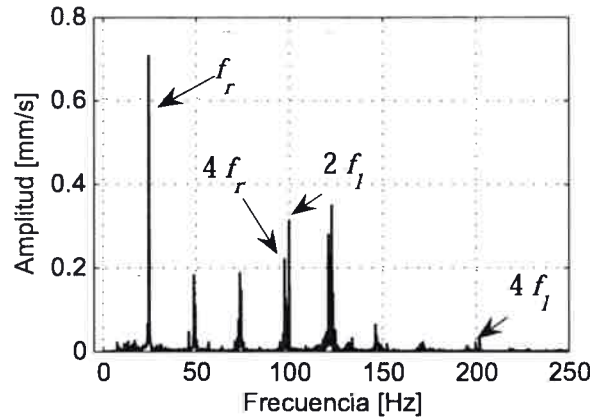


Figura VI-10 Espectro de frecuencias de la velocidad de desplazamiento de las vibraciones. MI sin desequilibrio de tensión.

Como se ve en la figura, aparece una componente cercana a los 25 Hz producida por el giro del rotor. La componente a la frecuencia del rotor (f_r) y sus múltiplos siempre se encuentran presente en el espectro de vibraciones debido a asimetrías en el rotor tales como desbalance de masa, excentricidad y desalineación, entre otras que son propias del proceso constructivo del MI [99]. La componente de cuatro veces la frecuencia de giro ($4f_r$) está muy próxima a la componente de dos veces la frecuencia de alimentación ($2f_l$). La diferencia entre estas dos componentes es cuatro veces el deslizamiento del MI. Si el deslizamiento es 0.2 Hz, la diferencia entre las componentes es 0.8 Hz. Para distinguir estas dos componentes se requiere de una ventana de tiempo de entre 5 y 10 segundos [102]. Si el MI está en vacío y el deslizamiento es 0.05 Hz la ventana de tiempo requerida es de 20 a 40 segundos de largo.

En la figura VI-11 se muestra el espectro de frecuencias de la velocidad de desplazamiento de las vibraciones de la carcasa del MI en el mismo estado de carga y un desequilibrio de tensión del 3.6%.

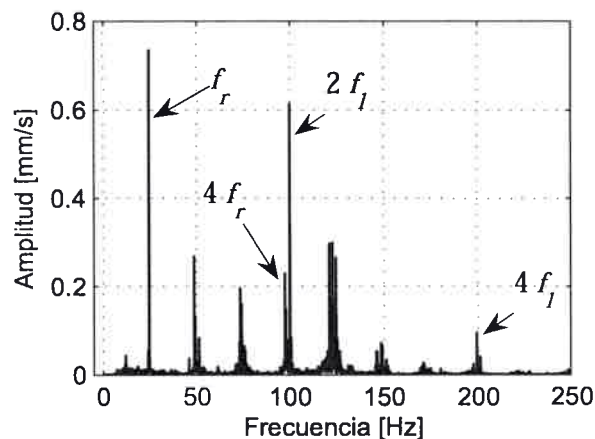


Figura VI-11 Espectro de velocidad de desplazamiento de las vibraciones. MI con 3.6% desequilibrio de tensión.

Comparando las figuras VI-10 y VI-11 se ve un incremento en la componente de 100 Hz producida por la oscilación de la potencia del MI.

6.2.1 Variaciones en el valor eficaz de las vibraciones

En la figura VI-12 se muestra el valor eficaz de la velocidad del desplazamiento de las vibraciones en función del desequilibrio de tensión. En la figura se trazan las curvas obtenidas para un MI con rotor de ranuras cerradas en diferentes condiciones de carga. Para comprender mejor la magnitud del efecto del desequilibrio de tensión, la figura muestra los límites de vibraciones definidos por la norma ISO 10816-1 para un MI de esta potencia [25]. La norma establece valores de vibración en los que puede operar el MI. De 0–0.71 mm/s rms (región A) que corresponden a MI recién puestos en funcionamiento. Valores entre 0.71–1.8 mm/s (región B) corresponden a MI que pueden funcionar en operación continua sin restricciones. Finalmente, valores entre 1.8 y 4.5 mm/s (región C) indican que no es conveniente la una operación continua del MI y que su operación sólo es recomendada para un período de tiempo limitado [25].

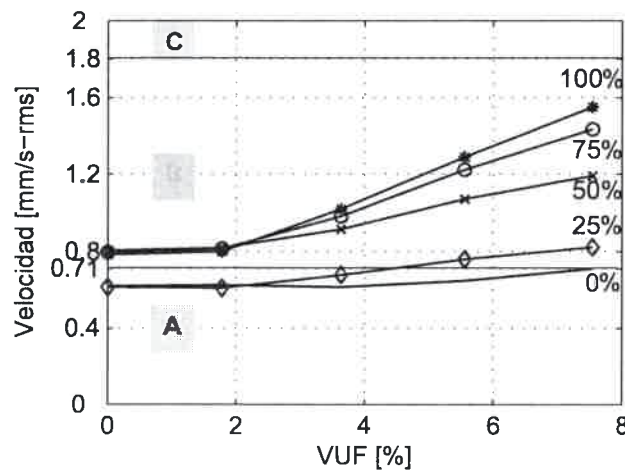


Figura VI-12 Velocidad eficaz de vibraciones en función del desequilibrio de tensión para distintos valores de carga.

