



UNIVERSIDAD POLITÉCNICA SALESIANA

SEDE CUENCA

CARRERA DE ELECTRICIDAD

**“MODELACIÓN HÍBRIDA ELECTRO-TÉRMICA DE
MÁQUINAS DE INDUCCIÓN MEDIANTE ATP-EMTP”**

Trabajo de titulación previo a la obtención del
título de Ingeniero Eléctrico

AUTORES: ANDERSON MARTIN MALDONADO MORA
BILL JOE MALDONADO CHICA

TUTOR: ING. JOSÉ MANUEL ALLER CASTRO, Ph.D

Cuenca - Ecuador

2026

CERTIFICADO DE RESPONSABILIDAD Y AUTORÍA DEL TRABAJO DE TITULACIÓN

Nosotros, Anderson Martin Maldonado Mora con documento de identificación N° 0705636884 y Bill Joe Maldonado Chica con documento de identificación N° 0150968477 manifestamos que:

Somos los autores y responsables del presente trabajo; y, autorizo a que sin fines de lucro la Universidad Politécnica Salesiana pueda usar, difundir, reproducir o publicar de manera total o parcial el presente trabajo de titulación.

Cuenca, 30 de enero del 2026

Atentamente,



Anderson Martin Maldonado Mora
0705636884



Bill Joe Maldonado Chica
0150968477

**CERTIFICADO DE CESIÓN DE DERECHOS DE AUTOR DEL
TRABAJO DE TITULACIÓN A
LA UNIVERSIDAD POLITÉCNICA SALESIANA**

Nosotros, Anderson Martin Maldonado Mora con documento de identificación N° 0705636884 y Bill Joe Maldonado Chica con documento de identificación N° 0150968477, expresamos nuestra voluntad y por medio del presente documento cedemos a la Universidad Politécnica Salesiana la titularidad sobre los derechos patrimoniales en virtud de que somos autores del Proyecto técnico: “Modelación híbrida electro-térmica de máquinas de inducción mediante ATP-EMTP”, el cual ha sido desarrollado para optar por el título de: Ingeniero Eléctrico, en la Universidad Politécnica Salesiana, quedando la Universidad facultada para ejercer plenamente los derechos cedidos anteriormente.

En concordancia con lo manifestado, suscribimos este documento en el momento que hacemos la entrega del trabajo final en formato digital a la Biblioteca de la Universidad Politécnica Salesiana.

Cuenca, 30 de enero del 2026

Atentamente,



Anderson Martin Maldonado Mora
0705636884



Bill Joe Maldonado Chica
0150968477

CERTIFICADO DE DIRECCIÓN DEL TRABAJO DE TITULACIÓN

Yo, José Manuel Aller Castro con documento de identificación N° 0151561800, docente de la Universidad Politécnica Salesiana, declaro que bajo mi tutoría fue desarrollado el trabajo de titulación: "MODELACIÓN HÍBRIDA ELECTRO-TÉRMICA DE MÁQUINAS DE INDUCCIÓN MEDIANTE ATP-EMTP", realizado por Anderson Martin Maldonado Mora con documento de identificación N° 0705636884 y por Bill Joe Maldonado Chica con documento de identificación N° 0150968477, obteniendo como resultado final el trabajo de titulación bajo la opción Proyecto técnico que cumple con todos los requisitos determinados por la Universidad Politécnica Salesiana.

Cuenca, 30 de enero del 2026

Atentamente,



PhD. Ing. José Manuel Aller Castro
0151561800

AGRADECIMIENTOS

Agradezco profundamente a mi familia por el apoyo constante y la confianza depositada en mí, fundamentales para continuar y culminar mi proceso de formación académica. De manera especial, a mi madre, quien ha estado a mi lado en cada momento, brindándome apoyo incondicional, fortaleza y motivación para seguir adelante. Asimismo, a la memoria de mi padre, quien, aunque ya no está físicamente, fue el principal impulso para que iniciara este camino profesional y cuya enseñanza y ejemplo continúan guiando mis pasos.

A Dios, por brindarme fuerza y valor para seguir adelante, por concederme salud y por ser mi guía constante a lo largo de este proceso.

Al Ing. José Manuel Aller, por la paciencia, la orientación y los conocimientos compartidos durante el desarrollo de este proyecto, los cuales fueron fundamentales para resolver dificultades y avanzar de manera significativa a lo largo de la tesis.

Finalmente, agradezco a mis compañeros, por su apoyo y colaboración, aportando cada uno con su esfuerzo y haciendo de este proceso una experiencia enriquecedora.

Anderson Martin Maldonado Mora

Agradezco a mi familia por el apoyo constante y la confianza depositada en mí, fundamentales para continuar y culminar mi proceso de formación académica.

A Dios, por brindarme fuerza y valor para seguir adelante, por concederme salud y ser mi guía en este camino.

Al Ing. José Manuel Aller, por la paciencia, las enseñanzas y los conocimientos compartidos durante el desarrollo de este proyecto técnico.

Agradezco a mis compañeros, por su apoyo y colaboración, aportando cada uno con su esfuerzo y haciendo de este proceso una experiencia agradable.

Bill Joe Maldonado Chica

DEDICATORIA

Dedico el presente proyecto técnico a mis padres, Roque Samuel Maldonado Salinas y María Piedad Mora Aguilar, quienes han sido pilares fundamentales a lo largo de mi formación universitaria. A mi madre, por su amor, apoyo incondicional y por acompañarme en cada momento de este camino, brindándome fortaleza y motivación para no rendirme. A la memoria de mi padre, quien, aunque ya no se encuentra físicamente, fue el principal impulso para que iniciara mis estudios en Ingeniería Eléctrica, y cuyo ejemplo, enseñanzas y confianza continúan guiando mi vida y mis decisiones.

De igual manera, dedico este logro a Dios, por concederme salud, fortaleza y sabiduría, por estar presente en los momentos en que más lo he necesitado y por ser mi guía constante en cada etapa de mi vida, permitiéndome alcanzar los objetivos que hoy se ven reflejados en este trabajo.

Asimismo, expreso mi sincero agradecimiento al Ing. José Manuel Aller Castro, cuyo conocimiento, orientación y respaldo fueron fundamentales durante el desarrollo de este proyecto. Valoro profundamente el tiempo, la dedicación y los consejos brindados, los cuales fueron clave para superar los desafíos presentados a lo largo del proceso.

Finalmente, dedico este logro a la vida, por las valiosas enseñanzas adquiridas durante mi experiencia universitaria, las cuales permanecerán conmigo. De igual forma, agradezco a mis amigos y compañeros que, de una u otra manera, estuvieron presentes en los momentos difíciles, demostrando que el compañerismo y el apoyo sincero pueden convertirse en una importante fuente de fortaleza.

Anderson Martin Maldonado Mora

Quiero dedicar el presente proyecto técnico a mis padres, Juan Maldonado e Irene Chica, quienes han sido uno de los pilares fundamentales a lo largo de mi formación universitaria. Su apoyo incondicional desde el inicio de este camino, así como sus constantes palabras de aliento, me han permitido perseverar y avanzar con determinación en cada etapa de mi carrera.

De igual manera, este logro es gracias a Dios por concederme salud, fortaleza y guía en cada paso de mi vida, y por brindarme la protección necesaria para alcanzar los objetivos que hoy se ven reflejados en este trabajo.

Asimismo, expreso mi sincero agradecimiento al Ing. José Manuel Aller Castro, cuyo conocimiento, orientación y respaldo fueron fundamentales durante el desarrollo de este proyecto. Valoro profundamente el tiempo y los consejos que nos brindó en los momentos más decisivos, los cuales fueron clave para superar los desafíos presentados a lo largo del proceso.

Finalmente, dedico a la vida por las valiosas enseñanzas adquiridas durante mi experiencia universitaria, las cuales permanecerán conmigo. De igual forma, agradezco a los amigos que, de una u otra manera, fueron esenciales en los momentos difíciles, demostrando que, incluso en la adversidad, el compañerismo y la alegría pueden convertirse en una fuente de fortaleza.

Bill Joe Maldonado Chica

RESUMEN

El presente trabajo desarrolla un modelo híbrido electro-térmico de la máquina de inducción trifásica implementado en la herramienta de simulación ATP-EMTP y su entorno gráfico ATPDraw. El modelo eléctrico se basa en la metodología Voltaje Behind Reactance (VBR), permite representar el comportamiento dinámico de la máquina mediante un circuito equivalente cuyos parámetros dependen del estado de operación.

El modelo térmico de segundo orden se integra al modelo eléctrico a través de una estructura de acoplamiento electro-térmico, donde las variables eléctricas obtenidas del modelo VBR influyen en la evolución de la temperatura del estator y del rotor, y a su vez, la temperatura modifica los parámetros eléctricos de la máquina. El modelo propuesto es evaluado bajo diferentes condiciones de carga, considerando tanto regímenes de carga constante como escenarios de carga variable.

Los resultados obtenidos permiten analizar de manera conjunta el comportamiento eléctrico y térmico de la máquina de inducción, demostrando la viabilidad del modelo híbrido desarrollado en ATP-EMTP para el estudio de condiciones dinámicas de operación.

ABSTRACT

This work develops a hybrid electro-thermal model of the three-phase induction machine implemented in the ATP-EMTP simulation tool and its ATPDraw graphical environment. The electrical model is based on the Voltage Behind Reactance (VBR) methodology, which allows the dynamic behavior of the machine to be represented by an equivalent circuit whose parameters depend on the operating state.

The second-order thermal model is integrated into the electrical model through an electro-thermal coupling structure, where the electrical variables obtained from the VBR model influence the evolution of the stator and rotor temperatures, and in turn, the temperature modifies the electrical parameters of the machine. The proposed model is evaluated under different load conditions, considering both constant load regimes and variable load scenarios.

The results obtained allow for a joint analysis of the electrical and thermal behavior of the induction machine, demonstrating the viability of the hybrid model developed in ATP-EMTP for the study of dynamic operating conditions.

PALABRAS CLAVES TEMÁTICAS

Entorno gráfico ATPDraw

Modelo VBR

Modelo térmico

Condiciones dinámicas de operación

ÍNDICE

1	Objetivos	5
1.1	Objetivo General	5
1.2	Objetivos Específicos	5
1.3	Alcance	5
1.4	Metodología	6
2	Marco Teórico	7
2.1	Máquina de Inducción	7
2.1.1	Componentes principales	7
2.1.1.1	Estator	7
2.1.1.2	Rotor	8
2.1.2	Principio de funcionamiento	8
2.1.3	Modelado eléctrico de la máquina de inducción	9
2.1.3.1	Modelo de la MI en coordenadas primitivas	9
2.1.3.2	Modelo de la MI en vectores espaciales	12
2.1.3.3	Modelo VBR de la MI	14
2.1.3.4	Extensiones y mejoras del modelo VBR	18
2.1.4	Modelo térmico de la MI	18
2.1.4.1	Identificación de las fuentes térmicas del modelo	20
2.1.4.2	Parámetros del modelo térmico	21
2.1.5	Modelo híbrido de la máquina de inducción	23
3	Implementación del Modelo híbrido en ATP-EMTP	25
3.1	Modelación eléctrica de la MI	25
3.1.1	Desarrollo del modelo VBR en ATP-EMTP	25
3.1.2	Intercambio de variables entre el circuito eléctrico y el bloque MODELS	27
3.1.3	Parámetros eléctricos del modelo	28
3.1.4	Verificación del modelo eléctrico	32
3.2	Modelación térmica de la MI	34
3.2.1	Identificación y replicación de los parámetros térmicos	34
3.2.2	Desarrollo del modelo térmico en ATP-EMTP	36
3.2.3	Adecuación de la escala temporal del modelo térmico	38
3.2.4	Definición de parámetros y condiciones de simulación	40
3.2.5	Verificación del modelo térmico	41
3.3	Modelación híbrida electro-térmica en ATP-EMTP	44
3.3.1	Estructura global del modelo híbrido	44
3.3.2	Ajuste de la escala temporal para la simulación híbrida	46
3.3.3	Implementación del modelo eléctrico en el esquema híbrido	50

3.3.3.1	Circuito eléctrico del modelo VBR en el esquema híbrido	50
3.3.3.2	Bloque MODELS del modelo eléctrico en el esquema híbrido	52
3.3.4	Implementación del modelo térmico en el esquema híbrido	56
3.3.4.1	Circuito térmico equivalente en el esquema híbrido	56
3.3.4.2	Bloque MODELS del modelo térmico en el esquema híbrido	57
3.3.5	Configuración de escenarios de operación y perfiles de carga	61
3.3.5.1	Perfil de carga tipo S6	61
3.3.5.2	Escalado temporal del perfil de carga	62
3.3.5.3	Implementación del bloque MODELS de carga	62
4	Resultados	65
4.0.1	Escenario S1: operación a par nominal constante	65
4.0.1.1	Par mecánico aplicado	65
4.0.1.2	Respuesta eléctrica: corrientes RMS	65
4.0.1.3	Pérdidas eléctricas	66
4.0.1.4	Respuesta térmica	66
4.0.1.5	Resistencia equivalente	66
4.0.2	Escenario S6: ciclo de carga variable	67
4.0.2.1	Par mecánico aplicado	67
4.0.2.2	Respuesta eléctrica: corrientes RMS	67
4.0.2.3	Pérdidas eléctricas	68
4.0.2.4	Respuesta térmica	68
4.0.2.5	Resistencia equivalente	69
4.0.3	Escenario S6–S1: transición entre regímenes de operación	69
4.0.3.1	Par mecánico aplicado	69
4.0.3.2	Respuesta eléctrica: corrientes RMS	70
4.0.3.3	Pérdidas eléctricas	70
4.0.3.4	Respuesta térmica	71
4.0.3.5	Resistencia equivalente	71
5	Análisis de resultados	73
5.1	Análisis del escenario S1: Par nominal constante	73
5.2	Análisis del escenario S6: Carga variable	74
5.3	Análisis del escenario S6–S1: Transición a par nominal	75
5.4	Discusión global del comportamiento híbrido	76
6	CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES	77
6.1	Conclusiones	77
6.2	Recomendaciones	78
	ANEXO A. Algoritmo auxiliar en MATLAB	84

ÍNDICE DE FIGURAS

2.1	Máquina de inducción trifásica.	8
2.2	Diagrama esquemático de las bobinas de una MI trifásica en el rotor y estator.	10
2.3	Modelo circuital de la MI en vectores espaciales [1].	12
2.4	Modelo dinámico VBR de la MI en ATPDraw.	15
2.5	Modelo térmico de segundo orden de la MI.	19
3.1	Implementación del modelo VBR de la máquina de inducción en el entorno ATPDraw.	26
3.2	Parámetros eléctricos definidos en el bloque MODELS del modelo VBR.	30
3.3	Ingreso de parámetros eléctricos y cálculo de magnitudes derivadas en el modelo VBR.	31
3.4	Ingreso del par mecánico nominal mediante un bloque TACS-FORTRAN.	32
3.5	Bloque RMS empleado para el cálculo del valor eficaz de la corriente de fase.	33
3.6	Evolución temporal de la corriente eficaz de fase I_{arms}	33
3.7	Respuesta dinámica de la velocidad mecánica del motor.	34
3.8	Implementación del modelo térmico de la máquina de inducción en el entorno ATPDraw	37
3.9	Parámetros en el bloque MODELS del modelo térmico	40
3.10	Ingreso de parámetros y condiciones de simulación del modelo térmico	41
3.11	Respuesta térmica del modelo a 30 Hz sin adecuación temporal.	42
3.12	Respuesta térmica del modelo a 30 Hz con adecuación temporal aplicada.	43
3.13	Valores finales de temperatura relativa obtenidos en la simulación a 30 Hz.	44
3.14	Modelo híbrido electro-térmico de la máquina de inducción.	45
3.15	Respuesta térmica obtenida en el esquema híbrido sin aplicar ajuste de escala temporal al modelo eléctrico.	46
3.16	Configuración de la frecuencia de alimentación del modelo eléctrico.	47
3.17	Parámetros eléctricos ajustados para el escalamiento temporal del modelo eléctrico.	48
3.18	Velocidad mecánica del modelo eléctrico con ajuste de escala temporal.	49
3.19	Corriente RMS del modelo eléctrico con ajuste de escala temporal.	49
3.20	Circuito eléctrico del modelo VBR en el esquema híbrido implementado en ATPDraw	50
3.21	Elemento resistivo dependiente de temperatura implementado mediante TACS	51
3.22	Configuración del componente TACSRES	51
3.23	Bloque MODELS del modelo eléctrico VBR en el esquema híbrido	52

3.24	Bloques RMS utilizados para la obtención de las corrientes efectivas del estator y del rotor	54
3.25	Circuito térmico equivalente de segundo orden implementado en AT-PDraw	56
3.26	Bloque MODELS del modelo térmico en el esquema híbrido	57
3.27	Bloque MODELS de la carga variable	61
3.28	Parámetros de configuración del modelo de carga variable tipo S6 . . .	62
4.1	Corrientes RMS del estator y rotor en el escenario S1	65
4.2	Pérdidas eléctricas en el escenario S1	66
4.3	Temperaturas del estator y rotor en el escenario S1	66
4.4	Evolución de la resistencia equivalente en el escenario S1	67
4.5	Par mecánico aplicado en el escenario S6	67
4.6	Corrientes RMS del estator y rotor en el escenario S6	68
4.7	Pérdidas eléctricas en el escenario S6	68
4.8	Temperaturas del estator y rotor en el escenario S6	69
4.9	Evolución de la resistencia equivalente en el escenario S6	69
4.10	Par mecánico aplicado en el escenario S6–S1	70
4.11	Corrientes RMS del estator y rotor en el escenario S6–S1	70
4.12	Pérdidas eléctricas en el escenario S6–S1	71
4.13	Temperaturas del estator y rotor en el escenario S6–S1	71
4.14	Evolución de la resistencia equivalente en el escenario S6–S1	72

Índice de tablas

3.1	Datos eléctricos y mecánicos del motor de inducción.	29
3.2	Comparación de parámetros térmicos del modelo térmico equivalente	36
1	Áreas del Trabajo de Grado	94

GLOSARIO

ATP-EMTP Alternative Transients Program-ElectroMagnetic Transients Program.

ATPDraw Intertfaz gráfica del programa ATP-EMTP.

EMTP ElectroMagnetic Transients Program.

FORTTRAN Formula Translation.

MATLAB Herramienta de programación.

MI Máquina de inducción.

MODELS Multi-domain Object-oriented Discrete Event Simulation.

NEMA National Electrical Manufacturers Association.

RC circuito resistivo-capacitivo.

RMS valor efectivo, Root Mediam Square.

TACS Transient Analysis of Controllable Systems.

TACSRES Resistor programable mediante TACS en ATP-EMTP.

VBR Voltage behind reactance.

RESUMEN

El trabajo de titulación desarrolla un modelo híbrido electro-térmico de una máquina de inducción trifásica, implementado en el entorno de simulación [ATP-EMTP](#) mediante su interfaz gráfica [ATPDraw](#). El modelo eléctrico se fundamenta en la técnica de modelado Voltaje Behind Reactance ([VBR](#)), mientras que el comportamiento térmico se representa a través de un modelo térmico equivalente de segundo orden. El enfoque propuesto permite analizar de forma conjunta la respuesta eléctrica y térmica de la máquina bajo diferentes condiciones de operación, incluyendo escenarios de carga constante y carga variable. Los resultados obtenidos evidencian la aplicabilidad del modelo desarrollado para el estudio de regímenes dinámicos de funcionamiento.

Palabras clave: Modelado VBR, modelo térmico equivalente, carga variable, carga constante, regímenes dinámicos de funcionamiento.

INTRODUCCIÓN

En este proyecto se desarrolla la modelación híbrida electro-térmica de la máquina de inducción trifásica integrando un modelo eléctrico basado en la técnica [VBR](#) con un modelo térmico equivalente de segundo orden empleando la herramienta de simulación [ATP-EMTP](#).

En el siglo XIX, la máquina de inducción surgió como una solución a los problemas de transmisión provocados por la corriente continua *DC*, siendo desarrollada por el reconocido ingeniero Nikola Tesla [1]. Opera bajo el principio de transformación de energía electromecánica, lo que la ha convertido en una de las más utilizadas en la industria [2]. La popularidad de esta máquina se debe a la facilidad de construcción, gran robustez ante condiciones de trabajo exigentes y baja tasa de fallas, además de su capacidad para operar en entornos extremos [3].

A lo largo del tiempo, las máquinas de inducción han sido objeto de diversas innovaciones impulsadas por la necesidad de mejorar su eficiencia energética, rendimiento y adaptabilidad. Estos avances han incluido cambios en su diseño, como la reducción de peso, el uso de nuevos materiales, la disminución de pérdidas energéticas y el aumento del par sin necesidad de ventilación forzada. Gracias a ello, estas máquinas han evolucionado para responder a los requerimientos tecnológicos actuales y mantener su relevancia en aplicaciones industriales modernas [4].

A principios del siglo XX, comenzó el modelado de máquinas de inducción en función de la finalidad y precisión requeridas. Existen tres enfoques principales para este proceso: el método de elementos finitos [5], el circuito magnético equivalente [6] y el circuito eléctrico acoplado [7]. Estas técnicas han dado lugar a modelos de propósito general, ampliamente utilizados en la industria y la academia para el análisis y diseño de máquinas de inducción.

En su investigación [8], Liwei Wang propuso el modelo de Tensión Detrás de la Reactancia, denominado [VBR](#) por sus siglas en inglés *Voltage Behind Reactance*, el cual se clasifica dentro de los modelos basados en circuitos eléctricos acoplados. Entre los diversos métodos desarrollados, un concepto fundamental ha sido la transformación de las variables físicas *abc* de la máquina en variables ficticias *dq* [9], mediante sistemas de referencia rotatorios, ya sean estacionarios, del rotor o síncronos.

Entre las técnicas modernas de modelado, el método de vectores espaciales ha demostrado ser una herramienta eficaz para representar sistemas eléctricos y magnéticos en máquinas de inducción [10, 11, 12]. Este enfoque facilita la formulación de las ecuaciones dinámicas en marcos de referencia estacionarios o sincrónicos, simplificando el análisis de los fenómenos transitorios y permitiendo una representación más clara del comportamiento de la máquina frente a fallas eléctricas, como los cortocircuitos [13]. Además, este método permite incorporar con mayor exactitud fenómenos no lineales, como la saturación magnética y las pérdidas en el hierro, los cuales suelen ser ignorados en modelos simplificados, pero resultan fundamentales para una caracterización precisa bajo condiciones reales de operación [14]. Gracias a estas capacidades, el uso de vectores espaciales se ha consolidado como una alternativa robusta para mejorar la precisión en la simulación y el diseño de estrategias de control y protección en máquinas de inducción [15].

En la actualidad, los sistemas de control y operación de motores eléctricos operan bajo condiciones de carga variables, lo que dificulta la predicción del comportamiento térmico de las máquinas de inducción [16]. A diferencia de las aplicaciones clásicas con cargas constantes en régimen permanente, estos escenarios presentan variaciones térmicas más complejas y cambiantes. Un caso representativo de este tipo de operación se encuentran los motores de tracción para e-Mobility [17], donde las constantes fases de aceleración y frenado generan fluctuaciones térmicas significativas.

Para enfrentar estos desafíos, el desarrollo de modelos térmicos precisos se ha vuelto fundamental, puesto que permiten un análisis detallado de la distribución del calor en la máquina y la predicción de su comportamiento térmico en condiciones de operación complejas [18, 19]. Además, debido a la sensibilidad térmica de los elementos del estátor, contar con un modelo térmico adecuado es crucial para prevenir sobrecalentamientos, mejorar la eficiencia operativa y prolongar la vida útil de las máquinas de inducción [20].

En trabajos como [21, 22, 23], se analiza la operación de máquinas de inducción bajo ciclos de carga variables, particularmente en aplicaciones de tracción eléctrica y movilidad eléctrica, donde las variaciones de par y velocidad forman parte normal del régimen de funcionamiento. En estos estudios se emplean modelos térmicos equivalentes para estudiar el comportamiento térmico de la máquina bajo condiciones de operación no estacionarias, destacando la influencia que tienen las variaciones de carga y el historial de operación sobre su respuesta térmica.

Siguiendo como eje central la preocupación por el incremento de la temperatura, la investigación [24] plantea un modelo desarrollado en Matlab/Simulink, en el cual, a través de diagramas de bloques, se incorporan ecuaciones no lineales para representar tanto el comportamiento térmico como el eléctrico. Este enfoque combinado

permite estimar la temperatura en los devanados del estátor y rotor, evaluando si el aislamiento del cobre es adecuado en los distintos estados operativos de la máquina. Además, la integración de ambos dominios facilita el análisis de la influencia de las magnitudes eléctricas y térmicas en el desempeño global del sistema.