En la figura VI-12 se aprecian las variaciones en el valor eficaz de la señal de vibraciones producidas por el desequilibrio de tensión. Para el MI analizado en el banco de ensayos del laboratorio se puede ver que el nivel de vibraciones se modificó en gran medida para el mismo estado de carga variando el nivel de desequilibrio de tensión. Con el MI sin desequilibrio de tensión las vibraciones del conjunto es cercano al límite superior de la región A de la norma ISO 10816-1. Sin embargo, a plena carga y con 7.5% de desequilibrio de tensión el nivel de vibraciones del conjunto llega hasta el límite inferior de la región C. Por lo tanto, si las vibraciones del MI se encuentran muy

cerca de los límites establecidos, el desequilibrio en la red de alimentación puede provocar alarmas si se utiliza en esta técnica para la detección de fallas.

6.2.2 Variaciones en la componente a dos veces la frecuencia de línea

Como la amplitud en la pulsación de la potencia activa instantánea depende del tipo de rotor del MI, el efecto del desequilibrio de tensión sobre las vibraciones también depende del MI utilizado. A continuación, se analiza la variación en la componente a dos veces la frecuencia de línea (100 Hz) de las vibraciones en MI con rotores de ranuras cerradas y abiertas.

Caso 1: MI con rotor de ranuras cerradas

En la figura VI-13 se muestra la amplitud de la componente de dos veces la frecuencia de alimentación (100 Hz) en función del desequilibrio de tensión para diferentes estados de carga del MI con rotor de ranuras cerradas. En la figura se ve que la variación en la amplitud de las vibraciones depende del estado de carga del MI.

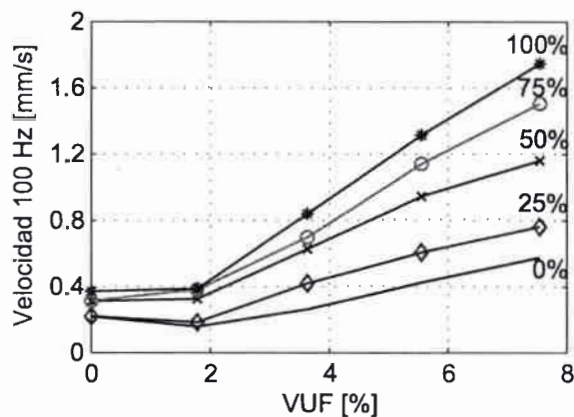


Figura VI-13 Velocidad de desplazamiento de la componente de 100 Hz. MI con rotor de ranuras cerradas.

Caso 2: MI con rotor de ranuras abiertas

En la figura VI-14 se muestra la amplitud de la componente de dos veces la frecuencia de alimentación (100 Hz) en función del desequilibrio de tensión para diferentes estados de carga del MI con rotor de ranuras abiertas. A diferencia del caso anterior, en el MI de ranuras abiertas no se observan diferencias notables en las vibraciones con el estado de carga del MI.

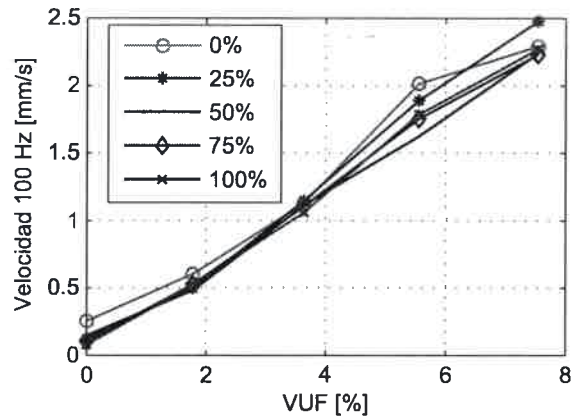


Figura VI-14 Vibraciones, velocidad de desplazamiento de la componente de 100 Hz, MI con rotor de ranuras abiertas.

Los resultados obtenidos con el análisis de vibraciones en ambos MI son similares a los obtenidos en el análisis de las oscilaciones en la potencia. En el MI con rotor de ranuras cerradas la pulsación de potencia y las vibraciones varían considerablemente con el estado de carga para el mismo nivel de desequilibrio de tensión. Por el contrario, en el análisis del MI con rotor de ranuras abiertas, la pulsación de potencia y el análisis de las vibraciones no son afectados significativamente por el estado de carga para un mismo nivel de desequilibrio de tensión.

6.3 Conclusiones

En este capítulo se analizó el efecto del desequilibrio de tensión en la potencia activa instantánea y en las vibraciones del MI. Los resultados obtenidos indican que el desequilibrio de tensión produce oscilaciones de potencia a dos veces la frecuencia de alimentación. Esta pulsación en la potencia activa instantánea produce vibraciones en el MI a dos veces la frecuencia de alimentación ($2f_i$).

La componente de la potencia activa instantánea crece prácticamente en forma lineal con el desequilibrio de tensión, sobre todo en los MI con rotor de ranuras abiertas. En los resultados se ve que la amplitud de pulsación en potencia llega a la mitad de la potencia nominal del MI para un 5% de desequilibrio de tensión.