Para esta investigación se utilizará [ATP-EMTP](#), una herramienta de simulación digital no comercial ampliamente empleada en el análisis de transitorios electromagnéticos en sistemas eléctricos de potencia [25]. Esta plataforma es una versión alternativa del programa [EMTP](#) original, desarrollado a partir de 1984 por iniciativa del Dr. Scott W. Meyer. La motivación surgió ante la preocupación de que el grupo de coordinación encargado de preservar el carácter abierto del [EMTP](#) no estaba cumpliendo con sus objetivos. En respuesta, el Dr. Meyer impulsó de manera independiente la creación de una versión accesible, abierta y libre de intereses comerciales, dando origen al [ATP-EMTP](#) como núcleo del nuevo entorno de simulación [26].

Posteriormente en 1992, se incorporó [ATPDraw](#), una interfaz gráfica que permitió simplificar la construcción de circuitos eléctricos mediante una interacción más intuitiva, evitando la necesidad de programar directamente en lenguaje de entrada [27]. Esta herramienta visual amplió notablemente la usabilidad del programa. Finalmente, en junio de 1997, se lanzó la versión 1.0 de [ATPDraw](#) para Windows, lo que representó un avance importante al facilitar la ejecución directa de simulaciones, mejorar la gestión de archivos por lotes e integrar nuevos elementos que ampliaron las capacidades analíticas del sistema [28].

En relación con el tema de estudio y haciendo uso de [ATP-EMTP](#), en la Universidad Politécnica Salesiana se ha desarrollado un proyecto de investigación [29] que propone un modelo dinámico de la máquina de inducción trifásica, el cual comprende el comportamiento eléctrico de la misma mediante el uso de [ATP-EMTP](#). Este enfoque permite simular con precisión las características eléctricas bajo distintas condiciones operativas, contribuyendo al análisis y comprensión de su respuesta dinámica en sistemas eléctricos complejos.

Por otro lado, se ha llevado a cabo otro trabajo [30] centrado en la protección térmica de la máquina de inducción, en la cual se propone un modelo térmico que permite evaluar el calentamiento de la máquina durante su operación. Este modelo proporciona herramientas fundamentales para diseñar estrategias de protección más eficientes, asegurando la continuidad operativa y evitando fallas por sobrecalentamiento en aplicaciones industriales y energéticas.

En este contexto, la presente investigación tiene como objetivo desarrollar un modelo híbrido de la máquina de inducción que integre tanto el comportamiento eléctrico como el térmico. Este modelo busca representar de manera más completa las interacciones entre ambos dominios, considerando el impacto de las variables

eléctricas en la generación de calor y su influencia sobre el rendimiento global de la máquina. Mediante esta integración, se espera mejorar la capacidad de simulación en condiciones operativas variables y exigentes, permitiendo una evaluación más precisa de la respuesta de la máquina ante distintos escenarios de carga y contribuyendo al diseño de estrategias de protección y optimización más efectivas.

En el Capítulo 1 se establecen los objetivos que guían el desarrollo de este trabajo, definiendo el alcance del estudio y los criterios que orientan la modelación híbrida electro-térmica de la máquina de inducción. En el Capítulo 2 se desarrolla el marco teórico, en el cual se presentan los fundamentos del funcionamiento de la máquina de inducción, así como las ecuaciones principales que describen su comportamiento eléctrico y térmico. En el Capítulo 3 se aborda la implementación del modelo propuesto en el entorno de simulación [ATP-EMTP](#). En el Capítulo 4 se presentan los resultados obtenidos a partir de las simulaciones realizadas, mostrando la respuesta eléctrica y térmica de la máquina de inducción bajo los distintos escenarios de operación considerados. En el Capítulo 5 se desarrolla el análisis e interpretación de dichos resultados, contrastándolos con información disponible en la literatura especializada. Finalmente, en el Capítulo 6 se exponen las conclusiones y recomendaciones derivadas del trabajo realizado.

CAPÍTULO 1

Objetivos

1.1 Objetivo General

Modelar la máquina de inducción mediante un enfoque híbrido electro-térmico en ATP-EMTP, integrando los comportamientos térmicos y eléctricos para representar su respuesta dinámica bajo distintas condiciones operativas.

1.2 Objetivos Específicos

- Desarrollar los modelos térmico y eléctrico de la máquina de inducción en régimen transitorio, considerando su implementación en [ATP-EMTP](#).
- Integrar ambos modelos en una estructura híbrida que contemple la retroalimentación dinámica entre temperatura y parámetros eléctricos.
- Validar el modelo híbrido electro-térmico mediante simulaciones en [ATP-EMTP](#), contrastando los resultados obtenidos con estudios previos para comprobar su coherencia y precisión bajo diferentes escenarios operativos.

1.3 Alcance

El presente trabajo aborda el desarrollo de un modelo híbrido electro-térmico de una máquina de inducción trifásica, orientado a la representación integrada de su comportamiento eléctrico, electromecánico y térmico bajo distintos perfiles de operación. El modelo propuesto permite analizar de forma conjunta la interacción entre las variables eléctricas de la máquina y su evolución térmica, considerando los efectos acumulativos de las pérdidas y la dependencia de los parámetros con la temperatura.

El alcance del estudio comprende la formulación y acoplamiento de modelos equivalentes que describen el funcionamiento eléctrico y térmico de la máquina, así como la evaluación de su respuesta ante condiciones de carga estacionarias y

variables. En particular, el modelo híbrido es capaz de representar escenarios de operación caracterizados por variaciones periódicas o no estacionarias del par mecánico, permitiendo observar su influencia sobre las corrientes, las pérdidas y la evolución de las temperaturas del estator y del rotor.

La herramienta desarrollada constituye un marco de análisis útil para el estudio del comportamiento electro-térmico de máquinas de inducción sometidas a regímenes de operación dinámicos, en los cuales los efectos térmicos no pueden ser evaluados únicamente a partir de condiciones nominales. De este modo, el modelo híbrido permite analizar fenómenos asociados a cargas variables, ciclos de trabajo intermitentes y perfiles de operación representativos de aplicaciones industriales y de tracción eléctrica, proporcionando una base consistente para estudios de desempeño térmico y eléctrico bajo condiciones de operación realistas.

1.4 Metodología

La presente investigación se fundamenta en la aplicación del método científico a la ingeniería eléctrica, con el propósito de desarrollar y validar un modelo híbrido electro-térmico de la máquina de inducción. En una primera etapa, se empleó un enfoque referencial, centrada en la revisión bibliográfica de modelos térmicos y eléctricos de máquinas de inducción, con el fin de establecer una base teórica sólida para el modelo propuesto.

A continuación, se aplicó un enfoque analítico orientado al estudio y formulación de las ecuaciones diferenciales que describen el comportamiento dinámico del sistema, considerando tanto los fenómenos electromagnéticos como los térmicos.

Finalmente, se utilizó un enfoque cuantitativo y sistemático, apoyado en simulaciones computacionales dentro del entorno [ATP-EMTP](#) a través de su interfaz gráfica [ATPDraw](#), con el objetivo de compararlo con estudios previos y analizar su respuesta bajo distintas condiciones de operación.

CAPÍTULO 2

Marco Teórico

En esta sección se desarrollan los conceptos e ideas fundamentales para la modelación de la máquina de inducción, tanto desde el punto de vista electromagnético como desde su representación térmica. Además, se introduce este tipo de modelación en herramientas de simulación circuital, tales como [ATP-EMTP](#).

2.1 Máquina de Inducción

Las máquinas de inducción son ampliamente utilizadas en sistemas industriales y comerciales debido a su robustez, bajo mantenimiento y facilidad de operación. Estas máquinas funcionan bajo el principio de inducción electromagnética, en el que la corriente del rotor se genera sin conexión eléctrica directa, mediante un campo magnético giratorio producido en el estátor [2].

En su configuración más común, estas máquinas operan como motores, aunque también pueden funcionar como generadores bajo ciertas condiciones específicas. Están compuestas principalmente por un estátor, un rotor y una carcasa que protege y soporta los componentes internos [3].

2.1.1 Componentes principales

2.1.1.1 Estator

El estator es la parte fija de la máquina de inducción y está formado por un núcleo de hierro laminado con ranuras, en las cuales se alojan devanados conectados a una fuente de corriente alterna trifásica. Esta alimentación genera un campo magnético giratorio cuya velocidad, denominada velocidad síncrona, depende del número de polos de la máquina y de la frecuencia de la red eléctrica, según la relación [2]:

$$n_s = \frac{60 f}{p} [rpm], \quad (2.1)$$

donde:

n_s es la velocidad síncrona en rpm .

f es la frecuencia en Hz .

p es el número de pares de polos del estator.

2.1.1.2 Rotor

El rotor es la parte móvil del motor y se encuentra ubicado dentro del estator, Existen dos tipos principales:

- Rotor de jaula de ardilla: Está formado por barras conductoras paralelas, cortocircuitadas en sus extremos por anillos. Es el tipo más común debido a su simplicidad, bajo costo y resistencia mecánica.
- Rotor devanado: Tiene devanados trifásicos similares a los del estator, conectados a anillos rozantes que permiten la inserción de resistencias externas para modificar el comportamiento del motor. Aunque más costosos y con mayor mantenimiento, permite mayor control en el arranque y operación a baja velocidad [2].



Figura 2.1: Máquina de inducción trifásica.

2.1.2 Principio de funcionamiento

Cuando se aplica voltaje trifásico al estator, se genera un campo magnético giratorio que produce un voltaje en el rotor. Este voltaje induce una corriente en las barras del rotor, la cual genera su propio campo magnético. La interacción entre el campo del estator y el del rotor produce un par electromagnético, haciendo que el rotor gire en la dirección del campo giratorio.

Una característica fundamental es el deslizamiento s , definido como la diferencia relativa entre la velocidad síncrona del campo y la velocidad real del rotor [3]:

$$s = \frac{n_s - n_m}{n_s}, \quad (2.2)$$

donde:

n_m es la velocidad del rotor.

En condiciones normales, el rotor nunca alcanza la velocidad síncrona, es decir, $0 < s < 1$.

2.1.3 Modelado eléctrico de la máquina de inducción

2.1.3.1 Modelo de la MI en coordenadas primitivas

El análisis dinámico de la máquina de inducción permite comprender su comportamiento transitorio ante perturbaciones eléctricas o mecánicas. Para ello, se emplea un modelo matemático basado en ecuaciones diferenciales que describen la evolución temporal de las tensiones, corrientes y enlaces de flujo, y su interacción para generar par electromagnético. Este modelo, formulado en coordenadas primitivas, considera el acoplamiento eléctrico entre las fases del estator y del rotor, incorporando inductancias propias y mutuas que varían con la posición angular del rotor.

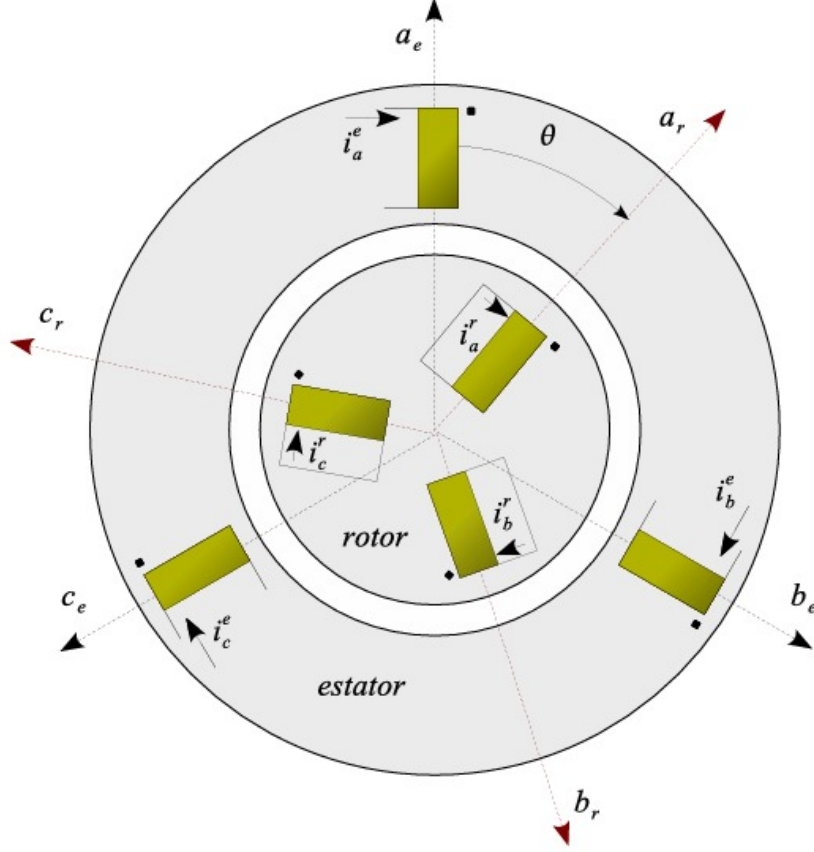


Figura 2.2: Diagrama esquemático de las bobinas de una MI trifásica en el rotor y estator [29].

Este modelo, formulado en coordenadas primitivas como se muestra en la Fig. 2.2, considera el acoplamiento eléctrico entre las fases del estator y del rotor, incorporando inductancias propias y mutuas que varían con la posición angular del rotor.

Como resultado, el sistema presenta un comportamiento no lineal y dependiente del ángulo mecánico, tal como se describe en [1].

$$[\mathbf{v}] = [\mathbf{R}][\mathbf{i}] + \rho[\boldsymbol{\lambda}] = [\mathbf{R}][\mathbf{i}] + [\mathbf{L}(\theta)]\rho[\mathbf{i}] + \dot{\theta}[\boldsymbol{\tau}(\theta)][\mathbf{i}] \quad (2.3)$$

$$T_e - T_m = \frac{1}{2}[\mathbf{i}]^t[\boldsymbol{\tau}][\mathbf{i}] - T_m = J\ddot{\theta} + \rho\dot{\theta}, \quad (2.4)$$

donde:

$[\mathbf{v}]$, $[\mathbf{i}]$ y $[\boldsymbol{\lambda}]$ son vectores de tensiones, corrientes y enlaces de flujo en estator y rotor.

$[\mathbf{R}]$ representa las matrices de resistencia.

$[\mathbf{L}(\theta)]$ es la matriz de inductancias.

$[\boldsymbol{\tau}(\theta)]$ contiene las derivadas de las inductancias.

T_e y T_m son el par eléctrico generado y el par mecánico aplicado, respectivamente.

J es el momento de inercia, y ρ es el coeficiente de fricción viscosa.

Cabe recalcar que las variables mostradas en (2.3) son todas matrices que agrupan, por separado, las variables del estator y del rotor. Cada una contiene las componentes trifásicas de tensión, corriente o flujo, es decir, una fila por cada fase. Su organización en forma matricial facilita la representación simultánea del comportamiento de las dos partes principales de la máquina: el estator y el rotor.

$$\begin{aligned}
[\mathbf{v}] &= \begin{bmatrix} \mathbf{v}_e \\ \mathbf{v}_r \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} v_a^e & v_b^e & v_c^e \\ v_a^r & v_b^r & v_c^r \end{bmatrix}^t; \quad [\mathbf{i}] = \begin{bmatrix} \mathbf{i}_e \\ \mathbf{i}_r \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} i_a^e & i_b^e & i_c^e \\ i_a^r & i_b^r & i_c^r \end{bmatrix}^t; \\
[\boldsymbol{\lambda}] &= \begin{bmatrix} \boldsymbol{\lambda}_e \\ \boldsymbol{\lambda}_r \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \lambda_a^e & \lambda_b^e & \lambda_c^e \\ \lambda_a^r & \lambda_b^r & \lambda_c^r \end{bmatrix}^t \\
[\mathbf{R}] &= \begin{bmatrix} \mathbf{R}_{ee} & \mathbf{R}_{er} \\ \mathbf{R}_{re} & \mathbf{R}_{rr} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_e[\mathbf{I}] & [0] \\ [0] & R_r[\mathbf{I}] \end{bmatrix} \\
[\mathbf{L}(\theta)] &= \begin{bmatrix} \mathbf{L}_{ee} & \mathbf{L}_{er}(\theta) \\ \mathbf{L}_{re}(\theta) & \mathbf{L}_{rr} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_{\sigma e}[\mathbf{I}] + L_{me}[\mathbf{S}] & L_{er}[\mathbf{C}(\theta)] \\ L_{er}[\mathbf{C}(\theta)]^t & L_{\sigma r}[\mathbf{I}] + L_{mr}[\mathbf{S}] \end{bmatrix} \\
[\boldsymbol{\tau}(\theta)] &= \begin{bmatrix} \frac{d}{d\theta}\mathbf{L}_{ee} & \frac{d}{d\theta}\mathbf{L}_{er}(\theta) \\ \frac{d}{d\theta}\mathbf{L}_{re}(\theta) & \frac{d}{d\theta}\mathbf{L}_{rr} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} [0] & L_{er}\frac{d}{d\theta}[\mathbf{C}(\theta)] \\ \frac{d}{d\theta}[\mathbf{C}(\theta)]^t L_{er}^t & [0] \end{bmatrix}
\end{aligned}$$

A continuación, se describen los parámetros que definen la dinámica de este modelo:

R_e es la resistencia de cada una de las bobinas del estator.

R_r es la resistencia de cada una de las bobinas del rotor.

$L_{\sigma e}$ es la inductancia de dispersión del estator.

$L_{\sigma r}$ es la inductancia de dispersión del rotor.

L_{me} es la inductancia de magnetización del estator.

L_{mr} es la inductancia de magnetización del rotor.

L_{er} es la inductancia mutua de acoplamiento estator-rotor.

2.1.3.2 Modelo de la MI en vectores espaciales

Una alternativa eficiente para representar el comportamiento dinámico de la máquina de inducción es el uso de vectores espaciales. Esta técnica permite expresar variables trifásicas mediante un único vector complejo en el plano α - β , reduciendo el número de ecuaciones diferenciales necesarias para describir el sistema, sin perder la fidelidad física del modelo original [1].

El fundamento de esta transformación está en la simetría de los sistemas trifásicos equilibrados, que permite aplicar operadores de rotación complejos para diagonalizar matrices cíclicas y desacoplar las ecuaciones del estator y el rotor. Este procedimiento se presenta en desarrollos clásicos de modelado [31], y ha sido adoptado ampliamente en el análisis dinámico de máquinas en entornos de simulación electromagnética como ATP-EMTP [29].

Además de su eficiencia computacional, la representación espacial facilita el análisis de fallas eléctricas. Por ejemplo, mediante el estudio de la evolución de los vectores de corriente y flujo es posible detectar efectos característicos de defectos en el rotor, como asimetrías o modulaciones armónicas en las componentes espaciales [32].

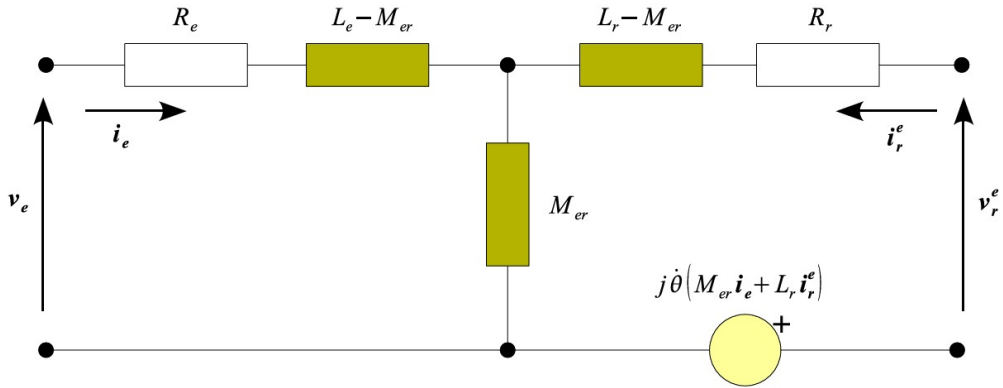


Figura 2.3: Modelo circuital de la MI en vectores espaciales [1].

Esta formulación matemática se desarrolla de forma detallada en [1], explicando el modelado de máquinas de inducción mediante vectores espaciales. La transformación a vectores espaciales convierte un sistema trifásico equilibrado en una única magnitud compleja:

$$x = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} 1 & \alpha & \alpha^2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_a \\ x_b \\ x_c \end{bmatrix}, \quad (2.5)$$

donde $\alpha = e^{j\frac{2\pi}{3}}$.

Aplicada a distintas matrices, se obtienen los siguientes resultados:

$$\sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} 1 & \alpha & \alpha^2 \end{bmatrix} [I] \rightarrow \mathbf{x} \quad (2.6)$$

$$\sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} 1 & \alpha & \alpha^2 \end{bmatrix} [S] \rightarrow \frac{3}{2} \mathbf{x} \quad (2.7)$$

$$\sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} 1 & \alpha & \alpha^2 \end{bmatrix} [C(\theta)] \rightarrow \frac{3}{2} e^{j\theta} \mathbf{x} \quad (2.8)$$

A partir de la formulación primitiva, el modelo dinámico transformado queda:

$$\begin{bmatrix} v_e \\ v_r \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_e & 0 \\ 0 & R_r \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_e \\ i_r \end{bmatrix} + \rho \left(\begin{bmatrix} L_e & M_{er} e^{j\theta} \\ M_{er} e^{-j\theta} & L_r \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_e \\ i_r \end{bmatrix} \right) \quad (2.9)$$

con:

$$L_e = L_{\sigma e} + \frac{3}{2} L_{me}, \quad L_r = L_{\sigma r} + \frac{3}{2} L_{mr}, \quad M_{er} = \frac{3}{2} L_{er}$$

Se refiere el rotor al estator:

$$i_r^e = i_r \cdot e^{j\theta} \quad (2.10)$$

y se obtiene su derivada:

$$\rho i_r = (\rho i_r^e - j\dot{\theta} i_r^e) \cdot e^{-j\theta} \quad (2.11)$$

Sustituyendo en (2.9), el modelo desacoplado queda:

$$\begin{bmatrix} v_e \\ v_r^e \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R_e & 0 \\ 0 & R_r \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_e \\ i_r^e \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} L_e & M_{er} \\ M_{er} & L_r \end{bmatrix} \rho \begin{bmatrix} i_e \\ i_r^e \end{bmatrix} - j\dot{\theta} \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ M_{er} & L_r \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_e \\ i_r^e \end{bmatrix} \quad (2.12)$$

El par electromagnético se expresa como:

$$T_e = M_{er} \cdot \Im \{ i_e \cdot (i_r^e)^* \} \quad (2.13)$$

Y el balance dinámico completo de la máquina:

$$M_{er} \cdot \Im \{ i_e \cdot (i_r^e)^* \} - T_m = J \cdot \ddot{\theta} + \rho \cdot \dot{\theta} \quad (2.14)$$

La ecuación (2.14) relaciona el par desarrollado con el par aplicado y la dinámica rotacional, cerrando así el modelo de la máquina en el dominio de vectores espaciales referidos al estator.