En los MI con rotor de ranuras abiertas, la componente a $2f_i$ en la potencia producida por el desequilibrio de tensión es prácticamente independiente de la carga del MI. Sin embargo, en el MI con rotor de ranuras cerradas la componente a $2f_i$ depende del estado de carga. En este tipo de MI, para un nivel de desequilibrio dado la pulsación en la potencia es más pequeña a medida que el estado de carga es menor.

Las pulsaciones en la potencia, producidas por el desequilibrio de tensión pueden conducir a un aumento significativo de la velocidad de desplazamiento de las vibraciones del MI. Su efecto sobre las vibraciones puede llevar a un MI a valores que superan los valores admitidos en la norma para la operación continua.

La componente de dos veces la frecuencia de red en el espectro de vibraciones permitiría detectar problemas de desequilibrio de tensión, pero para un correcto diagnóstico es necesario separar otros problemas asociados a la fallas del estátor o la carga que producen las mismas componentes características.

VII CAPÍTULO VII: CONCLUSIONES Y TRABAJOS FUTUROS

7.1 Conclusiones

En esta tesis se analizaron los efectos del desequilibrio de tensión y los armónicos de tensión sobre los motores de inducción (MI).

Se describieron los modelos en régimen transitorio y permanente utilizados para el análisis del comportamiento del MI.

Con el modelo del MI en un referencial qd se analizó el comportamiento de la potencia activa instantánea cuando se alimenta con tensiones desequilibradas y con distorsión armónica. Los resultados obtenidos ponen de manifiesto que el desequilibrio de tensión produce oscilaciones en la potencia a dos veces la frecuencia de alimentación ($2f_i$).

Con el mismo modelo se pudo observar que los armónicos de secuencia positiva ($h = 6k + 1$) en su interacción con la componente fundamental producen oscilaciones en la potencia activa a $6kf_i$. Los armónicos de secuencia negativa ($h = 6k - 1$) en su interacción con la componente fundamental producen oscilaciones en la potencia activa a $6kf_i$.

Los modelos en régimen permanente se utilizaron para estimar las pérdidas del MI. En este trabajo se propuso una forma para obtener los parámetros de la componente fundamental de secuencia negativa del MI ya que éstos dependen de las características constructivas del rotor. Las mediciones realizadas en el laboratorio y mostradas en el capítulo III muestran que la reactancia de dispersión de secuencia negativa del MI con rotor de ranuras cerradas varía con el estado de carga debido a que el hierro que cubre las barras no se encuentra completamente saturado para condiciones de carga menores al nominal. Sin embargo, si el rotor tiene ranuras abiertas la reactancia de dispersión no es afectada en gran medida debido a que el aire que cubre las barras presenta un camino de alta reluctancia para los flujos dispersos. Las resistencias del rotor de secuencia negativa son mayores a la resistencia del rotor de secuencia positiva debido a que las corrientes se inducen a dos veces la frecuencia de alimentación. En el caso del MI con rotor de ranuras abiertas la resistencia de secuencia negativa es 4.5 veces la resistencia de secuencia positiva y no se observaron variaciones significativas con el estado de carga. En el MI con rotor de ranuras cerradas la resistencia de secuencia negativa a

plena carga es similar a la del MI con rotor de ranuras abiertas, sin embargo se observó un incremento la resistencia medida en con el MI operando en vacío.

Los modelos de régimen permanente fueron validados experimentalmente para diferentes estados de carga y niveles de desequilibrio de tensión.

Se usó el modelo de régimen permanente para determinar el comportamiento del MI en condiciones de desequilibrio de tensión. Se propuso un método que permite obtener los factores de demérito de la capacidad del MI manteniendo el mismo nivel de pérdidas totales o las pérdidas en el rotor para régimen nominal.

Para proteger los bobinados del estátor de un MI con rotor jaula de ardilla, se recomienda mantener las pérdidas totales del MI por debajo del valor nominal. Para los MI de rotor bobinado, se recomienda mantener las pérdidas en el rotor por debajo de su valor nominal. Esta recomendación está fundada en el hecho de que el bobinado del rotor es más vulnerable que el del estátor frente a desequilibrios de tensión. Además, el MI de rotor bobinado posee las ranuras abiertas para alojar las bobinas del rotor y por lo tanto es más afectado por el desequilibrio de tensión ya que la inductancia de dispersión no varía con el estado de carga.

Los armónicos en la tensión de alimentación producen un aumento de pérdidas que compromete el MI. La magnitud de este fenómeno es diferente en función del tipo del rotor del MI. Los resultados obtenidos muestran que el MI con rotor jaula de ardilla de ranuras abiertas es más afectado que el de ranuras cerradas. El problema en MI con rotores de ranuras abiertas es más grave, porque la normativa no lo protege para ningún nivel de distorsión armónica en la tensión. Para el MI de ranuras cerradas los factores de demérito propuestos por la norma son similares a los obtenidos en esta tesis.

Se analizó también el efecto del desequilibrio de tensión en las vibraciones del MI. Las oscilaciones en la potencia activa instantánea a dos veces la frecuencia de alimentación producen vibraciones sobre la carcasa del MI.

La componente de la potencia activa instantánea crece en forma lineal con el desequilibrio de tensión, sobre todo en los MI con rotor de ranuras abiertas.

En los MI con rotor de ranuras abiertas, la componente a $2f_l$ en la potencia producida por el desequilibrio de tensión es prácticamente independiente de la carga del MI. Sin embargo, en el MI con rotor de ranuras cerradas la componente a $2f_l$ depende del estado de carga. En este tipo de MI, para un nivel de desequilibrio dado la pulsación en la potencia es proporcional al estado de carga.