2.1.3.3 Modelo VBR de la MI

El modelo de Tensión Detrás de la Reactancia VBR representa una alternativa eficiente para modelar máquinas de inducción en el dominio del tiempo. Su formulación permite desacoplar el sistema eléctrico del rotor de las ecuaciones del estator, facilitando su implementación en programas como ATP-EMTP, sin recurrir a transformaciones de coordenadas o integración implícita [33]. En este modelo, la interacción entre estator y rotor se representa mediante una fuente de tensión equivalente situada detrás de una impedancia constante, lo cual mejora la eficiencia computacional [34]. Además, a diferencia de otros enfoques basados en fuentes de corriente controladas, el modelo VBR no requiere dispositivos auxiliares como snubbers para establecer la interfaz con la red externa [33].

$$i_r^e = \frac{1}{L_r}(\lambda_r^e - M_{er}i_e) \quad (2.17)$$

Aplicando la derivada ρ a la expresión (2.17):

$$\rho i_r^e = \frac{1}{L_r}(\rho \lambda_r^e - M_{er}\rho i_e) \quad (2.18)$$

La ecuación de tensión del rotor, referida al estator, se expresa como:

$$0 = R_r i_r^e + \rho \lambda_r^e - j\omega \lambda_r^e \quad (2.19)$$

Despejando $\rho \lambda_r^e$ a partir de (2.19):

$$\rho \lambda_r^e = -R_r i_r^e + j\omega \lambda_r^e \quad (2.20)$$

La ecuación de tensión del estator se formula como:

$$v_e = R_e i_e + L_e \rho i_e + M_{er} \rho i_r^e \quad (2.21)$$

Sustituyendo (2.18) en (2.21):

$$v_e = R_e i_e + L_e \rho i_e + \frac{M_{er}}{L_r}(\rho \lambda_r^e - M_{er} \rho i_e) \quad (2.22)$$

Luego, reemplazando (2.20) en (2.22) se obtiene:

$$v_e = R_e i_e + L_e \rho i_e + \frac{M_{er}}{L_r}(-R_r i_r^e + j\omega \lambda_r^e - M_{er} \rho i_e) \quad (2.23)$$

Finalmente, reagrupando los términos se obtiene:

$$v_e = \left(R_e + \frac{R_r M_{er}^2}{L_r^2}\right) i_e + \left(L_e - \frac{M_{er}^2}{L_r}\right) \rho i_e + \frac{M_{er}}{L_r} \left(j\omega - \frac{R_r}{L_r}\right) \lambda_r^e \quad (2.24)$$

La tensión inducida asociada al modelo VBR se define como:

$$e_e = \frac{M_{er}}{L_r} \left(j\omega - \frac{R_r}{L_r}\right) \lambda_r^e \quad (2.25)$$

En coordenadas reales, las ecuaciones diferenciales del enlace de flujo del rotor son:

$$\rho \lambda_{rx}^e = -\frac{R_r}{L_r} \lambda_{rx}^e - \omega \lambda_{ry}^e + \frac{R_r M_{er}}{L_r} i_{ex} \quad (2.26)$$

$$\rho \lambda_{ry}^e = -\frac{R_r}{L_r} \lambda_{ry}^e + \omega \lambda_{rx}^e + \frac{R_r M_{er}}{L_r} i_{ey} \quad (2.27)$$

Las componentes reales del VBR se expresan como:

$$e_{ex} = -\frac{M_{er}}{L_r} \omega \lambda_{ry}^e - \frac{R_r}{L_r} \lambda_{rx}^e \quad (2.28)$$

$$e_{ey} = \frac{M_{er}}{L_r} \omega \lambda_{rx}^e - \frac{R_r}{L_r} \lambda_{ry}^e \quad (2.29)$$

La conversión al sistema primitivo se expresa como:

$$e_e = e_{ex} + j e_{ey} = \sqrt{\frac{2}{3}} (e_{ea} + \alpha e_{eb} + \alpha^2 e_{ec}) \quad (2.30)$$

Donde:

$$e_{ex} = \sqrt{\frac{2}{3}} \left(e_{ea} - \frac{1}{2} e_{eb} - \frac{1}{2} e_{ec} \right) \quad (2.31)$$

$$e_{ey} = \sqrt{\frac{2}{3}} \left(\frac{\sqrt{3}}{2} e_{eb} - \frac{\sqrt{3}}{2} e_{ec} \right) \quad (2.32)$$

Y si no hay retorno por el neutro las tensiones equivalentes de fase pueden expresarse como:

$$e_{ea} = \sqrt{\frac{2}{3}} \Re\{e_e\} = \sqrt{\frac{2}{3}} e_{ex} \quad (2.33)$$

$$e_{eb} = \sqrt{\frac{2}{3}} \Re\{\alpha^2 e_e\} = -\frac{1}{\sqrt{6}} e_{ex} + \frac{1}{\sqrt{2}} e_{ey} \quad (2.34)$$

$$e_{ec} = \sqrt{\frac{2}{3}} \Re\{\alpha e_e\} = -\frac{1}{\sqrt{6}} e_{ex} - \frac{1}{\sqrt{2}} e_{ey} \quad (2.35)$$

En el caso general, se puede utilizar la transformación hermitiana de Clarke:

$$\begin{bmatrix} e_x \\ e_y \\ e_0 \end{bmatrix} = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} 1 & -\frac{1}{2} & -\frac{1}{2} \\ 0 & \frac{\sqrt{3}}{2} & -\frac{\sqrt{3}}{2} \\ \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} e_a \\ e_b \\ e_c \end{bmatrix} \quad (2.36)$$

y su transformación inversa:

$$\begin{bmatrix} e_a \\ e_b \\ e_c \end{bmatrix} = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} 1 & 0 & \frac{1}{\sqrt{2}} \\ -\frac{1}{2} & \frac{\sqrt{3}}{2} & \frac{1}{\sqrt{2}} \\ -\frac{1}{2} & -\frac{\sqrt{3}}{2} & \frac{1}{\sqrt{2}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} e_x \\ e_y \\ e_0 \end{bmatrix} \quad (2.37)$$

Finalmente, el par electromagnético generado, referido al estator, se calcula

como:

$$T_e = P \cdot \frac{M_{er}}{L_r} (\lambda_{rx}^e i_{ey} - \lambda_{ry}^e i_{ex}) \quad (2.38)$$

El desarrollo matemático parte de las ecuaciones de enlace de flujo del estator y rotor expresadas en vectores espaciales referidos al estator, lo cual permite formular el modelo sin necesidad de transformaciones a marcos giratorios [35]. Esta representación conserva el sentido físico de las variables eléctricas, permite expresar el estator mediante tensiones detrás de impedancias constantes y resulta especialmente adecuada para entornos de simulación como [ATP-EMTP](#), donde se prioriza el trabajo con coordenadas *abc* y topologías reales de red [34].

2.1.3.4 Extensiones y mejoras del modelo [VBR](#)

Una extensión significativa es la incorporación del efecto de saturación del flujo principal en los modelos de inducción. En este enfoque, la inductancia magnetizante se considera como una función no lineal del enlace de flujo, permitiendo capturar el comportamiento dinámico bajo condiciones de operación extremas. Esta técnica se implementa sin modificar la estructura algebraica del modelo y ha demostrado conservar la eficiencia computacional en simulaciones detalladas [36].

También se han propuesto formulaciones generalizadas del modelo [VBR](#) que permiten representar máquinas con doble jaula o barras profundas, mediante la inclusión de dos bobinados equivalentes en el rotor. Esta extensión facilita la simulación de topologías como las de motores [NEMA](#) tipo B o C, sin alterar la interfaz eléctrica en coordenadas *abc*, lo que garantiza compatibilidad con herramientas como ATPDraw y Simulink [37].

2.1.4 Modelo térmico de la [MI](#)

El comportamiento térmico de las máquinas de inducción constituye un aspecto fundamental en su análisis, debido a su impacto directo en la eficiencia, confiabilidad y vida útil del equipo. La acumulación de calor, resultado de las pérdidas internas, incide principalmente en el estator y el rotor, donde el efecto Joule y las pérdidas en el núcleo magnético provocan elevaciones de temperatura que pueden deteriorar el aislamiento de los devanados [30].

La modelación térmica permite representar el intercambio de calor en la máquina a través de herramientas analíticas que describen cómo se propaga la temperatura en sus componentes internos. Uno de los enfoques más utilizados es la estimación de la temperatura mediante variables eléctricas como corriente y tensión, sin necesidad de sensores adicionales, lo cual resulta especialmente útil en sistemas que ya integran convertidores de frecuencia y algoritmos de control digital [19].

Entre los modelos térmicos disponibles, el de segundo orden destaca por su equilibrio entre simplicidad matemática y capacidad de representación. Este modelo considera la dinámica térmica de las partes activas de la máquina, especialmente el estator y el rotor, a través de una estructura que permite analizar tanto el comportamiento transitorio como el estacionario. En su formulación básica, se incluyen dos nodos térmicos interconectados, cada uno asociado a una capacitancia térmica y conectados mediante resistencias térmicas, lo que permite reflejar el flujo de calor entre componentes [17].

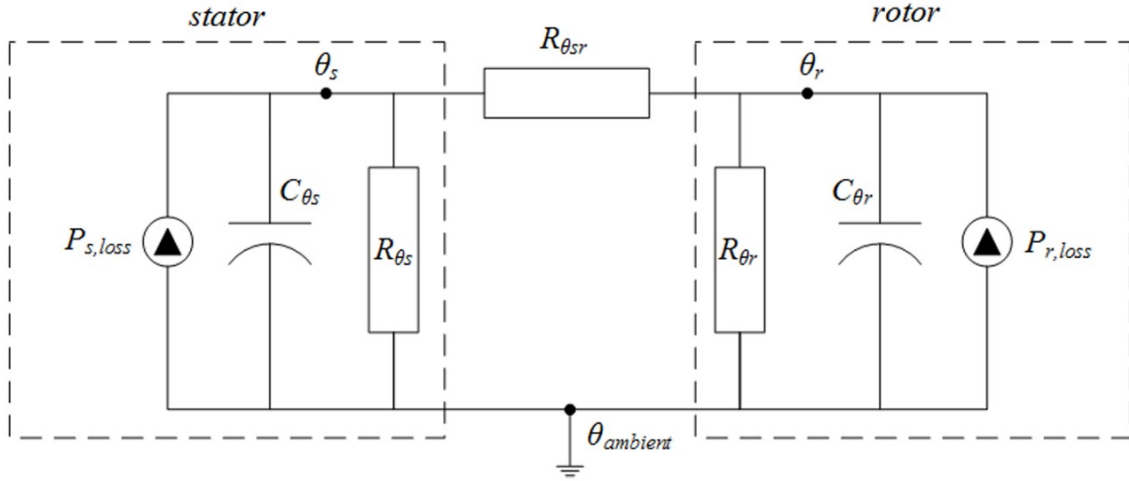


Figura 2.5: Modelo térmico de segundo orden de la MI [19]

La elección de este tipo de modelo obedece tanto a criterios de eficiencia computacional como a su validación mediante estudios experimentales. En [30], desarrollado por Naula y Lituma, se aplicó un modelo de segundo orden a una máquina de inducción con ventilación forzada, obteniendo resultados consistentes con las mediciones reales de temperatura en los devanados.

Según la formulación presentada en [19], el modelo puede expresarse mediante el siguiente sistema matricial de ecuaciones diferenciales:

$$\begin{bmatrix} \dot{\theta}_s \\ \dot{\theta}_r \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{-R_{\theta_s} + R_{\theta_{sr}}}{R_{\theta_s} R_{\theta_{sr}} C_{\theta_s}} & \frac{1}{R_{\theta_{sr}} C_{\theta_s}} \\ \frac{1}{R_{\theta_{sr}} C_{\theta_r}} & \frac{-R_{\theta_r} + R_{\theta_{sr}}}{R_{\theta_r} R_{\theta_{sr}} C_{\theta_r}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \theta_s \\ \theta_r \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \frac{P_{s,loss}}{C_{\theta_s}} \\ \frac{P_{r,loss}}{C_{\theta_r}} \end{bmatrix}, \quad (2.39)$$

donde:

θ_s es la temperatura del estator.

θ_r es la temperatura del rotor.

R_{θ_s} es la resistencia térmica entre el estator y el ambiente.

R_{θ_r} es la resistencia térmica entre el rotor y el ambiente.

$R_{\theta sr}$ es la resistencia térmica entre el estator y el rotor.

$C_{\theta s}$ es la capacidad térmica del estator.

$C_{\theta r}$ es la capacidad térmica del rotor.

$P_{s,\text{loss}}$ son las pérdidas térmicas generadas en el estator.

$P_{r,\text{loss}}$ son las pérdidas térmicas generadas en el rotor.

En este contexto, las variables θ_s y θ_r representan temperaturas relativas respecto a la temperatura ambiente, y no deben confundirse con el ángulo mecánico θ utilizado en el modelado eléctrico.

2.1.4.1 Identificación de las fuentes térmicas del modelo

La generación de calor en la máquina de inducción se origina a partir de las pérdidas energéticas asociadas a su proceso de conversión electromecánica. Con el fin de identificar dichas fuentes térmicas, se considera el balance de potencias en la máquina, el cual permite determinar la fracción de la potencia eléctrica de entrada que se disipa en forma de calor en el estator y el rotor [19].

Desde el punto de vista eléctrico, según [38] la potencia activa de entrada al estator se expresa como

$$P_{in} = \Re \left\{ \vec{v}_s \cdot \vec{i}_s^* \right\} = v_a i_a + v_b i_b + v_c i_c = v_{ab} i_a + v_{cb} i_c, \quad (2.40)$$

donde $\vec{v}_s$ e $\vec{i}_s$ representan los vectores de tensión y corriente del estator, respectivamente.

A partir de esta potencia, se define la potencia transmitida a través del entrehierro como

$$P_{ag} = T_e \omega_s \quad (2.41)$$

mientras que la potencia mecánica desarrollada en el eje se obtiene como

$$P_m = T_e \omega_m \quad (2.42)$$

Con base en las relaciones de potencia definidas previamente, las pérdidas asociadas al estator y al rotor se determinan como

$$P_{s,\text{loss}} = P_{in} - P_{ag} \quad (2.43)$$

$$P_{r,\text{loss}} = P_{ag} - P_m \quad (2.44)$$

Estas magnitudes representan las fuentes térmicas que alimentan el modelo térmico equivalente de segundo orden y constituyen la base energética para el análisis de la evolución temporal de las temperaturas del estator y del rotor. Cabe destacar que este balance permite identificar el origen físico de las pérdidas, mientras que su modelado funcional se aborda posteriormente mediante expresiones dependientes de las variables eléctricas y de operación de la máquina.

2.1.4.2 Parámetros del modelo térmico

Uno de los principales retos en este tipo de modelado es la determinación precisa de los parámetros térmicos, como las resistencias y capacitancias asociadas. Estos valores dependen de factores como la geometría, los materiales de construcción y las condiciones de enfriamiento, aunque su obtención directa suele verse limitada. Para abordar esta dificultad, en la investigación [39] se propone una metodología basada en la realización de ensayos experimentales controlados, mediante los cuales, a partir del planteamiento de un balance energético, es posible determinar los distintos parámetros térmicos necesarios para la construcción del modelo.

En este contexto, las pérdidas eléctricas constituyen la principal fuente de energía térmica del modelo y se aproximan en función de las variables de operación eléctrica y mecánica [19].

Las pérdidas en el estator y en el rotor se expresan considerando las contribuciones por efecto Joule y las pérdidas en el núcleo, asociadas a fenómenos de histéresis y corrientes parásitas. De este modo, se adoptan las siguientes expresiones:

$$P_{s,\text{loss}} = 3R_s i_s^2 + k_{H_s} \omega_s + k_{E_s} \omega_s^2 \quad (2.45)$$

$$P_{r,\text{loss}} = 3R_r i_r^2 + k_{H_r} s \omega_s + k_{E_r} s^2 \omega_s^2 \quad (2.46)$$

donde i_s e i_r representan las corrientes de fase del estator y del rotor, respectivamente, ω_s es la velocidad angular eléctrica del campo giratorio y s es el deslizamiento. En esta formulación, la excitación del rotor se expresa en términos de $s\omega_s$, en concordancia con el enfoque adoptado en [19].

Las resistencias eléctricas del estator y del rotor presentan una dependencia directa con la temperatura, lo que introduce un acoplamiento entre los modelos eléctrico y térmico. Esta variación se modela mediante una relación lineal respecto a una temperatura de referencia [19, 39]:

$$R_s = R_{s0} [1 + \alpha_s (\theta_s - \theta_0)] \quad (2.47)$$

$$R_r = R_{r0} [1 + \alpha_r (\theta_r - \theta_0)] \quad (2.48)$$

donde R_{s0} y R_{r0} corresponden a los valores de resistencia a la temperatura ambiente θ_0 , mientras que α_s y α_r son los coeficientes térmicos del material conductor.

Con el fin de mantener consistencia con el circuito térmico equivalente, las temperaturas del estator y del rotor se expresan de forma relativa respecto a la temperatura ambiente, tal como se adopta en la literatura especializada [39]:

$$\theta_s = \theta'_s - \theta_0 \quad (2.49)$$

$$\theta_r = \theta'_r - \theta_0 \quad (2.50)$$

donde θ'_s y θ'_r representan las temperaturas absolutas del estator y del rotor, respectivamente.

La transferencia de calor entre los distintos nodos térmicos se modela mediante conductancias térmicas, las cuales se consideran dependientes de la velocidad de operación de la máquina. Siguiendo una aproximación lineal ampliamente utilizada en la literatura, dichas conductancias se expresan como [19, 39]:

$$G_{\theta s} = G_{\theta s0}(1 + b_s\omega) \quad (2.51)$$

$$G_{\theta r} = G_{\theta r0}(1 + b_r\omega) \quad (2.52)$$

$$G_{\theta sr} = G_{\theta sr0}(1 + b_{sr}\omega) \quad (2.53)$$

donde $G_{\theta s0}$, $G_{\theta r0}$ y $G_{\theta sr0}$ son las conductancias a velocidad nula, ω es la velocidad mecánica del rotor y b_s , b_r y b_{sr} son coeficientes que describen su variación con la velocidad.

Al sustituir las expresiones anteriores en las ecuaciones nodales del circuito térmico equivalente y emplear conductancias térmicas en lugar de resistencias térmicas, se obtiene el sistema de ecuaciones base para la identificación de los parámetros del modelo térmico [19]:

$$3R_{s0} [1 + \alpha_s(\theta_s - \theta_0)] \dot{\theta}_s^2 + k_{H_s}\omega_s + k_{E_s}\omega_s^2 = G_{\theta s0}(1 + b_s\omega)\theta_s + C_{\theta s}\dot{\theta}_s - G_{\theta sr0}(1 + b_{sr}\omega)(\theta_r - \theta_s) \quad (2.54)$$

$$3R_{r0} [1 + \alpha_r(\theta_r - \theta_0)] \dot{\theta}_r^2 + k_{H_r}s\omega_s + k_{E_r}s^2\omega_s^2 = G_{\theta r0}(1 + b_r\omega)\theta_r + C_{\theta r}\dot{\theta}_r - G_{\theta sr0}(1 + b_{sr}\omega)(\theta_s - \theta_r) \quad (2.55)$$

Finalmente, las capacitancias térmicas asociadas al estator y al rotor, que representan la inercia térmica de dichas masas, pueden obtenerse a partir de la reorganización de las ecuaciones dinámicas del modelo, resultando:

$$C_{\theta s} = \left(\frac{d\theta_s}{dt} \right)^{-1} [P_{s,\text{loss}} - (G_{\theta s} + G_{\theta sr})\theta_s + G_{\theta sr}\theta_r] \quad (2.56)$$

$$C_{\theta_r} = \left(\frac{d\theta_r}{dt} \right)^{-1} [P_{r,\text{loss}} - (G_{\theta_r} + G_{\theta_{sr}})\theta_r + G_{\theta_{sr}}\theta_s] \quad (2.57)$$

Las capacitancias térmicas pueden estimarse mediante el ajuste de curvas a los datos de temperatura obtenidos en los ensayos experimentales en corriente continua y corriente alterna, utilizando los parámetros identificados en las etapas previas del proceso de estimación [19].

2.1.5 Modelo híbrido de la máquina de inducción

La interconexión entre el modelo eléctrico VBR y el modelo térmico se establece a partir de un conjunto de variables eléctricas y mecánicas que intervienen directamente en la determinación de las fuentes térmicas y de los parámetros de transferencia de calor. En particular, las pérdidas asociadas al estator y al rotor, definidas en (2.45) y (2.46), dependen tanto de las corrientes de fase del estator y del rotor como de las velocidades angulares del sistema [39].

Las corrientes de fase i_s e i_r , calculadas en el modelo eléctrico VBR, permiten evaluar las pérdidas por efecto Joule en los devanados y en el rotor. De manera complementaria, las expresiones de las pérdidas incorporan la velocidad angular eléctrica del campo giratorio ω_s y la velocidad angular eléctrica del rotor, expresada en función del deslizamiento como $s\omega_s$, las cuales caracterizan las pérdidas en el núcleo asociadas a fenómenos de histéresis y corrientes parásitas. Estas magnitudes son obtenidas directamente del modelo eléctrico y constituyen variables de entrada del modelo térmico [19].

Adicionalmente, la velocidad mecánica del rotor ω interviene en la descripción del proceso de transferencia de calor, ya que las conductancias térmicas entre los nodos del circuito térmico equivalente se consideran dependientes de la velocidad de operación, según se indica en (2.51)–(2.53). En consecuencia, la velocidad mecánica calculada en el modelo eléctrico forma parte del conjunto de variables que alimentan el modelo térmico y participa explícitamente en las ecuaciones nodales del circuito térmico equivalente [19, 39].

Al sustituir las corrientes y las velocidades obtenidas del modelo eléctrico en las expresiones de las pérdidas, en las relaciones de dependencia térmica de las resistencias y en las conductancias dependientes de la velocidad, se obtiene el sistema de ecuaciones principal utilizado para la identificación de los parámetros del modelo térmico, dado por (2.54) y (2.55). En dichas expresiones se evidencia que las velocidades angulares y mecánicas forman parte intrínseca del cálculo térmico [19].

Finalmente, el acoplamiento inverso desde el modelo térmico hacia el modelo eléctrico se realiza exclusivamente a través de la actualización de las resistencias del estator y del rotor, definidas en (2.47) y (2.48). De este modo, si bien las corrientes y las velocidades provenientes del modelo eléctrico influyen en la determinación de las

pérdidas y de las conductancias térmicas, únicamente las resistencias dependientes de la temperatura retroalimentan el modelo eléctrico VBR, cerrando el esquema de acoplamiento del modelo híbrido.

CAPÍTULO 3

Implementación del Modelo híbrido en ATP-EMTP

En este capítulo se describe la implementación del modelo híbrido electro-térmico de la **MI** en el entorno de simulación **ATP-EMTP**. El objetivo principal es mostrar de forma progresiva el desarrollo de los modelos eléctrico y térmico, así como el proceso de acoplamiento entre ambos, destacando las consideraciones prácticas y las dificultades encontradas durante su implementación.

En una primera etapa, se presentan los modelos eléctrico y térmico de manera independiente, con el fin de verificar su correcto funcionamiento y validar las variables de interés. Posteriormente, se detalla la interconexión electro-térmica, explicando el intercambio de variables entre ambos modelos y el mecanismo de realimentación empleado.

Adicionalmente, se analizan los principales problemas surgidos durante la implementación, tales como la diferencia de escalas temporales así como las soluciones adoptadas para garantizar la coherencia del modelo híbrido. Finalmente, una vez configurado el sistema acoplado, se definen distintos perfiles de carga.

3.1 Modelación eléctrica de la **MI**

En esta sección se describe la implementación progresiva del modelo eléctrico, térmico y del esquema híbrido electro-térmico en ATP-EMTP. Cada sección presenta el nivel de detalle necesario para comprender su función dentro del modelo global, evitando repeticiones innecesarias de formulaciones ya desarrolladas o que serán presentadas en secciones posteriores

3.1.1 Desarrollo del modelo **VBR** en ATP-EMTP

La modelación eléctrica de la máquina de inducción se realiza dentro del entorno de simulación **ATP-EMTP**, empleando su interfaz gráfica **ATPDraw** y las herramientas internas que el programa dispone para la implementación de modelos dinámicos. La implementación desarrollada sigue de manera directa la formulación del método *Voltage Behind Reactance* (**VBR**) presentada en la literatura especializada, donde

se detalla su aplicación para la representación dinámica de máquinas de inducción mediante una estructura puramente circuital [10, 12].

En la Fig. 3.1 se muestra la implementación completa del modelo eléctrico en ATPDraw, donde se observa el circuito trifásico equivalente de la máquina de inducción y su interacción con el bloque de cálculo MODELS. Este esquema corresponde a la representación directa del modelo VBR empleado en este trabajo.

Esta implementación establece la base del modelo eléctrico que posteriormente será acoplado con el modelo térmico, permitiendo evaluar el comportamiento dinámico de la máquina dentro del esquema híbrido electro-térmico.

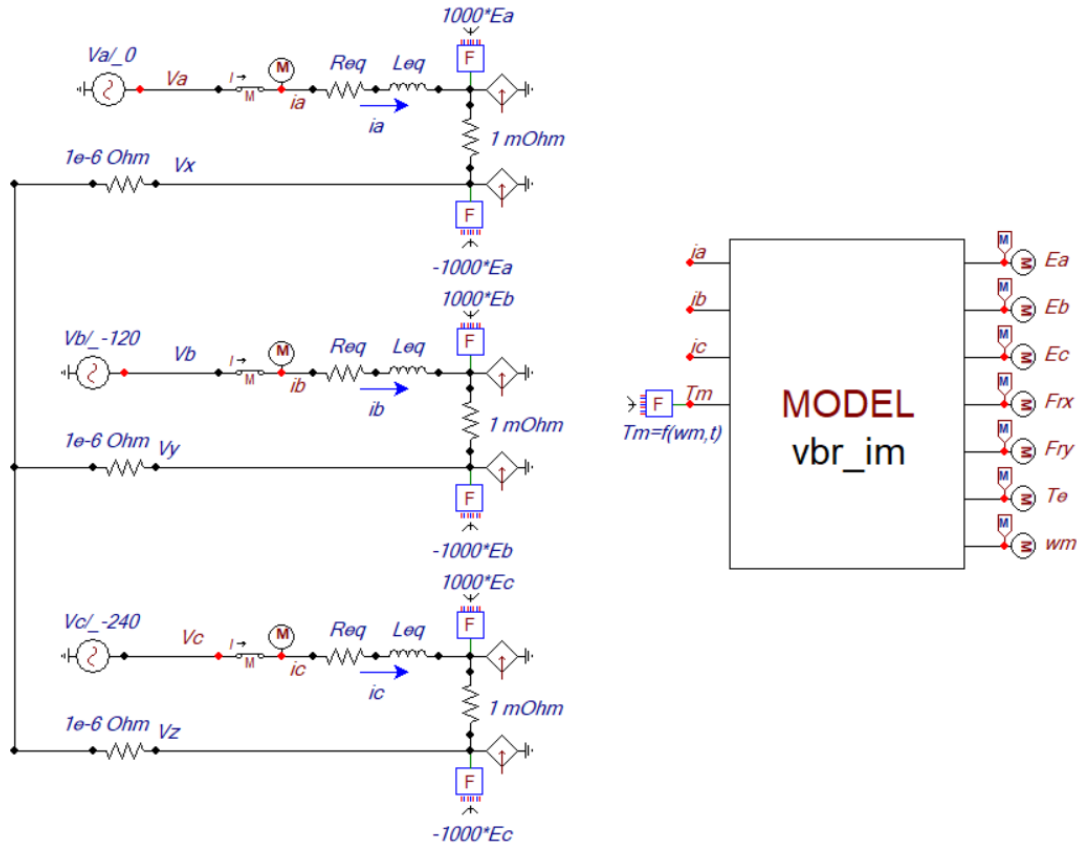


Figura 3.1: Implementación del modelo VBR de la máquina de inducción en el entorno ATPDraw.