Las pulsaciones en la potencia por el desequilibrio de tensión pueden conducir a un aumento significativo de la velocidad de desplazamiento de las vibraciones del MI. Su efecto sobre las vibraciones puede llevar a un MI a valores que superan los admitidos en la norma para la operación continua.

7.2 Trabajos futuros

Se propone continuar con el estudio de los efectos que producen los problemas de calidad de energía en el desempeño de los MI.

En esta tesis se estudiaron los efectos del desequilibrio de tensión y la distorsión armónica por separado. Por lo tanto, se propone estudiar el efecto combinado de estos problemas de calidad de energía. Algunos resultados preliminares se han presentado en [103]. También resulta de interés analizar los efectos combinados de estos problemas con otros tales como la sub y la sobretensión.

Como las características constructivas del MI pueden modificar su comportamiento ante los problemas de calidad de energía se propone evaluar el efecto de distintos aspectos constructivos o diseño. Específicamente resulta de interés comparar entre MI de alto rendimiento y de rendimiento estándar. Además, resulta de interés estudiar el efecto de los problemas de calidad de energía en el desempeño de MI con diferente factor de servicio.

Se propone también evaluar el efecto de los problemas de calidad de energía sobre las pérdidas en el núcleo del MI. El efecto de problemas como el desequilibrio de tensión o los armónicos de tensión sobre las pérdidas en el núcleo es analizado en varios trabajos, sin embargo, los resultados no conducen a una única conclusión. En estos estudios la principal dificultad se presenta al separar las pérdidas del núcleo de las pérdidas en los conductores. Algunos resultados preliminares se han presentado en [104].

En esta tesis se utilizó el modelo del MI en un referencial qd para analizar el efecto sobre la potencia instantánea cuando se alimenta con tensiones desequilibradas y con distorsión armónica. Los resultados obtenidos son adecuados para MI en los que la impedancia fundamental de secuencia negativa no varía con el estado de carga. Por lo tanto, se propone estudiar en detalle modificaciones sobre el modelo que permitan considerar variaciones en las impedancias.



REFERENCIAS

- [1] De La Rosa F.C., "Harmonics and Power Systems", CRC Press, Taylor & Francis Group. USA. 2006.
- [2] Dugan R., McGranaghan M. y Beaty H., "Electrical Power Systems Quality", Mc Graw Hill. New York 1996.
- [3] Bollen M.H.J.: 'What is power quality?', Electric Power Systems Research, 2003, 66, (1), pp. 5-14
- [4] Gómez Targarona J., "Calidad de Potencia para Usuarios y Empresas Eléctricas" Edigar. Buenos Aires, 2005.
- [5] Muñoz-Moreno A., Compilador "Power Quality Mitigation Technologies in a Distributed Environment" Muñoz-Moreno, A Cap 1 "Introduction" Springer. 2007.
- [6] Asociación Española de Normalización y Certificación (AENOR) UNE-EN 50160:2008 "Características de la tensión suministrada por las redes generales de distribución". España. 2008.
- [7] Decreto 1398/1992 Anexo 1, Reglamentación de la Ley N° 24.065, Capítulo XII Artículo 56, punto b.1.1. Boletín Oficial: 11 de Agosto de 1992.
<http://www.enre.gov.ar/web/bibliotd.nsf/042563ae0068864b04256385005ad0be/682c3422193ee14586256541007dab1b?OpenDocument> (Consultada en junio de 2010).
- [8] Berset A. y Ogara M., "Sistemas accionados por motores eléctricos en observación", Saber Como, Instituto Nacional de Tecnología Industrial (INTI), vol. 85, pp. 3, 2010.
- [9] Fuchs E. F. y Masoum M. A. S., "Power Quality in Power Systems and Electrical Machines", Elsevier/Academic Press. 2008.
- [10] Secretaría de Ciencia; Tecnología e Innovación Productiva del Ministerio de Educación; Ciencia y Tecnología de la Nación, "El Área-Problema-Oportunidad: Competitividad de la Industria y Modernización de sus Métodos de Producción" Plan estratégico nacional de Ciencia, Tecnología e Innovación "Bicentenario" (2006-2010), 2006.
- [11] von Jouanne A. y Banerjee B., "Assessment of voltage unbalance", Power Delivery, IEEE Transactions on, vol.16, no.4, pp.782-790, Oct 2001.
- [12] Eltom A. y Aziz M., "The economics of energy efficient motors during unbalanced voltage conditions", IEEE Power Engineering Society Inaugural Conference and Exposition in Africa 2005, pp.378-384, 11-15 July 2005.