Esta implementación establece la base del modelo eléctrico que posteriormente será acoplado con el modelo térmico, permitiendo evaluar el comportamiento dinámico de la máquina dentro del esquema híbrido electro-térmico.

Bajo este enfoque, cada fase de la máquina se representa mediante un circuito equivalente compuesto por una resistencia y una inductancia constantes, detrás de las cuales se ubica una fuente de fuerza electromotriz dependiente. Estas fuentes modelan el efecto dinámico del acoplamiento electromagnético entre el estator y el rotor, mientras que los parámetros resistivos e inductivos del circuito se obtienen a

partir de los datos eléctricos nominales del motor. De esta forma, el comportamiento dinámico se incorpora al circuito eléctrico sin alterar su estructura básica.

La implementación se realiza utilizando los recursos propios de [ATP-EMTP](#) para el intercambio de variables entre el circuito eléctrico y los bloques de cálculo. En particular, las ecuaciones dinámicas asociadas al modelo [VBR](#) se programan dentro de un bloque [MODELS](#), el cual se encarga del cálculo de las fuerzas electromotrices por fase, los flujos del rotor, el par electromagnético y la velocidad mecánica. Estas variables son evaluadas en cada instante de simulación a partir de las corrientes de fase medidas en el circuito eléctrico y del par mecánico aplicado a la máquina.

Debido a que el entorno [ATP-EMTP](#) no permite la definición directa de fuentes de voltaje dependientes flotantes, las fuerzas electromotrices se implementan mediante fuentes dependientes tipo [TACS](#), apoyadas por una conversión equivalente Thévenin–Norton. La transferencia de las variables calculadas en el bloque [MODELS](#) hacia estas fuentes se realiza mediante sentencias [FORTRAN](#), las cuales forman parte de los mecanismos estándar del programa para la comunicación entre bloques de cálculo y el circuito eléctrico.

La estructura final permite que el circuito trifásico y el bloque de cálculo operen de manera integrada dentro del entorno [ATP-EMTP](#). Bajo esta implementación, el modelo eléctrico permite obtener las principales variables dinámicas de la máquina de inducción, tales como corrientes de fase, fuerzas electromotrices, par electromagnético y velocidad mecánica. En esta etapa del trabajo, el modelo se mantiene estrictamente eléctrico, sin considerar aún la influencia de la temperatura sobre los parámetros de la máquina, lo cual será abordado en secciones posteriores al introducir el acoplamiento electro-térmico.

3.1.2 Intercambio de variables entre el circuito eléctrico y el bloque MODELS

El funcionamiento del modelo eléctrico se basa en el intercambio de variables entre el circuito trifásico implementado en [ATPDraw](#) y el bloque de cálculo [MODELS](#), haciendo uso de los mecanismos internos que ofrece el entorno [ATP-EMTP](#). Este intercambio permite integrar el comportamiento dinámico de la máquina de inducción dentro de una estructura puramente circuital.

Las corrientes de fase del estator se obtienen directamente desde el circuito eléctrico mediante sensores de corriente disponibles en [ATPDraw](#). Estas variables constituyen las entradas principales al bloque [MODELS](#), donde se utilizan para el cálculo de las magnitudes dinámicas asociadas al modelo eléctrico, tales como las fuerzas electromotrices por fase, los flujos del rotor, el par electromagnético y la velocidad mecánica. Adicionalmente, el par mecánico aplicado a la máquina se introduce como una variable externa, permitiendo representar distintas condiciones de carga

mediante expresiones programadas de forma independiente.

Las variables calculadas en el bloque **MODELS** son transferidas nuevamente al circuito eléctrico a través de fuentes dependientes tipo **TACS**. Debido a que estas fuentes requieren una referencia explícita para su correcta operación, se emplean bloques auxiliares programados mediante sentencias **FORTTRAN**, los cuales permiten asociar las variables internas del modelo con las fuentes dependientes correspondientes. Este mecanismo garantiza que las fuerzas electromotrices calculadas dinámicamente influyan de manera adecuada en el comportamiento del circuito trifásico.

Con el fin de facilitar la comunicación entre el circuito y el bloque **MODELS**, se emplean elementos auxiliares como interruptores ideales permanentemente cerrados, los cuales permiten el paso de variables hacia los sensores y bloques de cálculo sin alterar el estado eléctrico del sistema. Asimismo, se incorporan resistencias de valor muy reducido en puntos específicos del circuito, con el objetivo de evitar problemas de referencia y mejorar la estabilidad numérica durante el proceso de simulación.

Bajo esta estructura de intercambio de variables, el circuito eléctrico y el bloque **MODELS** operan de manera integrada dentro del entorno **ATP-EMTP**, permitiendo reproducir el comportamiento dinámico de la máquina de inducción de forma consistente. Esta organización constituye la base sobre la cual, en secciones posteriores, se realizarán las adaptaciones necesarias para el acoplamiento del modelo eléctrico con el modelo térmico equivalente.

3.1.3 Parámetros eléctricos del modelo

Los parámetros eléctricos utilizados en el modelo corresponden al motor de inducción empleado como caso de estudio en [39]. En dicha referencia se analiza un motor AEG tipo eAM 90 SY 4Ex, cuyos datos se obtienen a partir de valores nominales de placa y ensayos característicos. Estos parámetros constituyen la base para la implementación del modelo eléctrico desarrollado en este trabajo y se emplean de forma consistente en las etapas eléctrica y térmica del modelo híbrido.

En la Tabla 3.1 se presentan los parámetros eléctricos y mecánicos del motor, manteniendo la notación y las magnitudes originales reportadas en [39].

Tabla 3.1: Datos eléctricos y mecánicos del motor de inducción.

Parámetro	Símbolo	Valor
Tensión nominal	U_N	380 V
Corriente nominal	I_{sN}	2.27 A
Potencia nominal	P_N	1 kW
Factor de potencia	$\cos \varphi$	0.829
Frecuencia nominal	f_N	50 Hz
Pares de polos	p	2
Resistencia del estator	R_s	6.586 Ω
Resistencia del rotor	R_r	4.827 Ω
Reactancia del estator	X_s	7.85 Ω
Reactancia del rotor	X_r	8.45 Ω
Reactancia magnetizante	X_m	179.3 Ω
Velocidad nominal	n_N	1415.6 rpm
Coefficiente de fricción	ρ	81.6
Par nominal	T_N	6.82 Nm
Momento de inercia	J	0.00383 kg·m ²

La Figura 3.2 muestra el menú de configuración del bloque [MODELS](#) correspondiente al modelo [VBR](#). En este menú se observa que los nombres de las variables internas del modelo coinciden con los identificadores externos, lo cual permite modificar los parámetros eléctricos desde la ventana de comandos del entorno [ATP-EMTP](#) sin necesidad de acceder de forma reiterada al interior del bloque MODELS.

MODEL: VBR_IM

Attributes

DATA	UNIT	VALUE
Rs		RS
Rr		RR
Lls		LLS
Llr		LLR
Msr		MSR
J		J
Kr		KR
p		P

NODE	PHASE	NAME
ia	1	ia
ib	1	ib
ic	1	ic
Tm	1	Tm
ea	1	Ea
eb	1	Eb
ec	1	Ec
Fix	1	Fix
Fry	1	Fry
Te	1	Te

Comment:

Label:

Models Library

Model: Edit Use As: Record

☐ Hide

☐ Protect

Order:

Edit definitions OK Cancel Help

Figura 3.2: Parámetros eléctricos definidos en el bloque **MODELS** del modelo VBR.

La Figura 3.3 presenta la ventana de edición de variables del entorno **ATP-EMTP**, donde se ingresan los valores numéricos de los parámetros del motor y se realizan los cálculos necesarios para el correcto funcionamiento del modelo **VBR**. Este enfoque permite centralizar la gestión de los parámetros del modelo y facilita la verificación de los valores empleados durante la simulación.

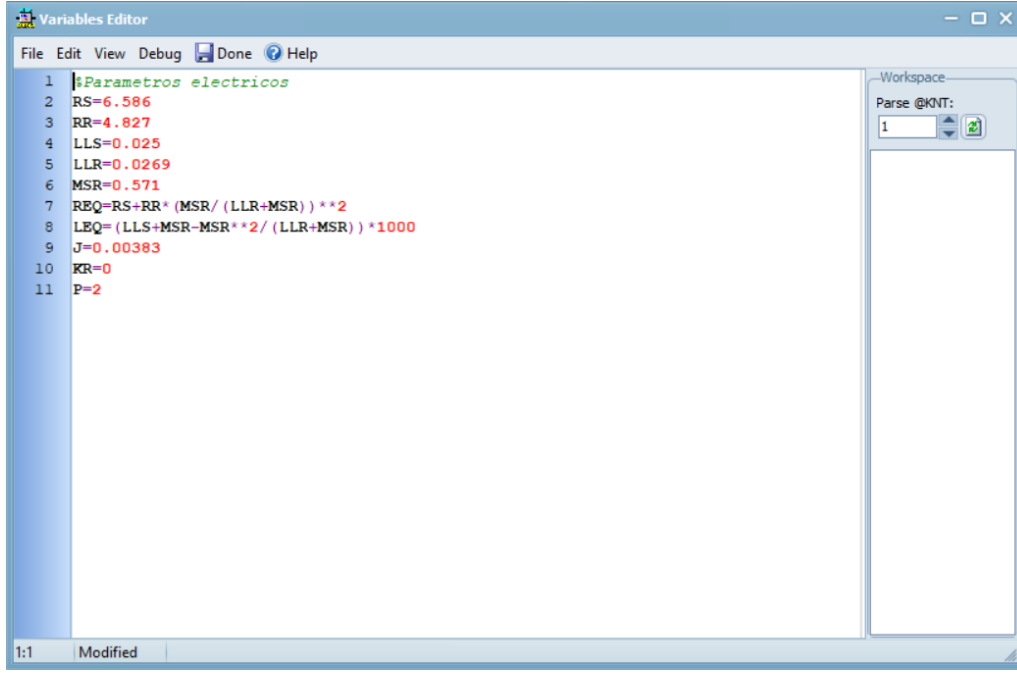


Figura 3.3: Ingreso de parámetros eléctricos y cálculo de magnitudes derivadas en el modelo [VBR](#).

De acuerdo con la formulación teórica del modelo [VBR](#) presentada en el marco teórico, el modelo circuital de la máquina de inducción se define en términos de inductancias de fuga del estator y del rotor, así como de la inductancia magnetizante. Por esta razón, las reactancias reportadas en [39] deben convertirse a inductancias para su implementación en el modelo eléctrico.

La conversión se realiza mediante la relación entre reactancia e inductancia a la frecuencia nominal del motor:

$$L = \frac{X}{2\pi f_N}$$

Para el motor de referencia, con $f_N = 50$ Hz, se obtienen las siguientes inductancias:

$$L_s = \frac{7.85}{2\pi \cdot 50} \approx 0.0250 \text{ H}$$

$$L_r = \frac{8.45}{2\pi \cdot 50} \approx 0.0269 \text{ H}$$

$$M_{sr} = \frac{179.3}{2\pi \cdot 50} \approx 0.571 \text{ H}$$

Es importante destacar que, dado que las reactancias empleadas provienen directamente del circuito equivalente utilizado en [39], dichas magnitudes ya incorporan de forma intrínseca los efectos de fuga según la formulación teórica del modelo. En consecuencia, la conversión directa reactancia– inductancia resulta suficiente para la implementación del modelo VBR, sin requerir ajustes adicionales.

De esta manera, los parámetros eléctricos implementados en el entorno [ATP-](#)

EMTP mantienen coherencia con los datos originales del motor y con la formulación teórica presentada en el marco teórico, constituyendo una base consistente para la validación del modelo eléctrico y su posterior integración con el modelo térmico equivalente.

3.1.4 Verificación del modelo eléctrico

Una vez implementado el modelo eléctrico y definidos sus parámetros, se realizó una verificación preliminar de su funcionamiento con el fin de comprobar la coherencia de los resultados obtenidos frente a los valores nominales del motor de referencia. Este procedimiento es necesario para asegurar que el modelo eléctrico reproduce adecuadamente el comportamiento dinámico de la máquina antes de introducir el acoplamiento electro-térmico.

Para esta verificación, el modelo se simuló utilizando los parámetros eléctricos y mecánicos correspondientes al régimen nominal del motor. El par mecánico aplicado se ingresó como un valor constante mediante un bloque TACS-FORTRAN, tal como se muestra en la Figura 3.4, permitiendo representar la condición de operación nominal durante la simulación.

DATA	UNIT	VALUE
Type	Use 98	98

NODE	PHASE	NAME
OUT	1	Tm

Comment:

Label: Tm={wm,l}

FORTRAN

OUT=

☐ Hide

Order:

Figura 3.4: Ingreso del par mecánico nominal mediante un bloque TACS-FORTRAN.

La verificación de la corriente del estator se realizó a partir del valor eficaz de la corriente de fase. Dado que la corriente medida directamente en el circuito corresponde a una señal sinusoidal en el dominio del tiempo, se empleó un bloque RMS para obtener su valor efectivo y permitir una comparación directa con la corriente nominal del motor. En la Figura 3.5 se muestra el bloque utilizado para el cálculo de la corriente eficaz.

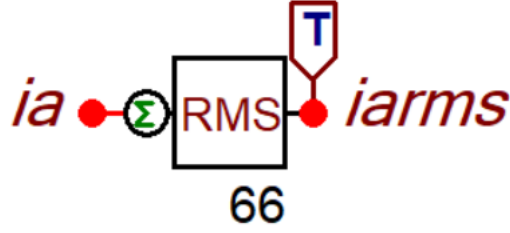


Figura 3.5: Bloque **RMS** empleado para el cálculo del valor eficaz de la corriente de fase.

En la Figura 3.6 se presenta la evolución temporal de la corriente eficaz de fase obtenida durante la simulación. En régimen permanente, el valor de la corriente eficaz alcanza aproximadamente $I_{\text{arms}} = 2.18$ A, lo cual es coherente con el valor nominal reportado para el motor de referencia.

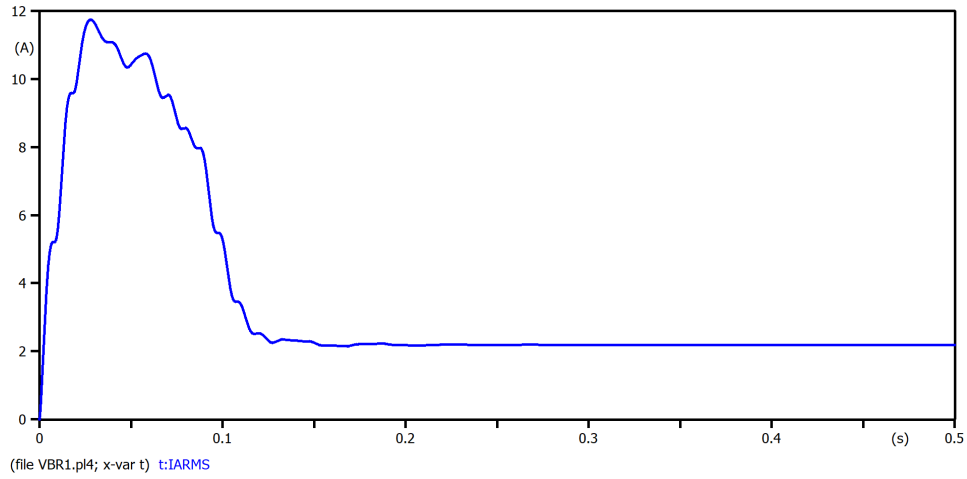


Figura 3.6: Evolución temporal de la corriente eficaz de fase I_{arms} .

La verificación de la velocidad mecánica se realizó a partir de la variable ω_m obtenida directamente del modelo. En la Figura 3.7 se muestra la respuesta dinámica de la velocidad mecánica durante el arranque y su evolución hasta el régimen permanente. El valor alcanzado en estado estacionario es de aproximadamente $\omega_m = 150.1$ rad/s, lo cual corresponde a una velocidad cercana a la nominal del motor, confirmando un comportamiento dinámico coherente del modelo eléctrico.

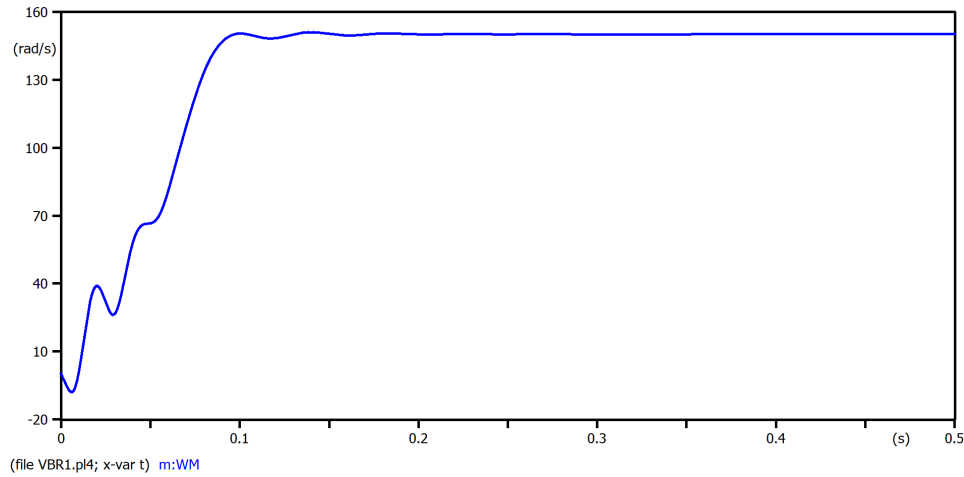


Figura 3.7: Respuesta dinámica de la velocidad mecánica del motor.

Los resultados obtenidos permiten confirmar que el modelo eléctrico reproduce de forma adecuada las principales magnitudes dinámicas de la máquina de inducción bajo condiciones nominales de operación. En consecuencia, el modelo eléctrico queda verificado desde el punto de vista dinámico y constituye una base confiable para la posterior integración con el modelo térmico equivalente.

3.2 Modelación térmica de la MI

3.2.1 Identificación y replicación de los parámetros térmicos

La identificación de los parámetros térmicos del modelo equivalente constituye una etapa previa necesaria para la implementación del modelo térmico, aunque no representa el objetivo central del presente trabajo. En este estudio se adopta el procedimiento propuesto por Moreno [39], el cual permite determinar un conjunto de parámetros térmicos concentrados a partir de ensayos experimentales controlados, orientados a caracterizar la generación y transmisión de calor en la máquina de inducción.

El método de identificación se estructura en varias fases claramente diferenciadas, cada una asociada a un tipo específico de ensayo y a un subconjunto de parámetros. En una primera fase se determinan las conductancias térmicas a velocidad nula, correspondientes al estator, al rotor y a la conductancia térmica mutua entre ambos. Para ello se emplean ensayos en corriente continua, los cuales permiten eliminar la influencia de la frecuencia eléctrica y de la rotación mecánica, aislando así los mecanismos puramente conductivos de transferencia de calor.

En una segunda fase, se identifican los coeficientes asociados a las pérdidas en el núcleo magnético, correspondientes a los efectos de histéresis y corrientes parásitas. Estos parámetros se obtienen a partir de ensayos en corriente alterna realizados a

muy baja frecuencia y con el rotor bloqueado, de modo que las pérdidas mecánicas y los efectos asociados a la ventilación resulten despreciables. Este procedimiento permite separar las pérdidas Joule de aquellas dependientes de la frecuencia eléctrica, tal como se describe en [39].

Posteriormente, se determina la dependencia de las conductancias térmicas con la velocidad mecánica del rotor. Esta etapa se basa en ensayos realizados con la máquina en rotación y a frecuencias cercanas a las condiciones nominales de operación, a partir de los cuales se estiman los coeficientes que modelan la variación de las conductancias térmicas en función de la velocidad. La inclusión de estos coeficientes resulta fundamental para representar adecuadamente el efecto de la ventilación y del régimen de giro sobre la evacuación de calor, y justifica la incorporación explícita de la velocidad mecánica como variable de entrada del modelo térmico.

Finalmente, las capacitancias térmicas asociadas al estator y al rotor se determinan a partir del análisis dinámico de la evolución temporal de las temperaturas, mediante técnicas de ajuste de curvas o balances energéticos en distintos puntos de operación. En el trabajo original de Moreno [39], este proceso se apoya en datos experimentales obtenidos directamente de sensores de temperatura. Sin embargo, en el presente estudio no se dispone de las curvas experimentales originales, por lo que la replicación se realiza a partir de las curvas publicadas, extrayendo de forma manual puntos representativos de la respuesta térmica, particularmente para el caso de operación a 30 Hz.

Es importante señalar que, en el presente trabajo, se reproduce numéricamente el procedimiento de identificación descrito en [39], empleando los datos y curvas experimentales reportados en dicha referencia, con el objetivo de verificar la coherencia de los parámetros térmicos obtenidos antes de su utilización en la implementación del modelo térmico equivalente. Esta aproximación permite emplear parámetros basados en mediciones reales sin necesidad de reproducir los ensayos experimentales, manteniendo el enfoque del estudio en el acoplamiento y la simulación del modelo electro-térmico en el entorno ATP-EMTP.

La replicación del procedimiento descrito se llevó a cabo mediante rutinas desarrolladas en MATLAB, las cuales implementan las ecuaciones y secuencias de cálculo propuestas en [39]. El código completo utilizado para dicha replicación se presenta en el Anexo A, con el fin de no sobrecargar el desarrollo principal del capítulo y mantener el enfoque del trabajo en la implementación y análisis del modelo híbrido en el entorno ATP-EMTP.

Cabe señalar que, en el marco del presente trabajo, la única variable requerida para la identificación y operación del modelo térmico que no se encuentra reportada de forma explícita en [39] es la corriente del rotor. En la referencia original se indica que dicha corriente puede determinarse a partir del circuito equivalente de

la máquina de inducción en régimen estacionario. Sin embargo, durante el proceso de replicación numérica del modelo térmico se observó que la determinación de los parámetros térmicos asociados a las pérdidas del rotor es altamente sensible a pequeñas variaciones en el valor de esta corriente.

En particular, al calcular la corriente del rotor mediante el circuito equivalente en régimen estacionario utilizando los valores publicados en [39], los cuales presentan redondeos en ciertos parámetros, se pueden introducir diferencias de pequeña magnitud que se amplifican en el proceso de identificación. Como consecuencia, pueden obtenerse resultados no físicos, tales como coeficientes de pérdidas negativos o valores inconsistentes de los parámetros térmicos derivados. Por esta razón, cuando se requiere la corriente del rotor para la determinación de parámetros del modelo térmico equivalente, dicho valor se obtiene de manera inversa, partiendo de los parámetros finales identificados en este trabajo. Este procedimiento se adopta exclusivamente para la corriente del rotor y permite garantizar la coherencia interna del modelo, sin afectar al resto de variables ni introducir información ajena a la formulación original.

En la Tabla 3.2 se presentan los parámetros térmicos del modelo térmico equivalente, comparando los valores reportados en el documento base con aquellos replicados en MATLAB a partir de los mismos datos de entrada.

Tabla 3.2: Comparación de parámetros térmicos del modelo térmico equivalente

Parámetro	Símbolo	Unidad	Documento base	Valor replicado
Conductancia térmica del estator	G_{s0}	W/°C	1.67	1.67
Conductancia térmica del rotor	G_{r0}	W/°C	0.17	0.17
Conductancia térmica mutua	G_{sr0}	W/°C	1.60	1.60
Coeficiente k del estator (histéresis)	k_{Hs}	W/(rad/s)	0.0378	0.0377
Coeficiente k del estator (Foucault)	k_{Fs}	W/(rad/s)	0.000258	0.000262
Coeficiente k del rotor (histéresis)	k_{Hr}	W/(rad/s)	0.0080	0.0080
Coeficiente k del rotor (Foucault)	k_{Fr}	W/(rad/s)	0.0025	0.0025
Coeficiente de pérdidas del estator	b_s	s/rad	0.01735	0.0173
Coeficiente de pérdidas del rotor	b_r	s/rad	0.0008	0.0008
Coeficiente de pérdidas mutuas	b_{sr}	s/rad	0.0010	0.0010
Capacitancia térmica del estator	C_s	J/°C	3200	3218.6
Capacitancia térmica del rotor	C_r	J/°C	1120	1127.7

3.2.2 Desarrollo del modelo térmico en ATP-EMTP

La modelación térmica de la máquina de inducción se realiza dentro del entorno de simulación ATP-EMTP, empleando su interfaz gráfica ATPDraw y los recursos

internos que el programa dispone para la implementación de modelos dinámicos. El modelo desarrollado se basa directamente en la formulación del modelo térmico equivalente presentada en el marco teórico, el cual representa la dinámica de transferencia de calor en la máquina de inducción mediante una estructura circuital.