- [13] Siddique A., Yadava G. y Singh B., "Effects of voltage unbalance on induction motors", IEEE International Symposium on Electrical Insulation 2004, Conference Record of the 2004, pp. 26-29, 19-22 Sept. 2004
- [14] Dymond J. y Stranges N., "Operation on Unbalanced Voltage: One Motor's Experience and More", IEEE Transactions on Industry Applications, vol.43, no.3, pp.829-837, May-june 2007.
- [15] Reineri C., Belenguer Balaguer E., Gómez J. y Morcos, M. "Experimental Study Of Induction Motor Behaviour Having Unbalanced Supply," Electric Power Components and Systems, vol. 34, No. 7, pp. 817-829, 2006.
- [16] Springer D., Stolz E.y Wiedenbrug E., "Automated Method to Verify Industry Standards on Derating of a Three-Phase Induction Motor due to Thermal Stress Caused by Voltage Unbalance", IEEE International Symposium on Diagnostics for Electric Machines, Power Electronics and Drives, SDEMPED 2007, pp.407-410, 6-8 Sept. 2007.
- [17] Pillay P., Hofmann P. y Manyage, M. "Derating of Induction Motors Operating With a Combination of Unbalanced Voltages and Over or Undervoltages," IEEE Trans. on Energy Conversion, vol. 17, no. 4, pp. 485-491. 2002.
- [18] Gomez J., Morcos M., Reineri C. y Campetelli G. "Behavior of Induction Motor Due to Voltage Sags and Short Interruptions," IEEE Trans. on Power Delivery, vol. 17, no. 2, pp. 434-440. 2002.
- [19] Lemozy N., Vinson E., y Jurado A., "Estudio del comportamiento de motores sincrónicos ante huecos de tensión" XIV Encuentro Regional Iberoamericano de Cigré (XIV ERIAC).Ciudad del Este, Paraguay, Mayo 2011.
- [20] Waskito F. y Banmongkol C., "Simulation of the voltage sag effects on an induction motor", International Conference on Consumer Electronics, Communications and Networks (CECNet), pp. 731-734. 2011.
- [21] Dorf R., (editor), *The electrical engineering handbook*. CRC Press, 1997.
- [22] Vamvakari A., Kandianis A., Kladas A., Manias S. y Tegopoulos J., "Analysis of Supply Voltage Distortion Effects on Induction Motor Operation," IEEE Trans. on Energy Conversion, vol. 16, no. 3, pp. 209 – 213. 2001.

- [23] Corres J., Bravo J., Arregui F. y Matias, I., "Unbalance and harmonics detection in induction motors using an optical fiber sensor", *Sensors Journal*, IEEE , vol.6, no.3, pp. 605-612, June 2006.
- [24] Bossio G., De Angelo C., Donolo P., Castellino A. y Garcia, G., "Effects of voltage unbalance on IM power, torque and vibrations", in *Diagnostics for Electric Machines, Power Electronics and Drives, SDEMPED 2009*. IEEE International Symposium on, pp. 1-6. 2009.
- [25] ISO 10816-1:1995, "Mechanical vibration- Evaluation of machine vibration by measurements on non-rotating parts – Part I: General guidelines", International Standards Organization, 1995.
- [26] Kostic-Perovic D., Arkan M., y Unsworth P., "Induction motor fault detection by space vector angular fluctuation," in *Industry Applications Conference, 2000. Conference Record of the 2000 IEEE*, pp. 388-394, vol.1, 2000.
- [27] ANSI-NEMA Standard MG1-2003 Motors and Generators, National Electrical Manufacturers Association 2003, revisión 1–2004.
- [28] Pillay P. y Manyage M., "Definitions of Voltage Unbalance". *IEEE Power Engineering Review*. Number 5 Volume 21. Mayo 2001.
- [29] McInroy, J.E. y Legowski, S.R.; "Using power measurements to diagnose degradations in motor drivepower systems: a case study of oilfield pump jacks", *IEEE Trans. on Industry Applications*, Vol. 37 N°. 6, pp. 1574-1581. 2001.
- [30] Singh A., Singh G. y Mitra R., "Some Observations on Definitions of Voltage Unbalance", *39th North American Power Symposium (NAPS '07)*, pp. 473-479. 2007.
- [31] Issouribehere P., Barbero J. y Barbera G., "Estudio comparativo de las diferentes definiciones de los factores de desbalance de tensiones y corrientes en los sistemas trifásicos" XIII Encuentro Regional Iberoamericano de Cigré (XIII ERIAC). Comité C4. Trabajo 12. Puerto Iguazú, Argentina. Mayo 2009.
- [32] IEEE Recommended Practice for Electric Power Distribution for Industrial Plants, *IEEE Std 141-1993*, pp. 1-765, 1994.
- [33] IEEE Standard Test Procedure for Polyphase Induction Motors and Generators, *IEEE Std 112-2004 (Revision of IEEE Std 112-1996)*, pp. 1-79, 2004.

- [34] IEEE Standard Dictionary of Electrical and Electronics Terms, U, IEEE Std 100-2000, 2000.
- [35] IEEE Recommended Practice for Monitoring Electric Power Quality, IEEE Std 1159-2009 (Revision of IEEE Std 1159-1995), pp. c1-81, 2009.
- [36] Policarpo G., de Abreu J. y Eigeles Emanuel, A. "Induction Motors Loss Of Life Due To Voltage Imbalance And Harmonics: A Preliminary Study" "Harmonics and Quality of Power, 2000. Proceedings". Ninth International Conference on Vol. 1, pp.75 – 80, 1-4 Oct. 2000.
- [37] Gnacinski P., "Effect of unbalanced voltage on windings temperature, operational life and load carrying capacity of induction machine", Energy Conversion and Management, vol. 49, pp. 761-770, 2008.
- [38] Fortescue, C.L., "Method of Symmetrical Co-Ordinates Applied to the Solution of Polyphase Networks", American Institute of Electrical Engineers, Transactions of the, XXXVII, vol. 2, pp. 1027-1140, 1918.
- [39] Gnacinski P., "Derating of an induction machine under voltage unbalance combined with over or undervoltages", Energy Conversion and Management, vol. 50, pp. 1101-1107, 2009.
- [40] CENELEC European Standard, EN 50160:2007 "Voltage characteristics of electricity supplied by public distribution systems". CENELEC TC X8.2007.
- [41] Apsley J., "Derating of Multiphase Induction Machines Due to Supply Imbalance", IEEE Transactions on Industry Applications, vol. 46, pp. 798-805, 2009.
- [42] Yun J., Cho J., Lee S., y Yoo J., "Online Detection of High-Resistance Connections in the Incoming Electrical Circuit for Induction Motors", IEEE Transactions on Industry Applications, vol. 45, pp. 694-702, 2009.
- [43] Yun J., Lee K., Lee K. W., Lee S., y Yoo J., "Detection and Classification of Stator Turn Faults and High-Resistance Electrical Connections for Induction Machines", IEEE Transactions on Industry Applications, vol. 45, pp. 666-675, 2009.
- [44] Faiz J., Ebrahimpour H. y Pillay P., "Influence of unbalanced voltage on the steady-state performance of a three-phase squirrel-cage induction motor", IEEE Trans. on Energy conversion, vol. 4, no. 19, pp. 657-662. 2004.

- [45] Faiz J., Ebrahimipour H., "Precise derating of three phase induction motors with unbalanced voltages," *Energy Conversion and Management*, vol. 48, pp. 2579-2586, 2007.
- [46] Gnacinski P., "Windings Temperature and Loss of Life of an Induction Machine Under Voltage Unbalance Combined With Over- or Undervoltages," *IEEE Trans. on Energy conversion*, vol. 23, pp. 363-371, 2008.
- [47] Pillay P., Hofmann P. y Manyage M., "Derating of Induction Motors Operating With a Combination of Unbalanced Voltages and Over or Undervoltages," *IEEE Trans. on Energy Conversion*, Vol. 17, No. 4, pp. 485-491. 2002.
- [48] Arkan M., Kostic-Perovic D. y Unsworth P., "Closed rotor slot effect on negative sequence impedance [in induction motors]", *Industry Applications Conference, 2001. Thirty-Sixth IAS Annual Meeting. Conference Record of the 2001 IEEE* , vol.2, no., pp.751-753 vol.2, 30 Sep-4 Oct 2001.
- [49] Reed H. y Koopman R., "Induction Motors on Unbalanced Voltages", *Transactions of the American Institute of Electrical Engineers*, vol. 55, pp. 1206-1213, 1936.
- [50] Williams J., "Operation of 3-Phase Induction Motors on Unbalanced Voltages", *Power Apparatus and Systems, Part III. Transactions of the American Institute of Electrical Engineers* , vol.73, no.1, pp.125-133, Jan. 1954.
- [51] Gafford B. , Duesterhoeft W. y Mosher C., "Heating of Induction Motors on Unbalanced Voltages", *Power Apparatus and Systems, Part III. Transactions of the American Institute of Electrical Engineers*, vol. 78, pp. 282-286, 1959.
- [52] Xu Y., Tolbert L., Kueck J. y Rizy D. "Voltage and current unbalance compensation using a static var compensator", *Power Electronics, IET*, vol. 3, pp. 977-988, 2010.
- [53] Akagi H., Watanabe, E. y Aredes, M., *Instantaneous power theory and applications to power conditioning: Wiley*, 2007.
- [54] Mukundan T. y Kundu P., "Method of reducing the effect of supply unbalance on induction motors", *Power Engineering Review, IEEE*, vol. 20, pp. 70-71, 2000.
- [55] Berndt M. y Schmitz N., "Derating of Polyphase Induction Motors Operated with Unbalanced Line Voltages", *Power Apparatus and Systems, Part*

- III. Transactions of the American Institute of Electrical Engineers, vol. 81, pp. 680-683, 1963.
- [56] Rao, N y Rao P. "Rerating Factors of Polyphase Induction Motors Under Unbalanced Line Voltage Conditions". IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. 87, no. 1, pp 240-249, 1968.
- [57] Kersting W. y Phillips W. "Phase Frame Analysis of the Effects of Voltage Unbalance on Induction Machines" IEEE Transaction Industry Applications, vol. 33, no. 2, pp. 415-420, Mar/Apr. 1997.
- [58] Ching-Yin L., "Effects of unbalanced voltage on the operation performance of a three-phase induction motor", IEEE Transaction on Energy Conversion, vol.14, no.2, pp.202-208, Jun 1999.
- [59] Anwari M. y Hiendro A., "New Unbalance Factor for Estimating Performance of a Three-Phase Induction Motor With Under- and Overvoltage Unbalance", IEEE Transactions on Energy conversion, vol. 25, pp. 619-625, 2010.
- [60] Wang, Y. "Analysis of effects of three-phase voltage unbalance on induction motors with emphasis on the angle of the complex voltage unbalance factor", IEEE transactions on Energy conversion, vol. 16, pp. 270-275, 2001.
- [61] Wang Y.-J., "An analytical study on steady-state performance of an induction motor connected to unbalanced three-phase voltage", Power Engineering Society Winter Meeting, vol. 1, pp. 159-164, 2000.
- [62] Doggett L. y Queer E., "Induction Motor Operation With Non-Sinusoidal Impressed Voltage", Transactions of the American Institute of Electrical Engineers, vol. 48, pp. 1217-1220, 1929.
- [63] Cummings P., "Estimating Effect of System Harmonics on Losses and Temperature Rise of Squirrel-Cage Motors", IEEE Transactions on Industry Applications, vol. IA-22, pp. 1121-1126, 1986.
- [64] Ching-Yin Lee y Wei-Jen Lee, "Effects of nonsinusoidal voltage on the operation performance of a three-phase induction motor", IEEE Transaction on Energy Conversion, vol.14, no.2, pp.193-201, Jun 1999.
- [65] Reineri C., "Armónicos en sistemas eléctricos: fundamentos y análisis", Editorial de la Fundación Universidad Nacional de Río Cuarto. Argentina. 2005.