En la Figura 3.8 se muestra la implementación completa del modelo térmico en el entorno ATPDraw, donde se observa el circuito térmico equivalente de la máquina de inducción y su interacción con el bloque de cálculo MODELS. Este esquema corresponde a la representación directa del modelo térmico empleado en este trabajo.

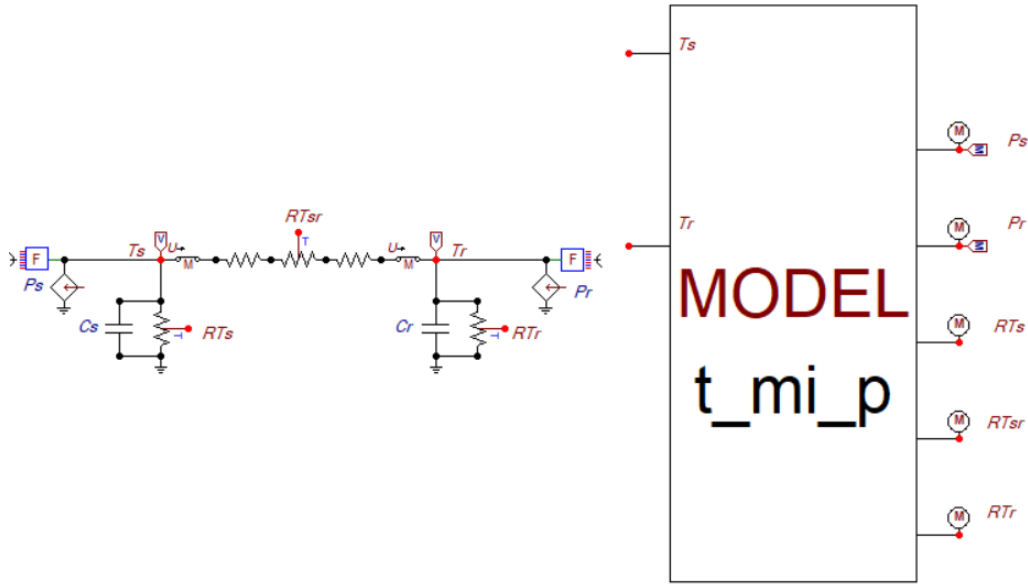


Figura 3.8: Implementación del modelo térmico de la máquina de inducción en el entorno ATPDraw

Bajo esta formulación, el comportamiento térmico del estator y del rotor se representa mediante un circuito equivalente compuesto por resistencias y capacitancias térmicas, las cuales modelan los fenómenos de transferencia y almacenamiento de calor en la máquina. Las fuentes térmicas asociadas a las pérdidas en el estator y en el rotor se incorporan como fuentes dependientes, cuyo valor se determina a partir de las variables calculadas en el bloque MODELS.

La implementación del modelo se realiza utilizando los mecanismos propios de ATP-EMTP para el intercambio de variables entre el circuito térmico y el bloque de cálculo. En esta etapa del trabajo, el modelo térmico se evalúa de forma independiente del modelo eléctrico. Para ello, las variables eléctricas requeridas para el cálculo de las pérdidas, tales como las corrientes del estator y del rotor, así como la velocidad mecánica, se introducen como datos externos provenientes de los ensayos experimentales reportados en [39], correspondientes a una prueba realizada a una frecuencia de 30 Hz. Este procedimiento permite verificar la capacidad del modelo

térmico para reproducir las curvas de temperatura publicadas en dicha referencia.

El intercambio de variables entre el circuito térmico y el bloque **MODELS** se efectúa mediante fuentes dependientes tipo **TACS** y sentencias **FORTTRAN**, las cuales forman parte de los mecanismos estándar del programa para la comunicación entre bloques de cálculo y circuitos. En particular, las pérdidas térmicas del estator y del rotor, así como las conductancias térmicas variables, son calculadas en el bloque **MODELS** y transferidas al circuito térmico mediante elementos **TACS**. De manera análoga, las temperaturas del estator y del rotor, obtenidas a partir del circuito térmico, son retroalimentadas al bloque **MODELS** para la actualización dinámica de las variables internas del modelo.

Con el fin de facilitar la transferencia de variables sin afectar el comportamiento del circuito, se emplean elementos auxiliares como interruptores ideales permanentemente cerrados, los cuales permiten el paso de señales hacia los bloques de cálculo sin modificar el estado del sistema. Esta estructura es análoga a la utilizada en el modelo eléctrico y responde a las particularidades del entorno **ATP-EMTP**.

La estructura final del modelo permite que el circuito térmico y el bloque **MODELS** operen de manera integrada dentro del entorno de simulación, reproduciendo de forma coherente la dinámica térmica de la máquina de inducción. En esta etapa, el modelo térmico se mantiene desacoplado del modelo eléctrico, reservándose el acoplamiento electro-térmico completo para su análisis en secciones posteriores.

3.2.3 Adecuación de la escala temporal del modelo térmico

El comportamiento térmico de una máquina de inducción evoluciona en escalas de tiempo del orden de minutos u horas. Sin embargo, en el entorno **ATP-EMTP** el tiempo máximo de simulación resulta limitado en la práctica, tanto por restricciones del programa como por el volumen de datos generado. En consecuencia, la simulación directa del modelo térmico en su escala temporal real implicaría tiempos de cálculo y almacenamiento poco viables. Para resolver esta limitación, se aplica una adecuación temporal que permite representar un intervalo térmico prolongado mediante una simulación de menor duración.

La adecuación se fundamenta en la dinámica de un sistema de primer orden equivalente tipo **RC**, cuya constante de tiempo se define como:

$$\tau = RC$$

donde R representa la resistencia (o conductancia inversa) del camino de transferencia térmica y C la capacitancia térmica asociada al almacenamiento de energía. En este contexto, la constante de tiempo τ determina la rapidez con la que el sistema responde ante una excitación térmica.

Sea t_{real} el tiempo físico que se desea representar y t_{sim} el tiempo efectivo que se simula en [ATP-EMTP](#). Se define el factor de adecuación temporal como:

$$K_t = \frac{t_{\text{real}}}{t_{\text{sim}}}$$

De esta manera, una simulación de duración t_{sim} representa un intervalo equivalente t_{real} , con $K_t > 1$.

Para acelerar la respuesta térmica sin modificar la estructura del circuito, se introduce una capacitancia equivalente C_{eq} definida por:

$$C_{\text{eq}} = \frac{C}{K_t}$$

Al reemplazar C por C_{eq} en la constante de tiempo, se obtiene:

$$\tau_{\text{eq}} = R C_{\text{eq}} = R \left(\frac{C}{K_t} \right) = \frac{RC}{K_t} = \frac{\tau}{K_t}$$

Por tanto, el sistema equivalente presenta una constante de tiempo reducida en un factor K_t , lo cual implica una dinámica más rápida en la simulación.

Es importante destacar que esta adecuación no altera el valor en régimen permanente del sistema ante excitaciones constantes. En un modelo térmico equivalente, el estado estacionario se obtiene cuando $\frac{dT}{dt} = 0$, de modo que la solución en régimen depende de las resistencias térmicas y de las fuentes de calor, mientras que las capacitancias afectan únicamente la velocidad de convergencia hacia dicho estado. En consecuencia, al escalar las capacitancias según $C_{\text{eq}} = C/K_t$ se acelera la transición térmica sin modificar el equilibrio térmico final.

Para el caso de estudio considerado, se adopta un tiempo real equivalente de $t_{\text{real}} = 10\,000$ s y un tiempo de simulación de $t_{\text{sim}} = 10$ s. En consecuencia, el factor de adecuación temporal utilizado en este trabajo resulta:

$$K_t = \frac{t_{\text{real}}}{t_{\text{sim}}} = \frac{10\,000}{10} = 1\,000$$

Este valor se emplea en la adecuación de las capacitancias térmicas del circuito, permitiendo representar la evolución térmica del sistema en escalas de tiempo reales mediante una simulación de duración reducida. Esta etapa se realiza sobre el modelo térmico operando de forma independiente, con el propósito de garantizar su correcto desempeño antes de proceder al acoplamiento electro-térmico en secciones posteriores.

3.2.4 Definición de parámetros y condiciones de simulación

Una vez implementado el modelo térmico en el entorno [ATP-EMTP](#) y aplicada la adecuación de la escala temporal, se procede a la definición de los parámetros y condiciones de simulación necesarios para su evaluación. En esta etapa se ingresan los datos requeridos para reproducir las condiciones del ensayo térmico de referencia, con el objetivo de preparar el modelo para su posterior verificación.

La definición de los parámetros se realiza a través del bloque [MODELS](#) del modelo térmico. En la Figura 3.9 se muestra el menú de configuración del bloque [MODELS](#), donde se incluyen tanto los parámetros térmicos del modelo equivalente como los parámetros eléctricos necesarios para el cálculo de las pérdidas. Los identificadores empleados en este menú coinciden con los nombres de las variables utilizadas externamente, permitiendo una correspondencia directa entre el bloque de cálculo y el circuito térmico.

DATA	UNIT	VALUE
Rs0		RS0
Rr0		RR0
alpha_s		ALPHA_S
alpha_r		ALPHA_R
Ppol		PPOL
theta0		THETA0
Gs0		GS0
Gsr0		GSR0
Gr0		GR0
bs		BS

NODE	PHASE	NAME
theta_s_rel	1	Ts
theta_r_rel	1	Tr
Ps	1	Ps
Pr	1	Pr
RTs	1	RTs
RTsr	1	RTsr
RTr	1	RTr

Comment: Label:

Models: Library

Model: Edit Use As: Record

☐ Hide ☐ Protect Order:

Edit definitions OK Cancel Help

Figura 3.9: Parámetros en el bloque [MODELS](#) del modelo térmico

Los valores numéricos de los parámetros y condiciones de operación se ingresan desde la ventana de edición de variables del entorno [ATP-EMTP](#), tal como se muestra en la Figura 3.10. En esta ventana se definen las capacitancias térmicas del estator y del rotor, las conductancias térmicas a velocidad nula y mutuas, los coeficientes de pérdidas y los coeficientes asociados a los mecanismos de histéresis y corrientes parásitas.

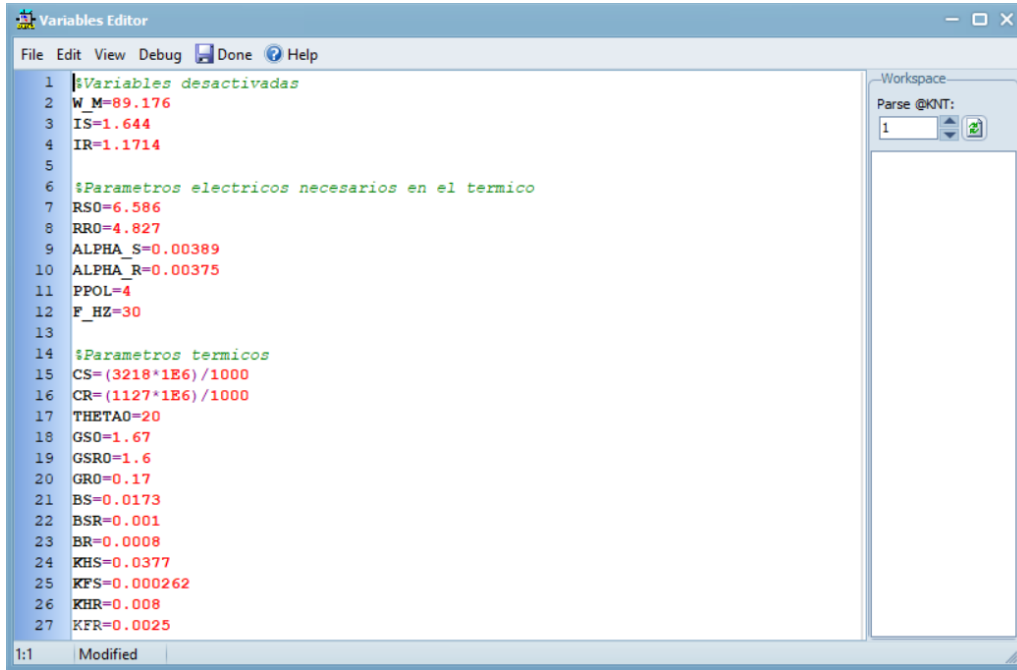


Figura 3.10: Ingreso de parámetros y condiciones de simulación del modelo térmico

Adicionalmente, en esta etapa se ingresan los parámetros eléctricos requeridos para el cálculo de las pérdidas por efecto Joule, tales como las resistencias del estator y del rotor a temperatura de referencia, así como los coeficientes de variación térmica correspondientes. También se incluyen parámetros generales del modelo, entre ellos el número de polos, la frecuencia de operación y la temperatura ambiente de referencia, dado que el modelo térmico calcula incrementos de temperatura relativos a dicha condición.

Para esta simulación, las variables eléctricas que en el modelo híbrido serán provistas por el modelo eléctrico se introducen como datos externos, de acuerdo con las condiciones del ensayo experimental reportado en [39]. En particular, se ingresan la velocidad mecánica, la corriente del estator y la corriente del rotor correspondientes al ensayo a 30 Hz, con el fin de evaluar de manera independiente el comportamiento del modelo térmico antes de su acoplamiento con el modelo eléctrico.

De esta manera, el modelo térmico queda completamente parametrizado y configurado bajo condiciones controladas, permitiendo verificar su coherencia y estabilidad antes de su integración en el modelo híbrido electro-térmico.

3.2.5 Verificación del modelo térmico

La verificación del modelo térmico se realiza reproduciendo el ensayo experimental a 30 Hz reportado en [39]. Este ensayo es particularmente útil porque, además de las curvas, incluye valores medidos de temperaturas absolutas del estator y del rotor, así como la temperatura ambiente del experimento, lo que permite contrastar

directamente el valor final alcanzado por el modelo.

El modelo térmico implementado entrega temperaturas relativas respecto a una condición de referencia. Por tanto, para comparar con las temperaturas absolutas reportadas en el ensayo, se emplea la relación:

$$\theta_{s,abs}(t) = \theta_{s,rel}(t) + \theta_{amb}, \quad \theta_{r,abs}(t) = \theta_{r,rel}(t) + \theta_{amb}$$

donde θ_{amb} corresponde a la temperatura ambiente medida en el ensayo.

Las condiciones de simulación corresponden al caso a 30 Hz de [39]. En esta etapa, las variables eléctricas que en el modelo híbrido serán provistas por el modelo eléctrico se introducen como datos externos: corriente del estator, corriente del rotor y velocidad mecánica. La corriente del rotor se incluye explícitamente debido a su participación en el cálculo de pérdidas asociadas al rotor, manteniendo consistencia con la etapa de identificación descrita previamente.

En la Figura 3.11 se muestra la respuesta del modelo térmico sin adecuación temporal. Se observa que, dentro del intervalo de simulación considerado, el incremento de temperatura permanece reducido y no alcanza a desarrollarse la dinámica térmica completa. En contraste, la Figura 3.12 presenta la respuesta con adecuación temporal aplicada, donde se evidencia una evolución térmica completa y una tendencia clara a régimen permanente.

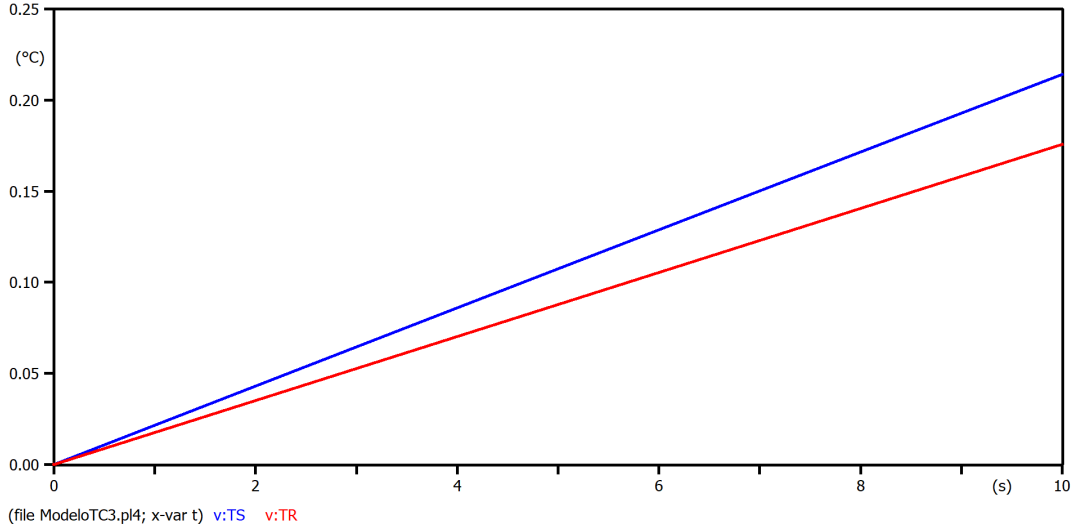


Figura 3.11: Respuesta térmica del modelo a 30 Hz sin adecuación temporal.

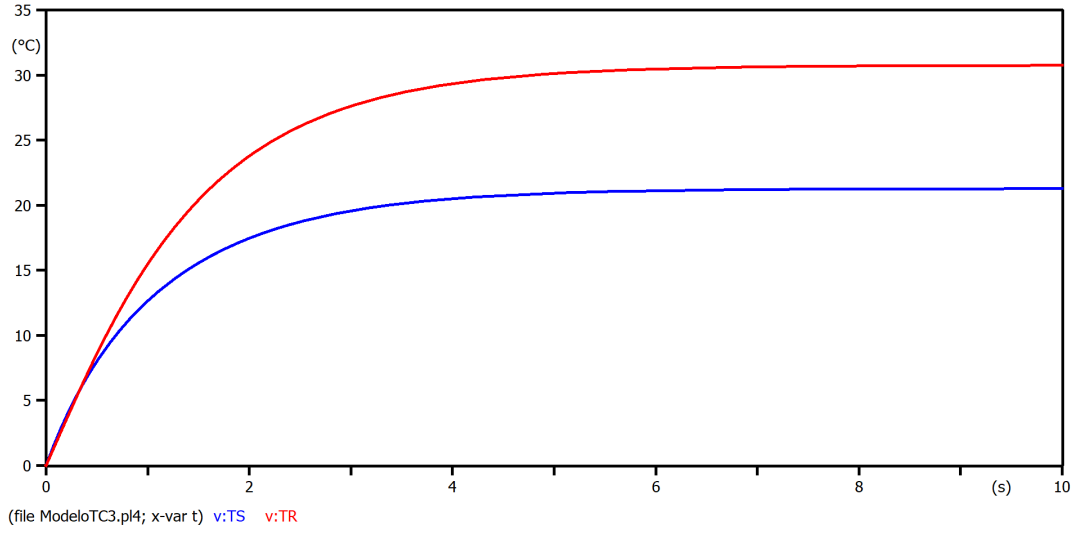


Figura 3.12: Respuesta térmica del modelo a 30 Hz con adecuación temporal aplicada.

Para la comprobación cuantitativa, se toman los valores finales de temperatura relativa obtenidos en simulación y se convierten a temperatura absoluta sumando $\theta_{\text{amb}} = 20^\circ\text{C}$, según el ensayo reportado en [39]. En la Figura 3.13 se muestran los valores finales alcanzados por el modelo. A partir de dichos valores:

$$\theta_{s,\text{abs}} \approx 21.215 + 20 = 41.215^\circ\text{C}$$

$$\theta_{r,\text{abs}} \approx 30.645 + 20 = 50.645^\circ\text{C}$$

Estos resultados son consistentes con las temperaturas medidas del ensayo a 30 Hz reportadas en [39] ($\theta_{s1} \approx 41.3^\circ\text{C}$ y $\theta_{r1} \approx 50.9^\circ\text{C}$), presentando diferencias pequeñas atribuibles a redondeos y a la naturaleza equivalente del modelo térmico. En consecuencia, se concluye que el modelo reproduce de manera coherente la estabilización térmica observada experimentalmente y resulta adecuado como base para su integración en el modelo híbrido electro-térmico.

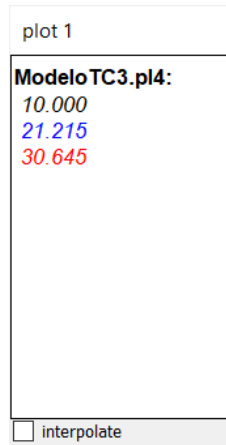


Figura 3.13: Valores finales de temperatura relativa obtenidos en la simulación a 30 Hz.

3.3 Modelación híbrida electro-térmica en ATP-EMTP

3.3.1 Estructura global del modelo híbrido

Con base en los modelos eléctrico y térmico de la máquina de inducción desarrollados y verificados de forma independiente en las secciones anteriores, en este apartado se presenta la estructura general del modelo híbrido electro-térmico implementado en el entorno ATP-EMTP. El objetivo de este modelo es permitir el análisis conjunto del comportamiento eléctrico y térmico de la máquina bajo condiciones de operación variables, manteniendo una representación integrada y coherente de ambos dominios.

La **Figura 3.14** muestra el esquema general del modelo híbrido, en el cual se identifican claramente el modelo eléctrico de la máquina de inducción, el modelo térmico equivalente y los bloques de cálculo asociados a cada uno de ellos. Ambos modelos se encuentran interconectados de manera bidireccional, de modo que las variables eléctricas y térmicas interactúan dinámicamente durante la simulación, permitiendo representar la influencia mutua entre pérdidas, temperaturas y condiciones de carga.

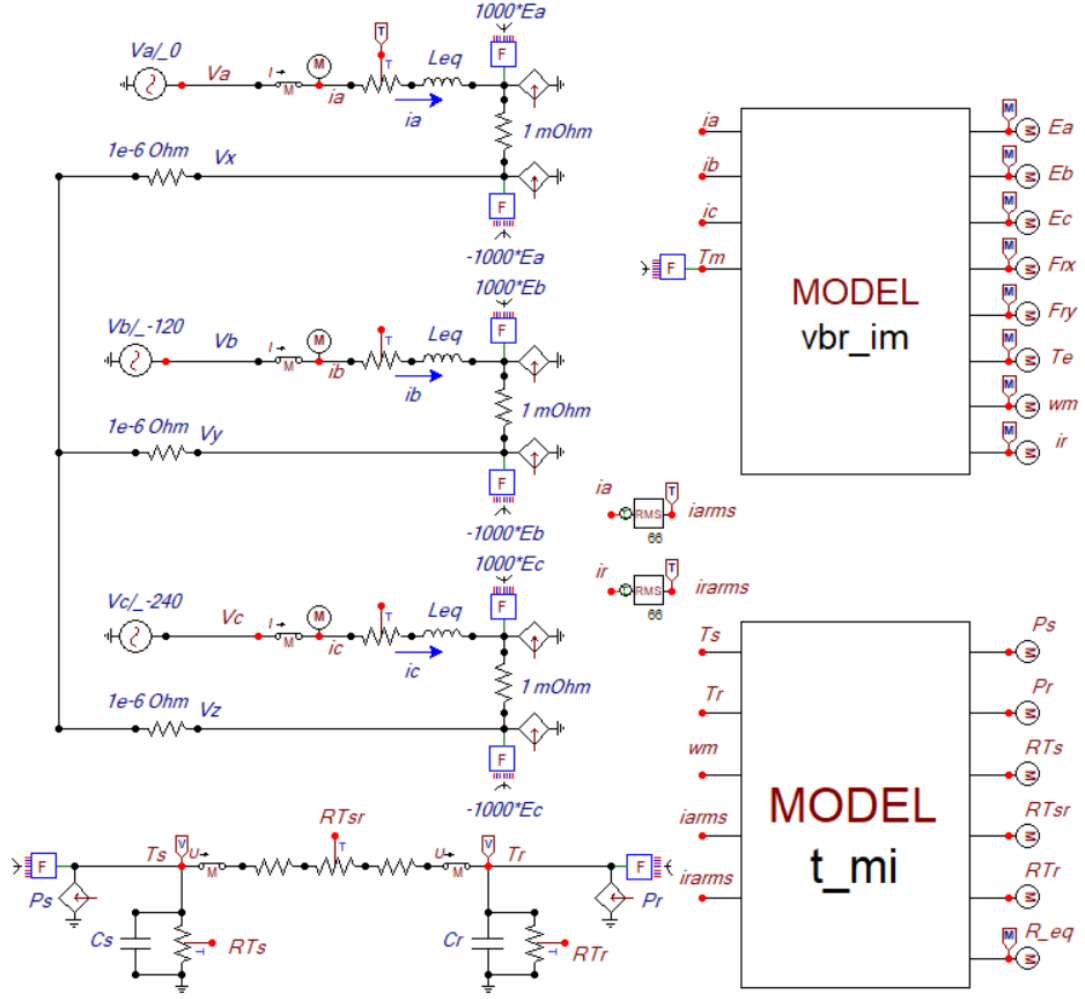


Figura 3.14: Modelo híbrido electro-térmico de la máquina de inducción.