- [66] Singh G., "A research survey of induction motor operation with non-sinusoidal supply wave forms", *Electric Power Systems Research*, vol. 75, pp. 200-213, 2005.
- [67] Gnacinski P., "Effect of power quality on windings temperature of marine induction motors: Part I: Machine model", *Energy Conversion and Management*, vol. 50, pp. 2463-2476, 2009.
- [68] Gnacinski P., Mindykowski J. y Tarasiuk T., "Effect of power quality on windings temperature of marine induction motors. Part II: Results of investigations and recommendations for related regulations", *Energy Conversion and Management*, vol. 50, pp. 2477-2485, 2009.
- [69] IEEE Recommended Practices and Requirements for Harmonic Control in Electrical Power Systems, IEEE Std 519-1992. 1993.
- [70] Donolo P., Bossio G. y De Angelo C., "Analysis of Voltage Unbalance Effects on Induction Motors with Open and Closed Slot" *Energy Conversion and Management*, Elsevier Editorial System, vol. 52, no. 5, pp. 2024-2030, 2011.
- [71] Donolo P., Bossio G., De Angelo C. y García G., "Análisis de los efectos del desequilibrio de tensión en el motor de inducción", XIII Reunión en Procesamiento de la Información y Control (RPIC'09), Facultad de Ciencias Exactas, Ingeniería y Agrimensura de la Universidad Nacional de Rosario, Rosario, Argentina. 16 al 18 de Setiembre de 2009.
- [72] Donolo P., Bossio G., Castellino A. y García G. "Estimación de la Carga Admisible en Motores con Desbalance de Tensión", XXIº Congreso Argentino de Control Automático. AADECA 2008, pp A060, Buenos Aires, Argentina, 1 al 3 de Septiembre, 2008.
- [73] Donolo P., Bossio G., Castellino A. y García G. "Estimación de la carga admisible en motores con desbalance de tensión". *Ingeniería Eléctrica*, Editorial Editores SRL., Año 21, N° 230 págs 100-110. Marzo de 2009.I.S.S.N.:16675169. Extraído del AADECA 2008.
- [74] Donolo P., Bossio G., Bossio J., Castellino A. y De Angelo C., "Carga admisible en motores de inducción alimentados con tensiones distorsionadas" XXIIº Congreso Argentino de Control Automático. AADECA 2010, Trabajo AF003441, Buenos Aires, Argentina, 31 de agosto y 1 de Septiembre, 2010.
- [75] Donolo P., Bossio G., Bossio J., Castellino A. y De Angelo C., "Carga admisible en motores de inducción alimentados con tensiones distorsionadas"

Revista Ingeniería Eléctrica, Editorial Editores SRL. Diciembre de 2011, Año 24, N° 261 págs 84-92. I.S.S.N.: 16675169. Extraído de XXII° Congreso Argentino de Control Automático. AADECA 2010 y reeditado para la revista Ingeniería Eléctrica, Editorial Editores SRL.

- [76] Fuchs E., Roesler D. y Masoum M., "Are harmonic recommendations according to IEEE and IEC too restrictive?" IEEE Transactions on Power Delivery, vol. 19, pp. 1775-1786, 2004.
- [77] Sen, P. y Landa, H, "Derating of induction motors due to waveform distortion", IEEE Transactions on Industry Applications, vol.26, no.6, pp.1102-1107, Nov/Dec 1990.
- [78] Fuchs E., Roesler D. y Kovacs K., "Aging of Electrical Appliances Due to Harmonics of the Power System's Voltage", IEEE Transactions on Power Delivery, vol. 1, pp. 301-307, 1986.
- [79] Escobar Martinez, J. y de la Rosa, F., "Shaft torsional vibration due to non-linear loads in low capacity turbine units", IEEE *Power Engineering Society Summer Meeting*, vol.3, pp. 1403-1408, 2001.
- [80] Wiedenbrug E., Ramme A., Matheson E., von Jouanne A. y Wallace A., "Modern on-line testing of induction motors for predictive maintenance and monitoring", Pulp and Paper Industry Technical Conference, pp. 163-168, 2001.
- [81] Novotny D. y Lipo T., "Vector control and dynamics of AC drives", Clarendon Press, 1996.
- [82] Krause P., Wasynczuk O. y Sudhoff S. "Analysis of Electric Machinery", IEEE Press, 1995.
- [83] Krishnan R., *Electric Motor Drives: Modeling, Analysis, and Control*: Prentice Hall, 2001.
- [84] Zhou P., J. Gilmore, Z. Badics y Z. Cendes, "Finite Element Analysis of Induction Motors Based on Computing Detailed Equivalent Circuit Parameters", IEEE Transactions on Magnetics. Vol. 34. N°5. 1998.
- [85] Sonnaillon M., G. Bisheimer, C. De Angelo y G. García. "Automatic Induction Machine Parameters Measurement Using Standstill Frequency-Domain Tests". *Electric Power Applications, IET*. Vol.1. N°5. pp.833-838. 2007.