El modelo eléctrico mantiene la estructura basada en la formulación (VBR), mientras que el modelo térmico se implementa mediante un circuito equivalente concentrado asociado a un bloque de cálculo independiente. La integración de ambos modelos da lugar a una plataforma de simulación híbrida capaz de reproducir la evolución temporal de las principales variables eléctricas y térmicas de la máquina de inducción de forma simultánea.

Esta estructura híbrida constituye la base para el análisis de escenarios de operación con cargas variables, tales como ciclos de trabajo intermitentes, en los que se busca evaluar el efecto combinado de las solicitaciones eléctricas sobre la respuesta térmica del motor y, de manera recíproca, la influencia de la temperatura sobre el comportamiento eléctrico. En las subsecciones siguientes se describen en detalle las modificaciones introducidas en cada modelo, así como los mecanismos de interacción empleados para su acoplamiento dentro del esquema híbrido.

3.3.2 Ajuste de la escala temporal para la simulación híbrida

Al integrar el modelo eléctrico con el modelo térmico equivalente, se observa que la dinámica eléctrica y electromecánica de la máquina, en particular el régimen transitorio de arranque (picos de par y corrientes), se desarrolla en escalas de milisegundos a segundos. En contraste, la respuesta térmica del sistema ocurre en escalas de minutos a horas. Bajo una simulación híbrida directa, estos transitorios rápidos pueden introducir excitaciones no representativas en la escala térmica, produciendo distorsiones numéricas o respuestas térmicas exageradas al interpretarse implícitamente como eventos extendidos en el tiempo. Este comportamiento se evidencia cuando el acoplamiento se realiza sin un tratamiento previo de la escala temporal del modelo eléctrico, como se ilustra en la Figura 3.15.

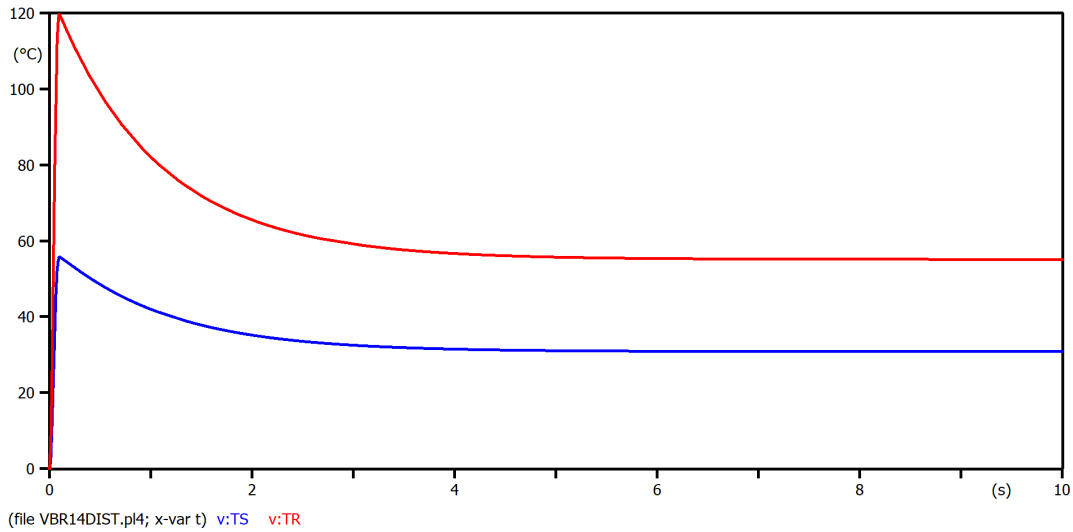


Figura 3.15: Respuesta térmica obtenida en el esquema híbrido sin aplicar ajuste de escala temporal al modelo eléctrico.

Con el fin de compatibilizar ambas escalas temporales, se introduce un ajuste de escala temporal en el modelo eléctrico, de modo que su transitorio de arranque se comprima dentro del intervalo de simulación sin alterar los valores de régimen permanente. Para ello se define un factor de escalamiento $k_f = 10$, incrementando la frecuencia nominal de alimentación desde $f_n = 50$ Hz hasta $f'_n = 500$ Hz, ajuste que se implementa directamente en las fuentes del circuito eléctrico, como se muestra en la Figura 3.16.

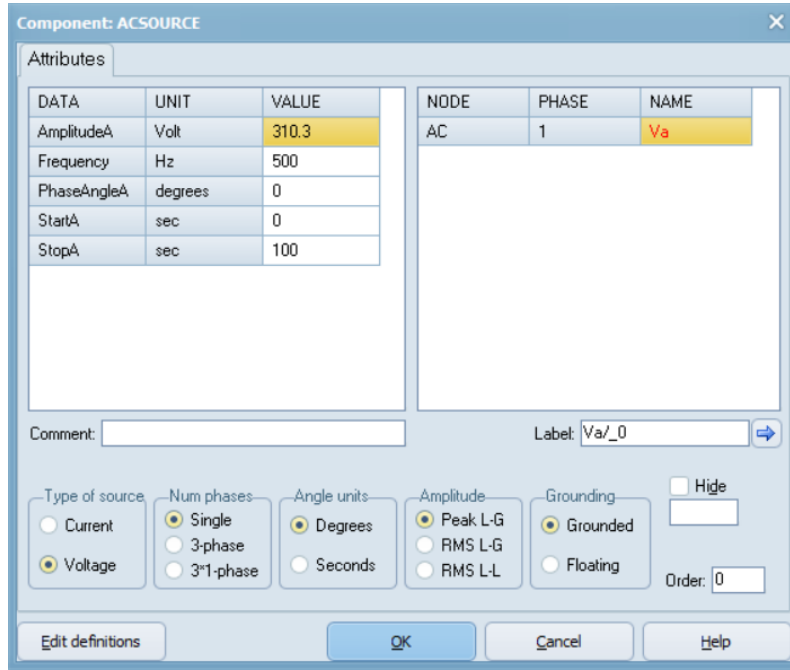


Figura 3.16: Configuración de la frecuencia de alimentación del modelo eléctrico.

El escalamiento de la frecuencia modifica las reactancias inductivas del modelo, dado que la reactancia está definida por:

$$X = \omega L = 2\pi f L \quad (3.1)$$

Por lo tanto, al escalar la frecuencia por un factor k_f , las inductancias del modelo se ajustan según:

$$L' = \frac{L}{k_f} \quad (3.2)$$

de modo que la reactancia equivalente permanece invariante, lo cual puede verificarse sustituyendo (3.2) en (3.1):

$$X' = 2\pi f' L' = 2\pi(k_f f) \left(\frac{L}{k_f} \right) = X \quad (3.3)$$

De esta forma, el comportamiento eléctrico en régimen permanente se conserva, mientras que la dinámica transitoria se desarrolla en un intervalo temporal más corto. Las modificaciones realizadas sobre los parámetros eléctricos se presentan en la Figura 3.17.

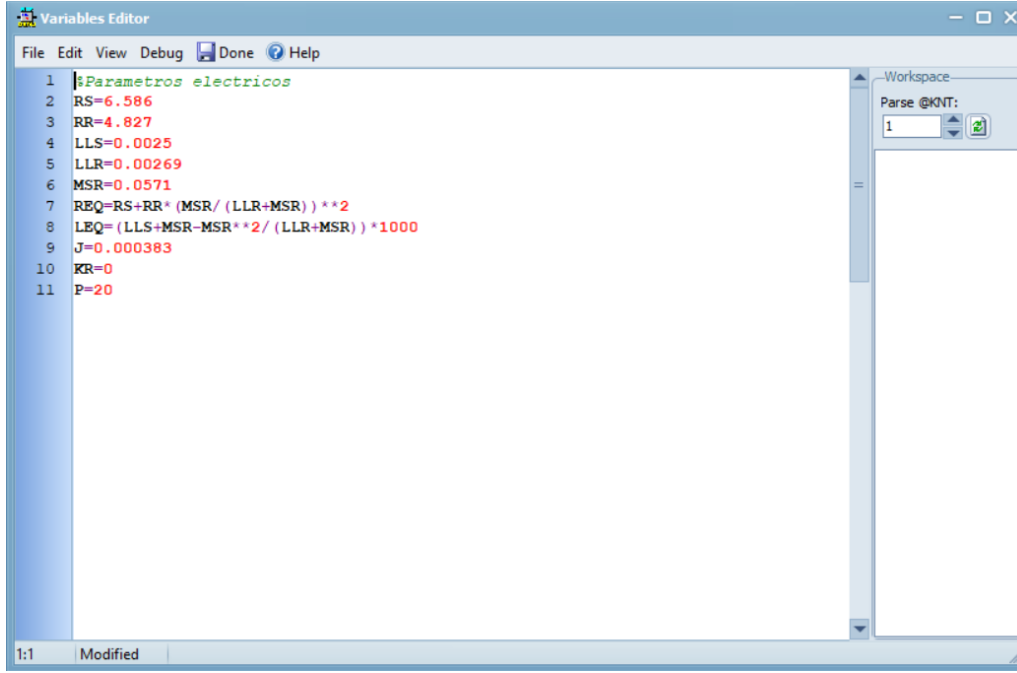


Figura 3.17: Parámetros eléctricos ajustados para el escalamiento temporal del modelo eléctrico.

Adicionalmente, para conservar la velocidad síncrona de la máquina, se parte de la relación:

$$\omega_s = \frac{2\pi f}{p} \quad (3.4)$$

donde p representa el número de pares de polos. Al escalar la frecuencia por k_f , el número de pares de polos se ajusta como $p' = k_f p$, de modo que:

$$\omega'_s = \frac{2\pi f'}{p'} = \omega_s \quad (3.5)$$

Para reducir la duración del transitorio electromecánico de arranque, se ajusta además la constante de inercia mecánica del modelo. Considerando la dinámica:

$$J \frac{d\omega_m}{dt} = T_e - T_L - B \omega_m \quad (3.6)$$

la reducción de J permite acelerar la evolución temporal del sistema sin modificar la condición de equilibrio final, determinada por el balance de torques en régimen permanente.

Antes de proceder al acoplamiento electro-térmico, este ajuste de escala temporal se verifica sobre el modelo puramente eléctrico, con el objetivo de comprobar que no introduce alteraciones significativas en las magnitudes eléctricas y electromecánicas de régimen permanente. Esta verificación no constituye un resultado del modelo eléctrico, sino una etapa metodológica previa necesaria para asegurar la

coherencia del esquema híbrido. En las Figuras 3.18 y 3.19 se muestran la velocidad mecánica y la corriente RMS obtenidas con el modelo eléctrico escalado, las cuales se mantienen consistentes respecto al modelo no escalado presentado previamente en las Figuras 3.7 y 3.6.

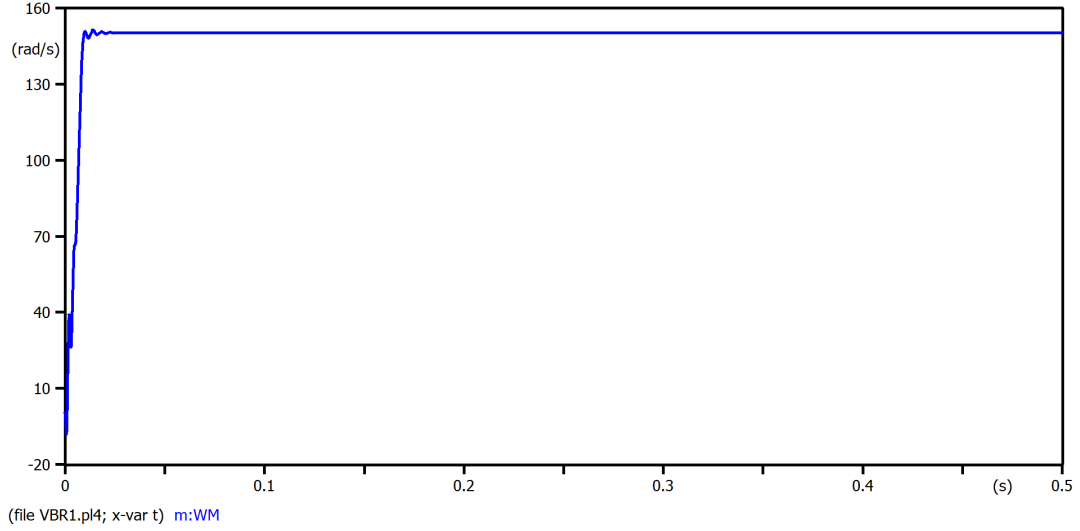


Figura 3.18: Velocidad mecánica del modelo eléctrico con ajuste de escala temporal.

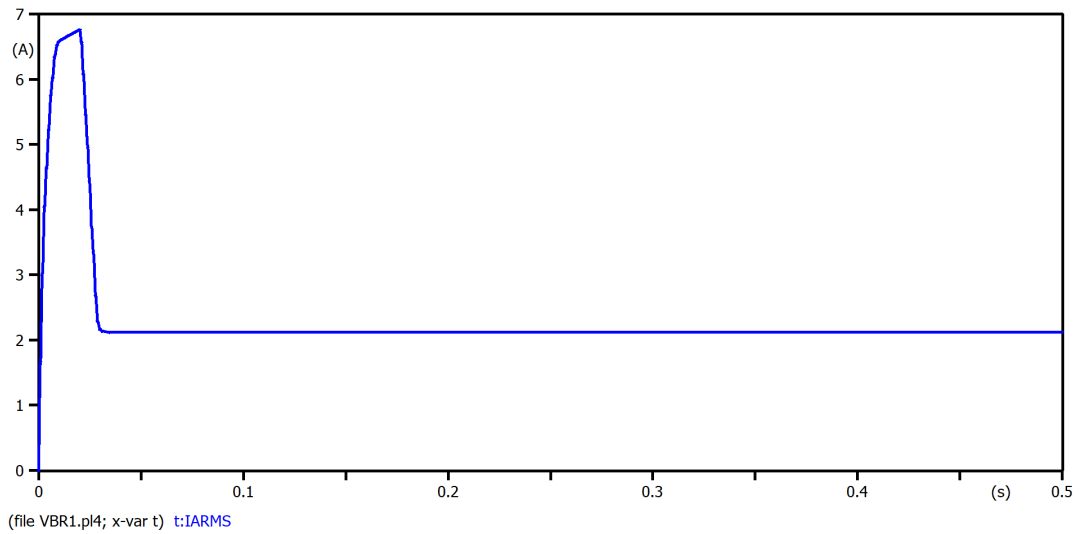


Figura 3.19: Corriente RMS del modelo eléctrico con ajuste de escala temporal.

En particular, el modelo escalado alcanza un valor estacionario de $\omega_m \approx 150.24$ rad/s y una corriente eficaz de fase de $I_{\text{RMS}} \approx 2.12$ A, confirmando que el ajuste de escala temporal no compromete la coherencia de las magnitudes de régimen permanente. En consecuencia, el modelo eléctrico escalado resulta apto para su integración consistente con el modelo térmico equivalente en el esquema híbrido.

3.3.3 Implementación del modelo eléctrico en el esquema híbrido

3.3.3.1 Circuito eléctrico del modelo VBR en el esquema híbrido

El circuito eléctrico del modelo VBR implementado en el esquema híbrido conserva la misma topología trifásica empleada en el modelo eléctrico previamente desarrollado y verificado. En la Figura 3.20 se presenta el circuito completo de la máquina de inducción implementado en el entorno ATPDraw, donde se identifican las fuentes de alimentación trifásicas, la inductancia equivalente por fase y las fuentes de fuerza electromotriz calculadas externamente.

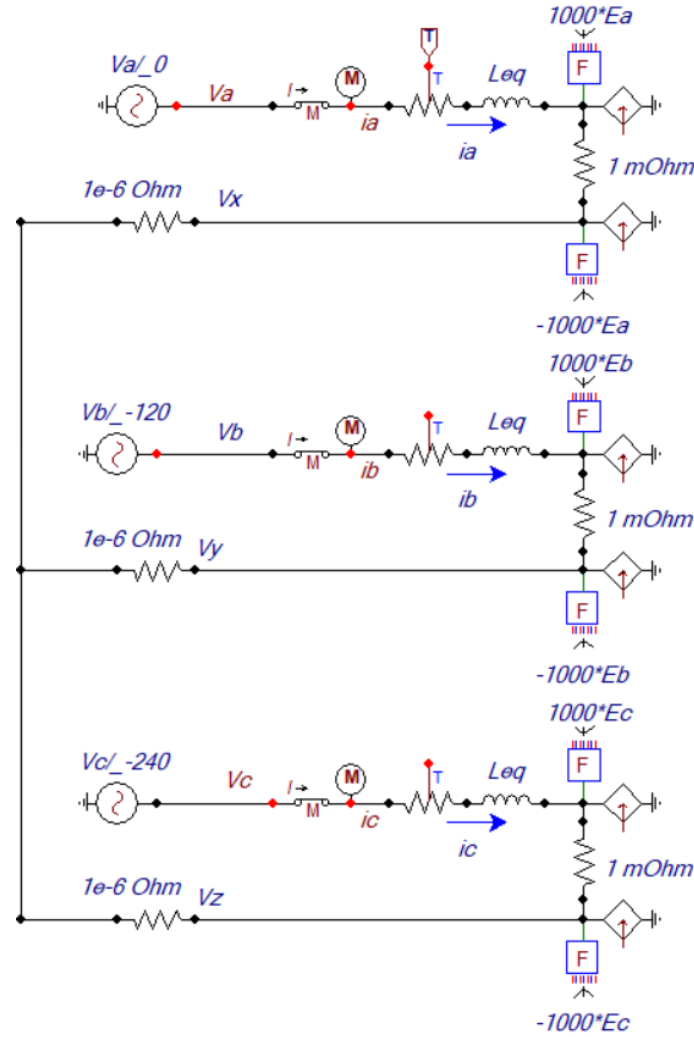


Figura 3.20: Circuito eléctrico del modelo VBR en el esquema híbrido implementado en ATPDraw

Cada fase del circuito se modela mediante una resistencia equivalente y una inductancia equivalente conectadas en serie, detrás de las cuales se ubica una fuente de fuerza electromotriz dependiente. Esta estructura corresponde directamente a la formulación del modelo Voltage Behind Reactance, en la cual el acoplamiento

electromagnético entre estator y rotor se representa a través de las fuerzas electro-motrices, sin modificar la estructura básica del circuito eléctrico.

En el esquema híbrido, la resistencia equivalente deja de considerarse un parámetro constante. Dicha resistencia corresponde a una magnitud global referida al estator, en la cual se encuentran incorporadas las contribuciones resistivas tanto del estator como del rotor, de acuerdo con la formulación propia del modelo [VBR](#). En consecuencia, no se representan resistencias de estator y rotor de forma separada dentro del circuito, sino una única resistencia equivalente que agrupa dichos efectos.

Para permitir la retroalimentación térmica hacia el modelo eléctrico, la resistencia equivalente fue implementada mediante un elemento resistivo dependiente de variables externas, utilizando un componente de tipo [TACSRES](#). En la Figura [3.21](#) se muestra el elemento resistivo empleado, mientras que en la Figura [3.22](#) se presenta su configuración dentro del entorno [ATPDraw](#).

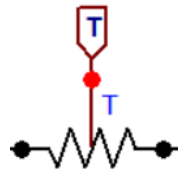


Figura 3.21: Elemento resistivo dependiente de temperatura implementado mediante TACS

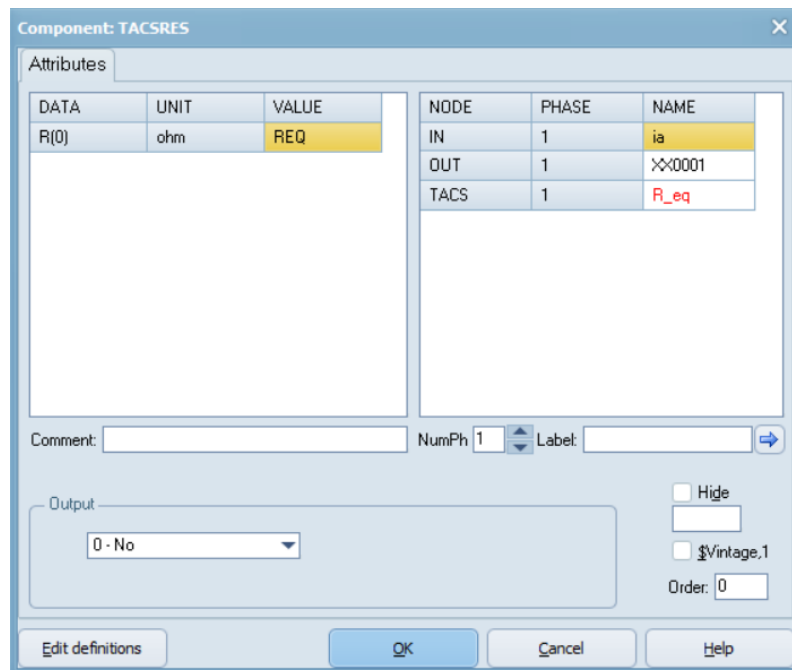


Figura 3.22: Configuración del componente TACSRES

En esta implementación, el componente TACSRES no recibe directamente infor-

mación de temperatura ni factores de corrección térmica. En su lugar, recibe como entrada el valor actualizado de la resistencia equivalente calculado en el modelo térmico, el cual ya incorpora la influencia de la temperatura del estator y del rotor. De este modo, la interacción térmica se introduce de forma paramétrica, manteniendo al circuito eléctrico desacoplado de las ecuaciones térmicas y preservando la estructura original del modelo **VBR**.

Las inductancias equivalentes del circuito se mantienen constantes durante toda la simulación, dado que en el presente trabajo no se consideran efectos de saturación magnética ni variaciones inductivas dependientes de la temperatura. Bajo este enfoque, el acoplamiento electro-térmico se realiza exclusivamente a través de la actualización de la resistencia equivalente, garantizando la coherencia física del esquema híbrido y la validez del modelo eléctrico previamente verificado.

El circuito eléctrico interactúa con el bloque **MODELS** del modelo **VBR** mediante un esquema de retroalimentación. Las fuerzas electromotrices por fase calculadas en el bloque **MODELS** se inyectan en el circuito, mientras que las corrientes de fase resultantes son utilizadas como variables de entrada para la evaluación de la dinámica electromagnética. La descripción detallada de este intercambio de variables se aborda en la subsección correspondiente al bloque **MODELS** del modelo eléctrico en el esquema híbrido.

3.3.3.2 Bloque **MODELS** del modelo eléctrico en el esquema híbrido

El bloque **MODELS** del modelo eléctrico constituye el núcleo de cálculo del modelo **VBR** en el esquema híbrido, ya que en él se implementan las ecuaciones dinámicas que describen el comportamiento electromagnético y electromecánico de la máquina de inducción. En la Figura 3.23 se presenta el bloque **MODELS** empleado, identificado como **vbr_im**, junto con sus entradas y salidas principales.

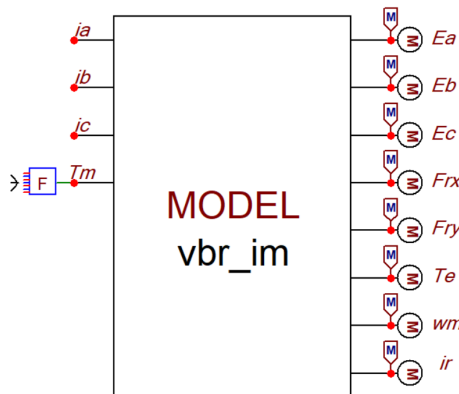


Figura 3.23: Bloque **MODELS** del modelo eléctrico **VBR** en el esquema híbrido

Como entradas del bloque **MODELS** se consideran las corrientes instantáneas

de fase i_a , i_b e i_c , provenientes directamente del circuito eléctrico, así como el par mecánico aplicado T_m , el cual se define mediante un bloque **TACS-FORTRAN** externo. Este bloque permite la implementación de expresiones analíticas sencillas para representar distintos perfiles de carga, tales como par constante, par dependiente de la velocidad o condiciones de operación en vacío.

A partir de las corrientes de fase y del par mecánico aplicado, el bloque **MODELS** evalúa las ecuaciones dinámicas del modelo **VBR**, calculando las fuerzas electromotrices inducidas por fase E_a , E_b y E_c , las cuales son realimentadas al circuito eléctrico, cerrando el lazo electromagnético del modelo. Adicionalmente, el bloque **MODELS** determina el par electromagnético desarrollado T_e , la velocidad mecánica del rotor ω_m y los flujos del rotor expresados en coordenadas espaciales $F_{r,x}$ y $F_{r,y}$.