- [86] Langraf S. y Chernyshev A., "The Calculation of Parameters for Equivalent Circuit of Induction Motor on Basis of Catalogue Data". Modern Technique and Technologies. Toms Polytechnic University 2001.
- [87] Haque, M., "Determination of NEMA Design Induction Motor Parameters From Manufacturer Data," IEEE Transactions on Energy Conversion, vol. 23, no. 4, pp.997-1004, Dec. 2008.
- [88] Fitzgerald, A., Kingsley, C. Jr. y Umans, S., Máquinas Eléctricas, 6th Edition. McGraw-Hill. 2004.
- [89] Agarwal P. y Alger P., "Saturation Factors for Leakage Reactance of Induction Motors", Transactions of the American Institute of Electrical Engineers Power Apparatus and Systems, Part III., vol. 79, pp. 1037-1042, 1960.
- [90] Boglietti A., Cavagnino A. y Lazzari M., "Modelling of the closed rotor slot effects in the induction motor equivalent circuit", 18th International Conference on Electrical Machines (ICEM 2008), 2008, pp. 1-4, 2008.
- [91] Giaccone, S., Bossio G. y García G., "Análisis de las corrientes del motor de inducción con falla en el estator". XIX Congreso Argentino de Control Automático, AADECA 2004. Buenos Aires, Argentina. 30 de Agosto al 1 de Septiembre 2004.
- [92] Degner M., "Flux, Position, and Velocity Estimation in AC Machines Using Carrier Signal Injection". Tesis de Doctorado. University of Wisconsin-Madison. 1998.
- [93] Rodríguez Pozueta, M "Pares adicionales debidos a los armónicos en el tiempo". Universidad de Cantabria. España.
http://personales.unican.es/rodrigma/PDFs/armon_temp_asincronas.pdf (página consultada en junio de 2010)
- [94] Langdorf, A "Teoría de las Máquinas de Corriente Alterna" McGraw Hill. México, 1970.
- [95] Bossio G., De Angelo C. y García G. "Efecto del Desbalance de Tensión en la Potencia Activa Instantánea de los Motores de Inducción". XII Reunión de Trabajo en Procesamiento de la Información y Control. Río Gallegos. Argentina. Octubre de 2007.
- [96] Bossio G., De Angelo C., Donolo P. y García G. "Diagnóstico de desbalance de tensión en los motores de inducción mediante análisis de

- vibraciones”. En la XII Reunión de Trabajo en Procesamiento de la Información y Control (RPIC), Río Gallegos. Argentina. Octubre de 2007.
- [97] Castellino A., De Angelo C., Bossio G. y García G., “Diagnóstico de Fallas en Rodamientos de Motores Eléctricos empleando Redes Neuronales”, XXIº Congreso Argentino de Control Automático. AADECA 2008, Buenos Aires, Argentina. 2008.
- [98] Trajin, B., Regnier J. y Faucher J. “Comparison between vibration and stator current analysis for the detection of bearing faults in asynchronous drives”, *Electric Power Applications, IET*, vol. 4, pp. 90-100, 2010.
- [99] Girdhar, P., *Practical Machinery Vibration Analysis and Predictive Maintenance*, Elsevier, 2004.
- [100] Liang B., Iwnicki S. y Ball A., “Asymmetrical Stator and Rotor Faulty Detection Using Vibration, Phase Current and Transient Speed Analysis”, *Mechanical Systems and Signal Processing*, vol. 17, no. 4, pp. 857-869, 2003.
- [101] Cabanas M., Melero M., Orcajo G., Cano Rodríguez J. y Sariego S., *Técnicas para el mantenimiento y diagnóstico de máquinas eléctricas rotativas*. Marcombo, 1998.
- [102] Pezzani C., Donolo P., Bossio G., Donolo M., Guzmán A. y Zocholl S., “Detecting Broken Bars With Zero-Settings Protection” 38th Annual Western Protective Relay Conference. Washington State University, Spokane, WA. USA. 18 al 20 de Octubre de 2011.
- [103] Donolo P., Bossio G., y De Angelo C., “Demérito en motores de inducción por armónicos y desequilibrio de tensión” XIV Encuentro Regional Iberoamericano de Cigré (XIV ERIAC). Comité A1. Trabajo 04. Ciudad del Este, Paraguay. Mayo 2011.
- [104] Donolo P., Bossio G., Pezzani C. y De Angelo C., “Pérdidas en el núcleo del motor de inducción con desequilibrio de tensión”, en evaluación para su presentación en la XIV Reunión en Procesamiento de la Información y Control (RPIC 2011), Universidad Nacional de Entre Ríos, Oro Verde, Entre Ríos, Argentina. 16 al 18 de Noviembre de 2011.

72669

U.N.R.C.
Biblioteca Central



72669