Con el fin de permitir el acoplamiento con el modelo térmico, se incorporó en el bloque **MODELS** el cálculo explícito de la corriente del rotor, magnitud que no se encuentra disponible de forma directa en el circuito eléctrico del modelo **VBR**. Dicho cálculo se realiza a partir de la relación flujo-corriente del rotor definida en el marco teórico, evaluada en coordenadas espaciales. A partir de los flujos del rotor $F_{r,x}$ y $F_{r,y}$, y de los parámetros inductivos del modelo, se obtiene la corriente del rotor en el sistema de referencia x - y .

Dado que el sistema es equilibrado y no presenta componente homopolar, resulta suficiente proyectar la corriente del rotor a una única fase representativa. Este resultado se obtiene a partir de la relación flujo-corriente del rotor desarrollada en el marco teórico y presentada en la ecuación (2.17), la cual se encuentra formulada en coordenadas espaciales. Al aplicar la transformación inversa de Clarke a dicha expresión y considerar un sistema trifásico equilibrado, la proyección de la corriente del rotor sobre las fases del sistema se simplifica, siendo suficiente evaluar únicamente la componente asociada al eje x .

Bajo estas consideraciones, la corriente del rotor empleada en el esquema híbrido se expresa finalmente como:

$$i_{r,a} = \sqrt{\frac{2}{3}} i_{r,x} \quad (3.7)$$

Esta expresión corresponde a la magnitud que se implementa directamente dentro del bloque **MODELS**, evitando la necesidad de evaluar la transformación completa para las tres fases del sistema.

La corriente del rotor calculada se habilita como variable de salida del bloque **MODELS**, junto con el resto de magnitudes eléctricas y mecánicas del modelo. Tanto la corriente de fase del estator como la corriente del rotor se procesan posteriormente mediante bloques **RMS**, con el fin de obtener valores eficaces coherentes con el cálculo de pérdidas térmicas. En la Figura 3.24 se muestra el esquema de los bloques **RMS**

empleados para la obtención de las corrientes efectivas.

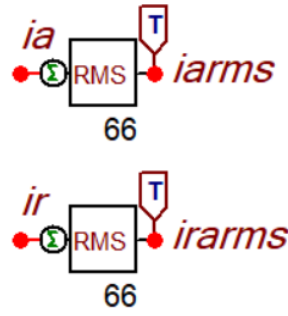


Figura 3.24: Bloques **RMS** utilizados para la obtención de las corrientes efectivas del estator y del rotor

Además de las corrientes efectivas, la velocidad mecánica del rotor ω_m se proporciona como salida del bloque **MODELS**, dado que esta magnitud interviene en la actualización de las conductancias térmicas del modelo térmico equivalente. De esta forma, el bloque **MODELS** del modelo eléctrico suministra al modelo térmico todas las variables necesarias para la evaluación de las pérdidas y del comportamiento térmico, sin alterar la formulación electromagnética ni la dinámica electromecánica del modelo **VBR** previamente validado.

Con el fin de materializar la implementación descrita, a continuación se presenta el fragmento de código correspondiente al bloque **MODELS** del modelo eléctrico. En este código se implementan las ecuaciones dinámicas del modelo **VBR**, así como el cálculo explícito de la corriente del rotor y la habilitación de las variables de salida empleadas en el acoplamiento electro-térmico. El código mostrado corresponde directamente a la implementación utilizada en las simulaciones realizadas.

```

1 MODEL VBR_IM
2 DATA Rs {dflt: 0.3},Rr {dflt: 0.3}
3 DATA Lls {dflt: 2.e-3},Llr {dflt: 2.e-3},Msr {dflt: 60.e-3};
4 DATA J {dflt: 0.163},Kr {dflt:0},p {dflt:2}
5 INPUT ia, ib, ic, Tm -- input data
6 CONST SQRT23 {val: 0.816496581},SQRT1_2 {val: 0.707106781}
7 CONST SQRT1_6 {val: 0.408248290},SQRT1_3 {val: 0.577350269}
8 OUTPUT ea,eb,ec,FrX,Fry,Te,wm,ir --output data
9 VAR ea,eb,ec,FrX,Fry,Te,wm,ix,iy,io,pFrX,pFry
10 VAR isr_x,ir
11 VAR ex,ey,eo,pwm,Lr,M
12 HISTORY -- Storing previous values for integration variables
13   pFrX {dflt:0} -- Fluxes derivatives
14   integral(pFrX) {dflt:0}
15   pFry {dflt:0}
16   integral(pFry) {dflt:0}
17   pwm {dflt:0} -- Angular speed derivative

```

```

18  integral(pwm) {dflt:0}
19  io {dflt:0}          -- cero sequence current
20 INIT
21  ea:=0
22  eb:=0
23  ec:=0
24  wm:=0
25  pwm:=0
26  pFrx:=0
27  pFry:=0
28  Frx:=0
29  Fry:=0
30 ENDINIT
31 EXEC
32  Lr:=(Llr+Msr) -- Rotor inductance
33  M := Msr      -- Mutual inductance
34  -- Stator currents to space vector components ix, iy, io
35  ix:= SQRT23*(ia-0.5*ib-0.5*ic)      -- Eq. (11)
36  iy:= SQRT1_2*(ib-ic)                -- Eq. (11)
37  io:= SQRT1_2*(ia+ib+ic)             -- Eq. (11)
38  -- Rotor fluxes derivatives
39  pFrx:-Rr*Frx/Lr-p*wm*Fry+Rr*M*ix/Lr -- Eq. (3,4)
40  pFry:-Rr*Fry/Lr+p*wm*Frx+Rr*M*iy/Lr -- Eq. (3,4)
41  -- Rotor fluxes calculation
42  Frx:=INTEGRAL(pFrx)
43  Fry:=INTEGRAL(pFry)
44  -- Rotor currents in space vector coordinates
45  isrx := (Frx - M*ix)/Lr
46  ir := (SQRT23*isrx)
47  -- FEM calculation in space vector coordinates
48  ex:=-M*Rr*Frx/(Lr**2)-M*p*wm*Fry/Lr -- Eq. (7)
49  ey:=-M*Rr*Fry/(Lr**2)+M*p*wm*Frx/Lr -- Eq. (7)
50  eo:= Rs*io+Lls*deriv(io)
51  -- FEM space vector transformation to abc
52  ea:= SQRT23*ex+SQRT1_3*eo           -- Eq. (8)
53  eb:=-SQRT1_6*ex+SQRT1_2*ey+SQRT1_3*eo -- Eq. (9)
54  ec:=-SQRT1_6*ex-SQRT1_2*ey+SQRT1_3*eo -- Eq. (10)
55  -- Electric torque calculation
56  Te:= p*M*(Frx*iy-Fry*ix)/Lr        -- Eq. (12)
57  -- Dynamic equation -- angular speed derivative
58  pwm:=(Te-Tm-Kr*wm)/J
59  -- Integration of the dynamic equation
60  wm:=INTEGRAL(pwm) -- angular speed
61 ENDEXEC
62 ENDMODEL

```

Algoritmo 3.1: Código del bloque **MODELS** del modelo eléctrico VBR

3.3.4 Implementación del modelo térmico en el esquema híbrido

El modelo térmico implementado en el esquema híbrido se basa en un circuito térmico equivalente de segundo orden, construido directamente a partir del modelo teórico desarrollado previamente. Su implementación se realiza íntegramente mediante elementos circuitales en el entorno [ATPDraw](#), utilizando las analogías térmico-eléctricas clásicas, sin introducir simplificaciones adicionales ni aproximaciones empíricas fuera de las consideradas en el marco teórico.

3.3.4.1 Circuito térmico equivalente en el esquema híbrido

El circuito térmico equivalente implementado se muestra en la Figura 3.25. Dicho circuito representa el comportamiento térmico del estator y del rotor mediante dos nodos térmicos principales, asociados a las temperaturas relativas del estator T_s y del rotor T_r , respectivamente. Cada nodo térmico se modela mediante una capacitancia térmica constante, mientras que la transferencia de calor entre estator y rotor, así como hacia el ambiente, se representa mediante resistencias térmicas equivalentes.

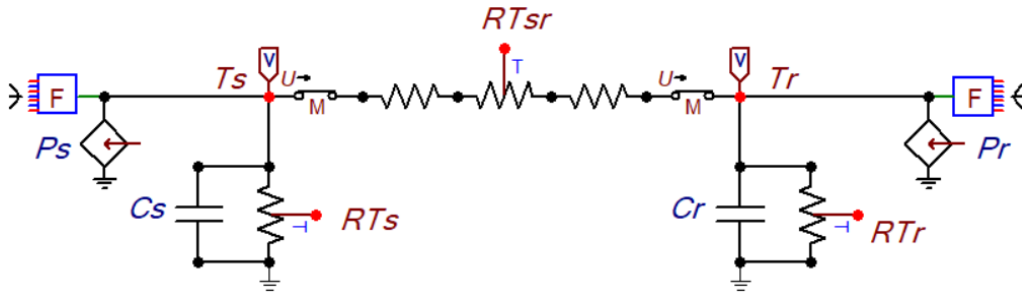


Figura 3.25: Circuito térmico equivalente de segundo orden implementado en ATPDraw

Las entradas principales del circuito térmico corresponden a las pérdidas térmicas del estator y del rotor, representadas mediante fuentes de corriente térmica. Estas fuentes se implementan utilizando elementos tipo fuente [TACS](#), configurados como fuentes de corriente, en correspondencia con el análogo eléctrico del flujo de calor. Dado que las pérdidas dependen de múltiples variables eléctricas y mecánicas, su cálculo no se realiza directamente en el circuito, sino en el bloque [MODELS](#) térmico, desde donde se suministran al circuito térmico a través de dichas fuentes.

Las capacitancias térmicas del estator y del rotor se consideran constantes y se introducen directamente como parámetros del circuito. En el entorno [ATPDraw](#), estas capacitancias se expresan en microfaradios, por lo que los valores térmicos equivalentes obtenidos del modelo teórico se escalan adecuadamente mediante un factor 10^{-6} . Adicionalmente, dichas capacitancias se dividen por un factor de aceleración K , con el fin de reducir los tiempos de simulación y acelerar la respuesta

térmica, de acuerdo con el procedimiento previamente validado para el modelo térmico individual.

Entre los nodos térmicos del estator y del rotor se incluyen resistencias térmicas adicionales de valor muy reducido, del orden de 10^{-12} , cuya finalidad es evitar singularidades numéricas asociadas a configuraciones puramente serie en el circuito térmico. Estos elementos no afectan de manera apreciable a la dinámica térmica del sistema, pero garantizan la estabilidad numérica de la simulación en ATP-EMTP.

Las temperaturas obtenidas en los nodos térmicos T_s y T_r corresponden a temperaturas relativas, tomando como referencia el potencial térmico del nodo de tierra del circuito. Esta elección es coherente con la formulación circuital empleada, en la cual el nodo de referencia presenta potencial nulo. La conversión a temperaturas absolutas se realiza posteriormente dentro del bloque MODELS térmico, mediante la incorporación explícita de la temperatura ambiente.

Las temperaturas de estator y rotor se extraen del circuito térmico mediante interruptores controlados, permitiendo su transferencia al bloque MODELS térmico, donde son utilizadas para la actualización de parámetros dependientes de la temperatura.

3.3.4.2 Bloque MODELS del modelo térmico en el esquema híbrido

El bloque MODELS del modelo térmico, identificado como t_mi , se encarga de procesar las variables eléctricas y mecánicas provenientes del modelo eléctrico, así como las temperaturas obtenidas del circuito térmico, con el fin de calcular las pérdidas térmicas y actualizar los parámetros dependientes de la temperatura y de la velocidad. En la Figura 3.26 se presenta el bloque MODELS térmico junto con sus entradas y salidas principales.

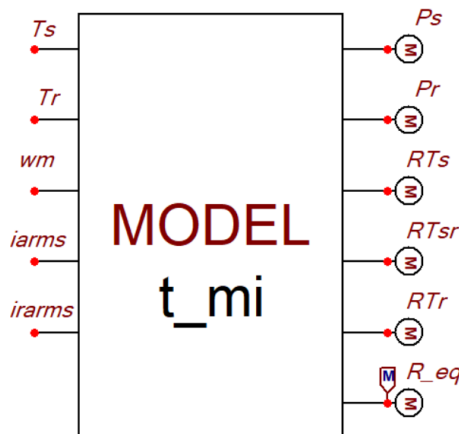


Figura 3.26: Bloque MODELS del modelo térmico en el esquema híbrido

Como entradas del bloque MODELS térmico se consideran las temperaturas relativas del estator y del rotor, provenientes del circuito térmico, así como la velocidad

mecánica del rotor ω_m , la corriente eficaz del estator y la corriente eficaz del rotor, obtenidas del modelo eléctrico. Estas variables constituyen el conjunto mínimo necesario para la evaluación del comportamiento térmico del sistema.

A partir de las corrientes eficaces y de los parámetros eléctricos nominales, el bloque **MODELS** calcula las pérdidas térmicas del estator y del rotor, considerando tanto las pérdidas por efecto Joule como las pérdidas adicionales asociadas a fenómenos de histéresis y corrientes de Foucault. Para ello, se emplean las frecuencias eléctricas del estator y del rotor, obtenidas a partir de la frecuencia de alimentación, el número de polos de la máquina y el deslizamiento calculado a partir de la velocidad mecánica.

Las temperaturas relativas del estator y del rotor, junto con la temperatura ambiente y los coeficientes de variación térmica correspondientes, se utilizan para actualizar las resistencias eléctricas del estator y del rotor. Estas resistencias corregidas se integran posteriormente en la expresión de la resistencia equivalente del modelo **VBR**, la cual se habilita como salida del bloque **MODELS** térmico y se suministra directamente al circuito eléctrico del modelo híbrido.

Adicionalmente, el bloque **MODELS** actualiza las resistencias térmicas del circuito en función de la velocidad mecánica del rotor, considerando los coeficientes de ventilación asociados al estator, al rotor y al acoplamiento estator-rotor. Para ello, se parte de los valores de conductancia térmica a velocidad nula, los cuales se corrigen mediante expresiones dependientes de la velocidad. Dado que el circuito térmico recibe resistencias y no conductancias, estas magnitudes se expresan finalmente como el inverso de las conductancias térmicas actualizadas.

De esta forma, el bloque **MODELS** térmico suministra al circuito térmico las pérdidas y las resistencias térmicas actualizadas, y al modelo eléctrico la resistencia equivalente dependiente de la temperatura, cerrando el acoplamiento electro-térmico sin alterar la estructura fundamental de los modelos individuales previamente verificados.

Con el fin de materializar la implementación descrita, a continuación se presenta el fragmento de código correspondiente al bloque **MODELS** del modelo térmico. En este bloque se implementa el cálculo de pérdidas térmicas, la actualización de resistencias eléctricas y térmicas dependientes de la temperatura y de la velocidad, así como la generación de las variables de salida empleadas en el acoplamiento electro-térmico. El código mostrado corresponde directamente a la implementación utilizada en las simulaciones realizadas.

```

1 MODEL T_MI
2   DATA Rs0      {dflt:6.586} -- Resistencia del estator a
   temperatura ref
3   DATA Rr0      {dflt:4.827} -- Resistencia del estator a
   temperatura ref
4   DATA a_s {dflt:0.00389} -- Coeficiente de variacion de
   temperatura(estator)
5   DATA a_r {dflt:0.00375} -- Coeficiente de variacion de
   temperatura(rotor)
6   DATA Ppol     {dflt:4.0} -- Numero de polos(no pares de polos)
7   DATA theta0   {dflt:20.0} -- temperatura de referencia(ambiente)
8
9   DATA Gs0 {dflt:1.67} -- conductacncias a velocidad 0
10  DATA Gsr0 {dflt:1.6}
11  DATA Gr0 {dflt:0.17}
12
13  DATA bs {dflt:0.0173} -- coeficientes de las condcutancias
   dependientes de wm
14  DATA bsr {dflt:0.001}
15  DATA br {dflt:0.0008}
16
17  DATA f_hz      {dflt:50.0} -- Frecuencia de operacion de la
   maquina
18
19  DATA kHs {dflt:0.0377} -- Coeficientes de perdidas de hysteresis
20  DATA kFs {dflt:0.000262}
21  DATA kHr {dflt:0.0080} -- Coeficientes de perdidas de Foucault
22  DATA kFr {dflt:0.0025}
23
24  DATA GMIN {dflt:1.0e-12} -- Valor para evitar /0
25
26  -- Inductancias de la maquina
27  DATA L_lr {dflt:0.00269}
28  DATA M_sr {dflt:0.0571}
29
30  INPUT theta_s_rel, theta_r_rel, wm, Ies, Iro -- Entradas
   electricas y termicas
31
32  OUTPUT Ps, Pr, RTs, RTsr, RTr, R_eq -- Salidas electricas y
   termicas
33
34  VAR omega_sync, we, wr, s, w_m
35  VAR Is, Ir
36  VAR Rs, Rr, theta_s, theta_r, R_eq
37  VAR Ps, Pr
38  VAR RTs, RTsr, RTr

```

```

39
40 INIT
41     Ps := 0
42     Pr := 0
43 ENDINIT
44
45 EXEC
46     -- Velocidad Mecanica--
47     w_m:=wm
48
49     -- Frecuencias y deslizamiento
50     we := 2*PI*f_hz
51     omega_sync := (4*PI*f_hz)/Ppol
52     s := (omega_sync - MAX(0.0, w_m))/MAX(GMIN, omega_sync)
53     s := MAX(0.0, MIN(1.0, s))
54     wr := s*we
55
56     -- Temperaturas relativas
57     theta_s := theta_s_rel
58     theta_r := theta_r_rel
59
60     -- Correccion termica
61     Rs := Rs0*(1 + a_s*(theta_s + theta0 - 22.0))
62     Rr := Rr0*(1 + a_r*(theta_r + theta0 - 22.0))
63
64     -- Resistencia equivalente --
65     R_eq:=Rs+Rr*(M_sr/(L_lr+M_sr))**2
66
67     -- Corrientes del estator y rotor --
68     Is:=Ies
69     Ir:=Iro
70
71     -- Perdidas
72     Ps := 3*Rs*Is*Is + kHs*we + kFs*we*we
73     Pr := 3*Rr*Ir*Ir + kHr*wr + kFr*wr*wr
74
75     -- Resistencias Termicas Correjidas
76     RTs:=1/(Gs0*(1+bs*w_m))
77     RTsr:=1/(Gsr0*(1+bsr*w_m))
78     RTr:=1/(Gr0*(1+br*w_m))
79
80 ENDEXEC
81 ENDMODEL

```

Algoritmo 3.2: Código del bloque **MODELS** del modelo térmico

3.3.5 Configuración de escenarios de operación y perfiles de carga

Con el fin de evaluar el comportamiento del modelo híbrido electro-térmico bajo condiciones de operación representativas, se implementó un modelo específico para la generación del par mecánico de carga. Dicho modelo permite reproducir distintos perfiles de carga, incluyendo ciclos de servicio normalizados empleados en el análisis térmico de máquinas eléctricas.

La configuración de la carga se realiza mediante un bloque **MODELS** independiente, denominado **carga_s6**, cuya salida corresponde al par mecánico aplicado T_m . Este par se conecta directamente como entrada al bloque **MODELS** del modelo eléctrico **vbr_im**, tal como se muestra en la Figura 3.27. De esta forma, el modelo eléctrico recibe el par de carga sin requerir modificaciones adicionales en su formulación interna.

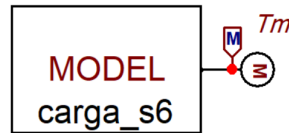


Figura 3.27: Bloque **MODELS** de la carga variable

El uso de un bloque **MODELS** dedicado para la carga permite implementar perfiles de operación más complejos que los posibles mediante bloques TACS-FORTRAN convencionales, manteniendo una estructura modular y flexible del esquema híbrido.

3.3.5.1 Perfil de carga tipo S6

Entre los perfiles considerados se implementó un ciclo de servicio tipo S6, definido en la norma IEC 60034-1 para la operación intermitente periódica de máquinas eléctricas. Este tipo de ciclo se caracteriza por la alternancia entre intervalos de carga y de funcionamiento en vacío, sin períodos de reposo térmico intermedios, lo cual resulta especialmente relevante para el análisis del comportamiento térmico.

El perfil S6 implementado se compone de dos tramos principales:

- Un tramo de sobrecarga, en el cual el par aplicado supera el valor nominal.
- Un tramo de operación en casi vacío, con un par reducido respecto al nominal.

Adicionalmente, se contempla un tramo final de operación tipo S1, correspondiente a una carga constante, el cual se activa una vez finalizados los ciclos S6. La selección del estado final (carga nominal o casi vacío) se controla mediante un parámetro de configuración del modelo.

3.3.5.2 Escalado temporal del perfil de carga

Dado que los ciclos de servicio definidos por la normativa IEC 60034-1 se expresan en escalas temporales del orden de minutos, mientras que la simulación eléctrica se realiza en ventanas temporales reducidas (del orden de segundos), se introdujo un factor de escalado temporal K_t dentro del bloque **MODELS** de la carga.

Este factor permite mapear el tiempo de simulación t al tiempo real equivalente t_{real} mediante la relación:

$$t_{\text{real}} = K_t t \quad (3.8)$$

De esta manera, los parámetros temporales del perfil de carga, tales como la duración de los tramos de sobrecarga y de casi vacío, pueden definirse directamente en segundos reales, sin necesidad de realizar ajustes manuales. El uso del factor K_t no altera la dinámica del modelo térmico ni del modelo eléctrico, sino que comprime temporalmente el perfil de carga aplicado, permitiendo reproducir ciclos de larga duración con un costo computacional reducido.

3.3.5.3 Implementación del bloque **MODELS** de carga

El bloque **MODELS** carga_s6 genera el par mecánico aplicado T_m en función del tiempo de simulación, de acuerdo con el perfil S6 descrito. El modelo recibe como parámetros el par nominal de la máquina, los coeficientes de carga relativa, las duraciones reales de cada tramo del ciclo y el tiempo de simulación a partir del cual se desactiva el comportamiento periódico.

El par mecánico se define de forma continua y por tramos, empleando condiciones lógicas internas que permiten alternar entre los distintos niveles de carga. La Figura 3.28 muestra el panel de parámetros del modelo de carga variable, donde se especifican los valores utilizados para la configuración del perfil S6.

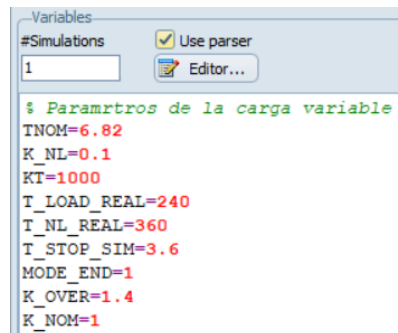


Figura 3.28: Parámetros de configuración del modelo de carga variable tipo S6

Con el fin de materializar la implementación descrita, a continuación se presenta el código correspondiente al bloque **MODELS** del modelo de carga variable empleado

en las simulaciones.

```
1 MODEL CARGA_S6
2   DATA Tnom          {dflt:6.82}      -- Par nominal [Nm]
3
4   DATA k_n1          {dflt:0.1}      -- Par en casi vacio (pu)
5   DATA k_nom         {dflt:1.0}      -- Par nominal (pu) para tramo
   final S1
6   DATA k_over        {dflt:1.4}      -- Par en sobrecarga (pu) para
   S6
7
8   DATA Kt            {dflt:1000.0}    -- Escala: t_real = Kt * t_sim
9   DATA t_load_real   {dflt:300.0}    -- Duracion tramo de sobrecarga
   [s reales]
10  DATA t_n1_real     {dflt:300.0}    -- Duracion tramo de casi vacio
   [s reales]
11
12  DATA t_stop_sim    {dflt:10.0}      -- Tiempo de simulacion donde
   terminan los ciclos S6 [s]
13  DATA mode_end      {dflt:1.0}      -- 0: termina en vacio, 1:
   termina en nominal
14
15  OUTPUT Tm           -- Par mecanico de carga
16
17  VAR Tm, t_real, t_cycle, Tcycle
18
19  EXEC
20    IF (t >= t_stop_sim) THEN
21      IF (mode_end >= 0.5) THEN
22        Tm := k_nom*Tnom
23      ELSE
24        Tm := k_n1*Tnom
25      ENDIF
26    ELSE
27      t_real := t * Kt
28      Tcycle := t_load_real + t_n1_real
29      t_cycle := t_real
30      for i:=1 to 100 do
31        if (t_cycle > Tcycle) then
32          t_cycle := t_cycle - Tcycle
33        endif
34      endfor
35      if (t_cycle <= t_load_real) then
36        Tm := k_over*Tnom
37      else
38        Tm := k_n1*Tnom
39      endif
40    ENDIF
```

41	ENDEXEC
42	ENDMODEL

Algoritmo 3.3: Código del bloque **MODELS** de la carga variable tipo S6

De esta forma, el modelo de carga variable permite reproducir perfiles de operación normalizados y configurables, afectando al modelo térmico únicamente de manera indirecta a través de las corrientes y las pérdidas generadas en el modelo eléctrico, manteniendo la coherencia física del acoplamiento electro-térmico.

CAPÍTULO 4

Resultados

En este capítulo se presentan los resultados obtenidos a partir de la simulación del modelo híbrido electro-térmico desarrollado. Los resultados se organizan según escenarios de operación, de modo que se muestre la respuesta del modelo ante condiciones de carga estacionarias y variables.

4.0.1 Escenario S1: operación a par nominal constante

En esta sección se presentan los resultados correspondientes a la operación a par nominal constante (servicio tipo S1), utilizada como referencia para los escenarios con carga variable.

4.0.1.1 Par mecánico aplicado

El par mecánico aplicado T_m utilizado en el escenario S1 corresponde al par nominal.

4.0.1.2 Respuesta eléctrica: corrientes RMS

En la Figura 4.1 se muestran las corrientes **RMS** del estator y del rotor obtenidas durante el escenario S1.

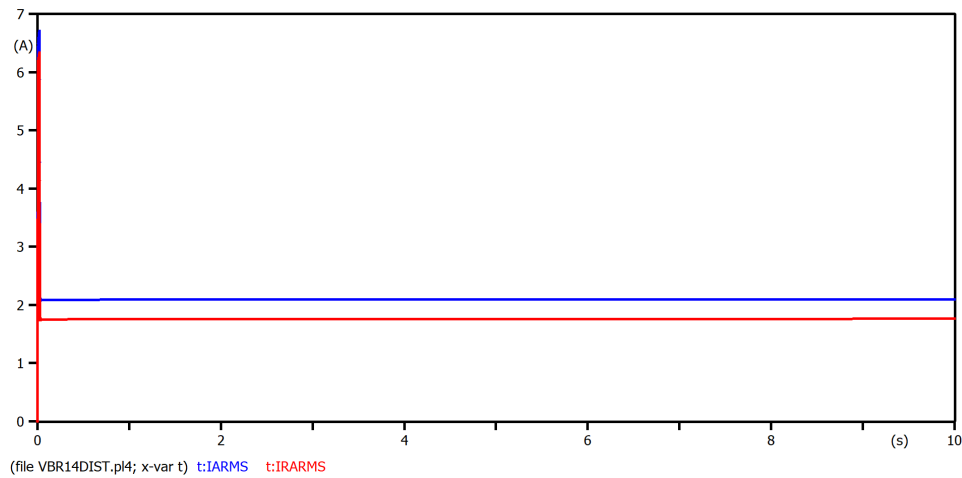


Figura 4.1: Corrientes **RMS** del estator y rotor en el escenario S1

4.0.1.3 Pérdidas eléctricas

En la Figura 4.2 se presentan las pérdidas eléctricas calculadas durante el escenario S1.

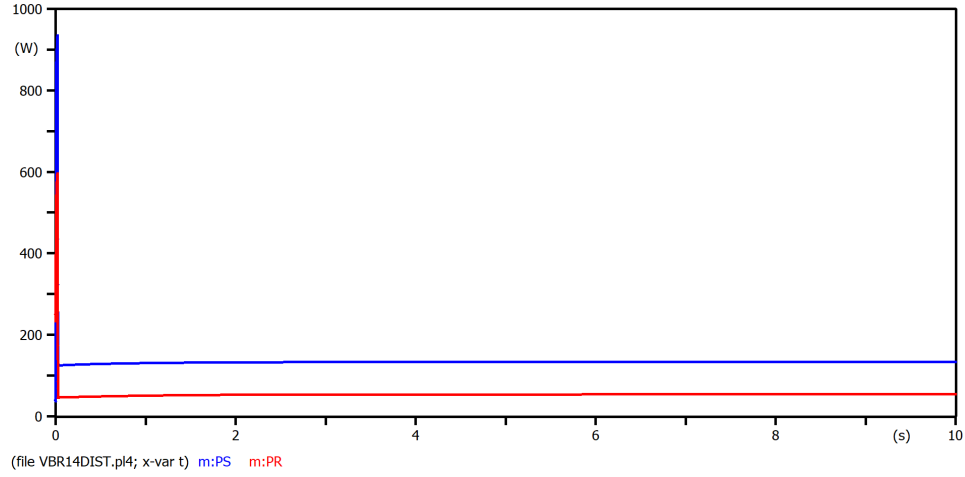


Figura 4.2: Pérdidas eléctricas en el escenario S1

4.0.1.4 Respuesta térmica

En la Figura 4.3 se muestra la evolución temporal de las temperaturas del estator T_s y del rotor T_r obtenidas para el escenario S1.

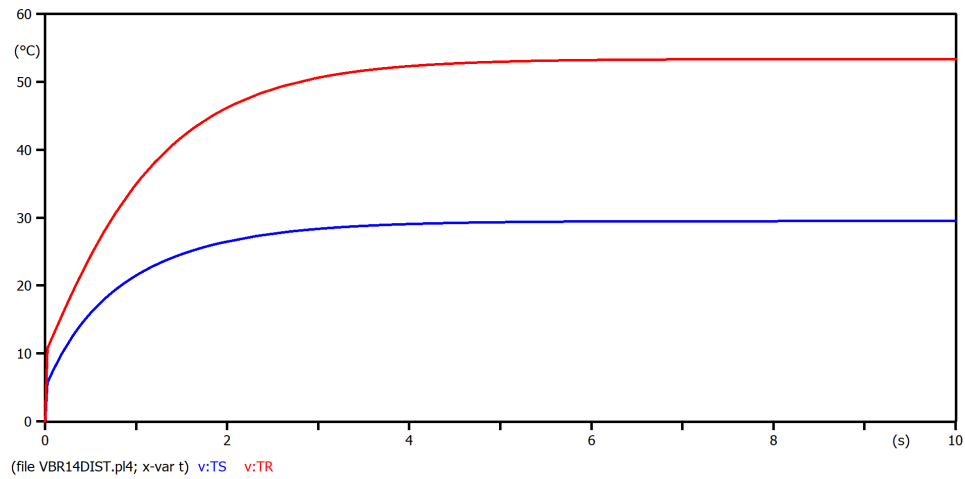


Figura 4.3: Temperaturas del estator y rotor en el escenario S1

4.0.1.5 Resistencia equivalente

En la Figura 4.4 se presenta la evolución de la resistencia equivalente R_{eq} utilizada por el modelo eléctrico durante el escenario S1.

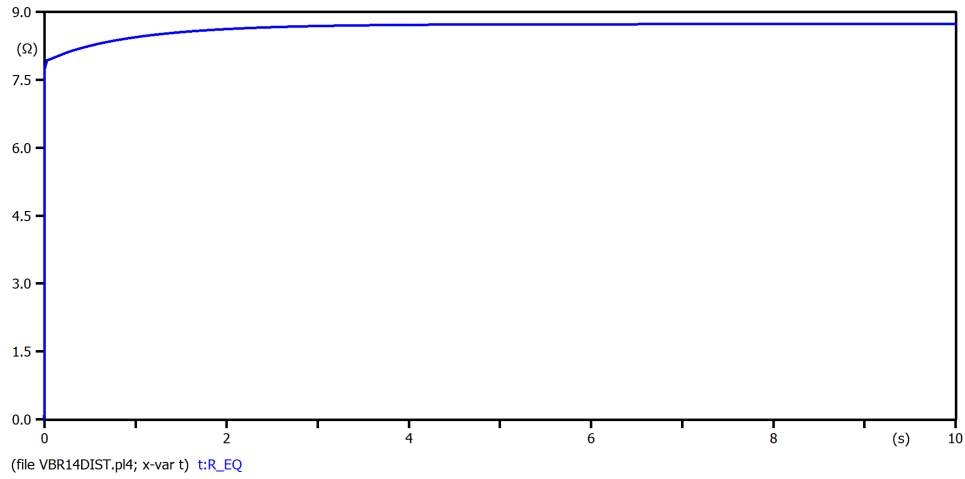


Figura 4.4: Evolución de la resistencia equivalente en el escenario S1

4.0.2 Escenario S6: ciclo de carga variable

En esta sección se presentan los resultados correspondientes a un ciclo de carga variable tipo S6, configurado a partir de un perfil periódico que alterna entre un tramo de sobrecarga y un tramo de operación en casi vacío.

4.0.2.1 Par mecánico aplicado

En la Figura 4.5 se muestra el par mecánico aplicado T_m correspondiente al ciclo de carga tipo S6.

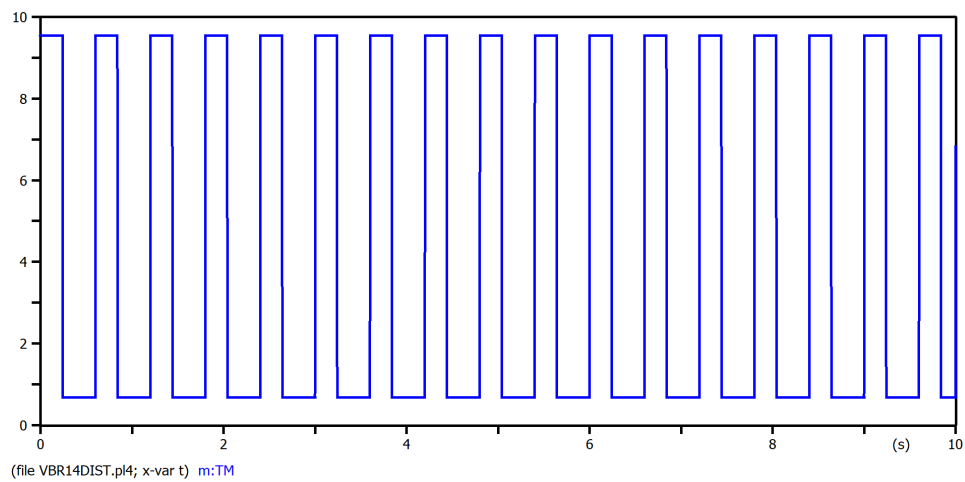


Figura 4.5: Par mecánico aplicado en el escenario S6

4.0.2.2 Respuesta eléctrica: corrientes RMS

En la Figura 4.6 se presentan las corrientes **RMS** del estator y del rotor obtenidas durante el escenario S6.

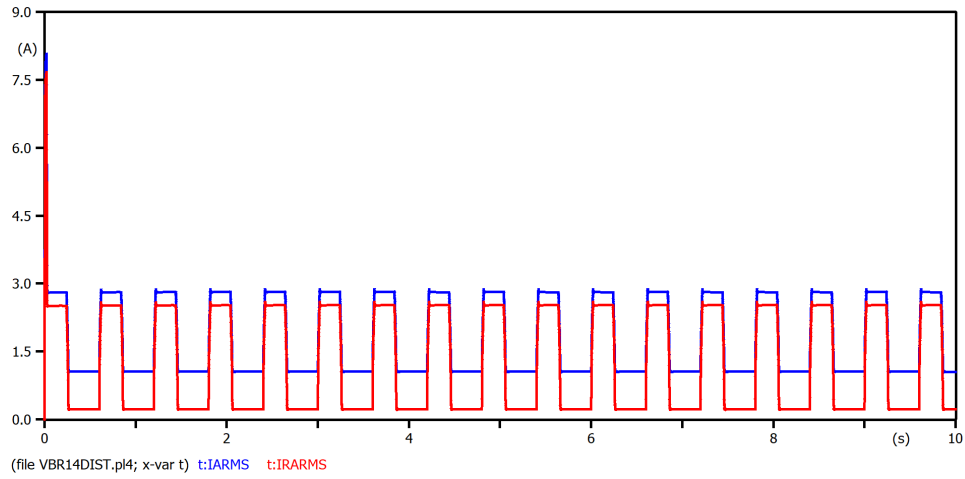


Figura 4.6: Corrientes **RMS** del estator y rotor en el escenario S6

4.0.2.3 Pérdidas eléctricas

En la Figura 4.7 se muestran las pérdidas eléctricas calculadas durante el escenario S6.

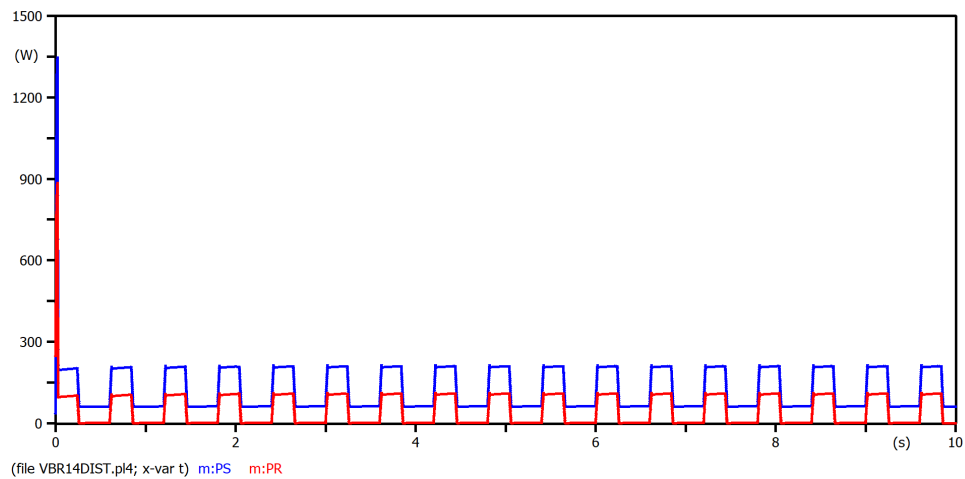


Figura 4.7: Pérdidas eléctricas en el escenario S6

4.0.2.4 Respuesta térmica

En la Figura 4.8 se presenta la evolución temporal de las temperaturas del estator T_s y del rotor T_r obtenidas durante el escenario S6.

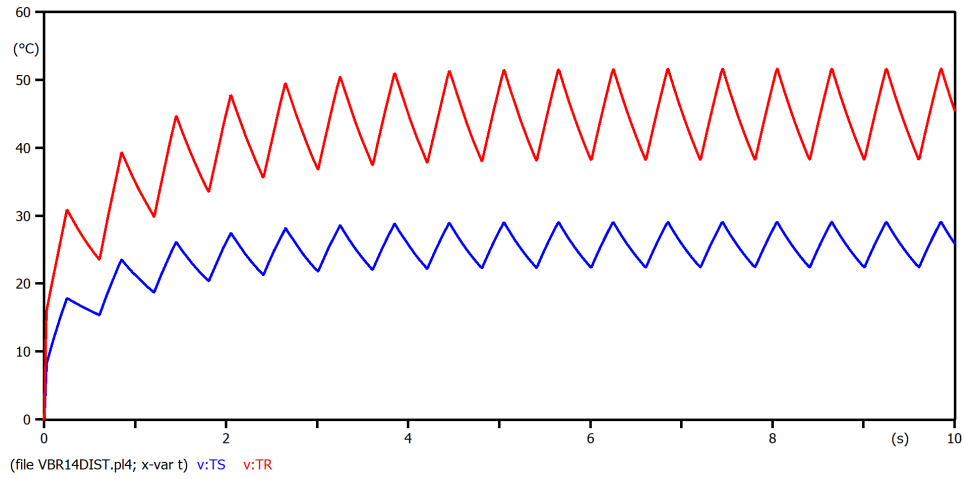


Figura 4.8: Temperaturas del estator y rotor en el escenario S6

4.0.2.5 Resistencia equivalente

En la Figura 4.9 se muestra la evolución temporal de la resistencia equivalente R_{eq} utilizada por el modelo eléctrico durante el escenario S6.

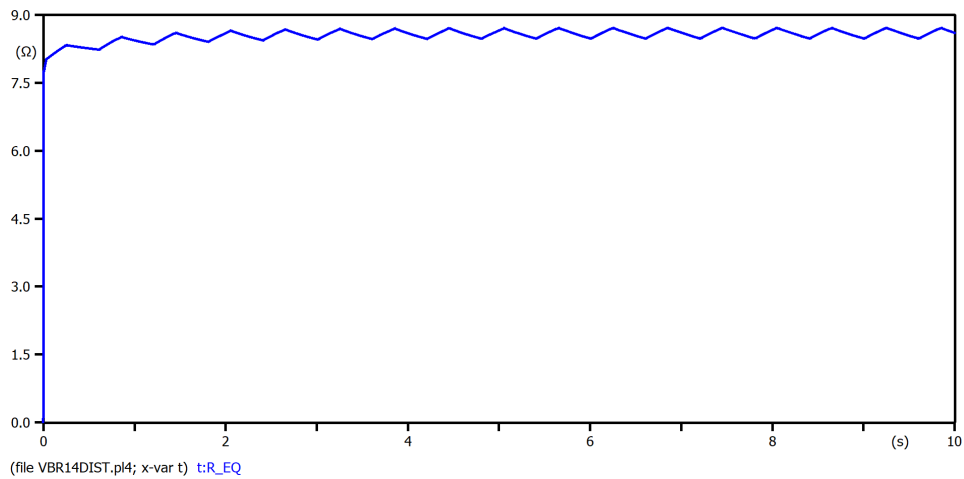


Figura 4.9: Evolución de la resistencia equivalente en el escenario S6

4.0.3 Escenario S6–S1: transición entre regímenes de operación

En esta sección se presentan los resultados correspondientes a una transición entre regímenes de operación, donde el sistema opera inicialmente bajo un ciclo tipo S6 y posteriormente pasa a un régimen de par constante tipo S1.

4.0.3.1 Par mecánico aplicado

En la Figura 4.10 se muestra el par mecánico aplicado T_m correspondiente al escenario de transición S6–S1.

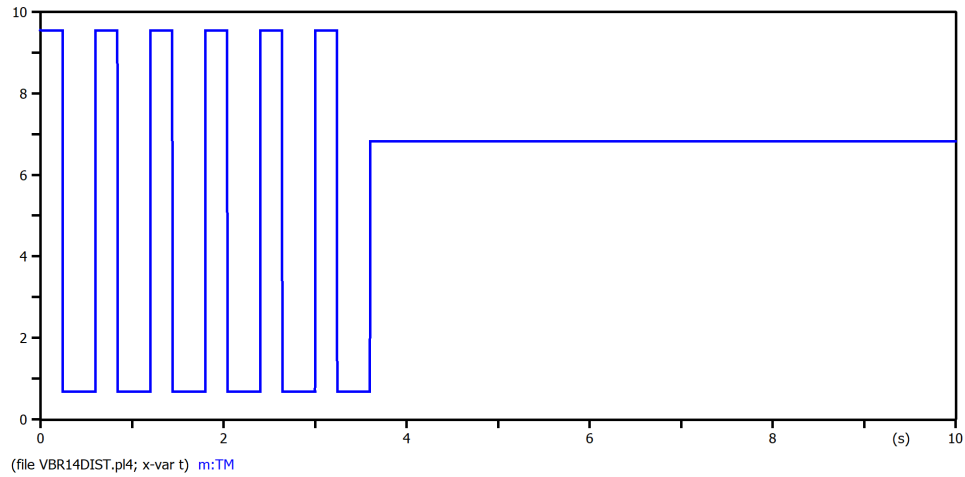


Figura 4.10: Par mecánico aplicado en el escenario S6–S1

4.0.3.2 Respuesta eléctrica: corrientes RMS

En la Figura 4.11 se presentan las corrientes RMS del estator y del rotor obtenidas durante el escenario S6–S1.

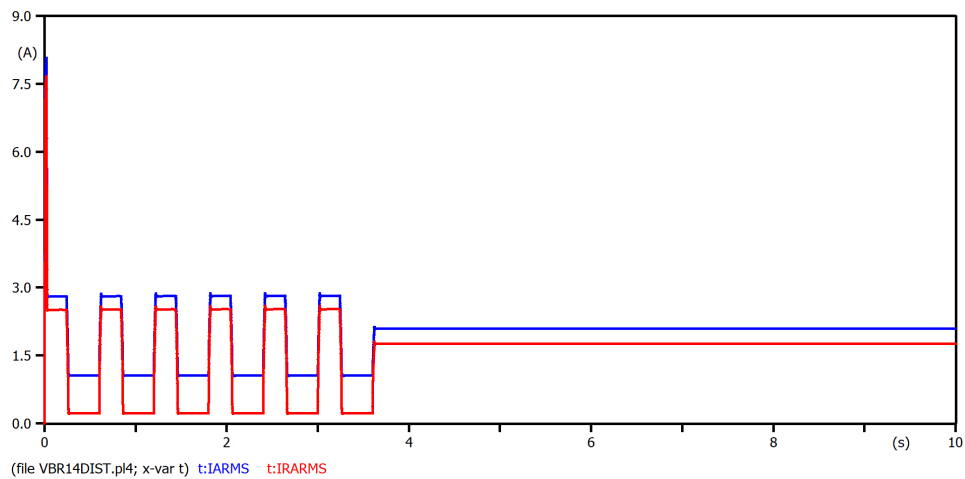


Figura 4.11: Corrientes RMS del estator y rotor en el escenario S6–S1

4.0.3.3 Pérdidas eléctricas

En la Figura 4.12 se muestran las pérdidas eléctricas calculadas durante el escenario S6–S1.

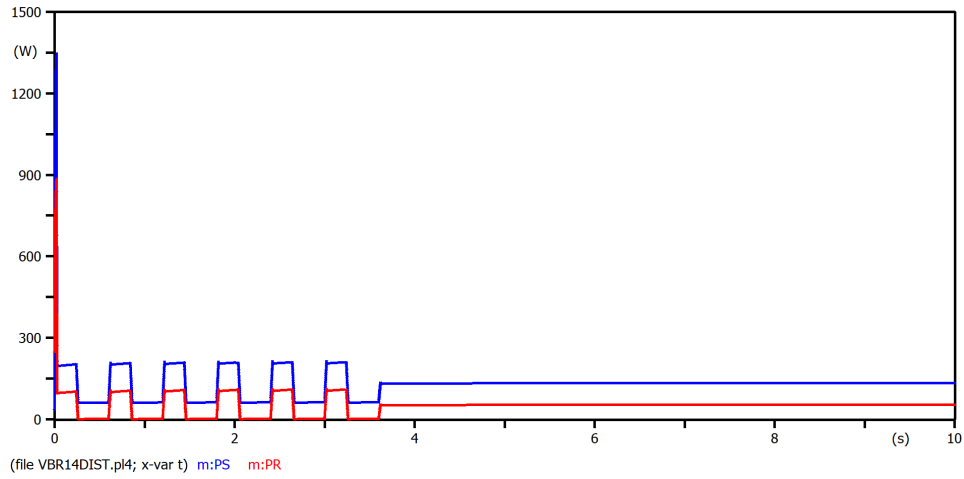


Figura 4.12: Pérdidas eléctricas en el escenario S6–S1

4.0.3.4 Respuesta térmica

En la Figura 4.13 se presenta la evolución temporal de las temperaturas del estator T_s y del rotor T_r obtenidas durante el escenario S6–S1.

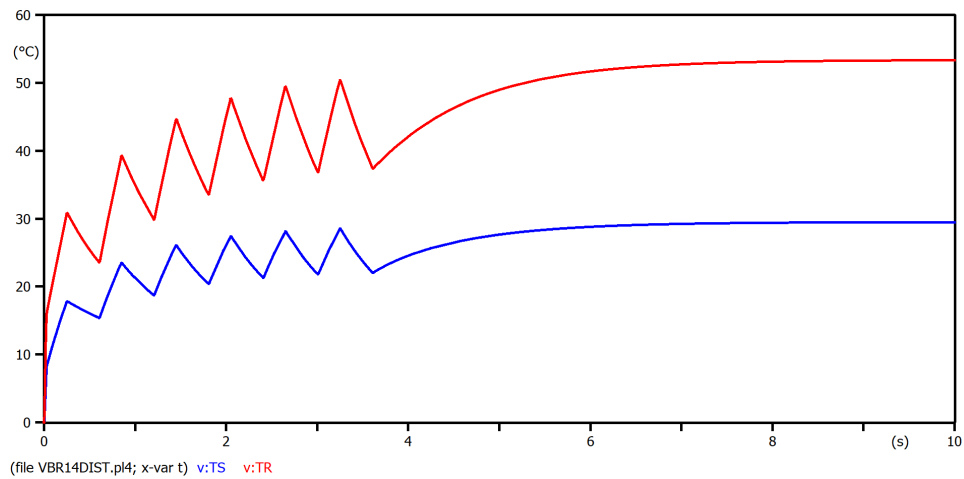


Figura 4.13: Temperaturas del estator y rotor en el escenario S6–S1

4.0.3.5 Resistencia equivalente

En la Figura 4.14 se muestra la evolución temporal de la resistencia equivalente R_{eq} utilizada por el modelo eléctrico durante el escenario S6–S1.

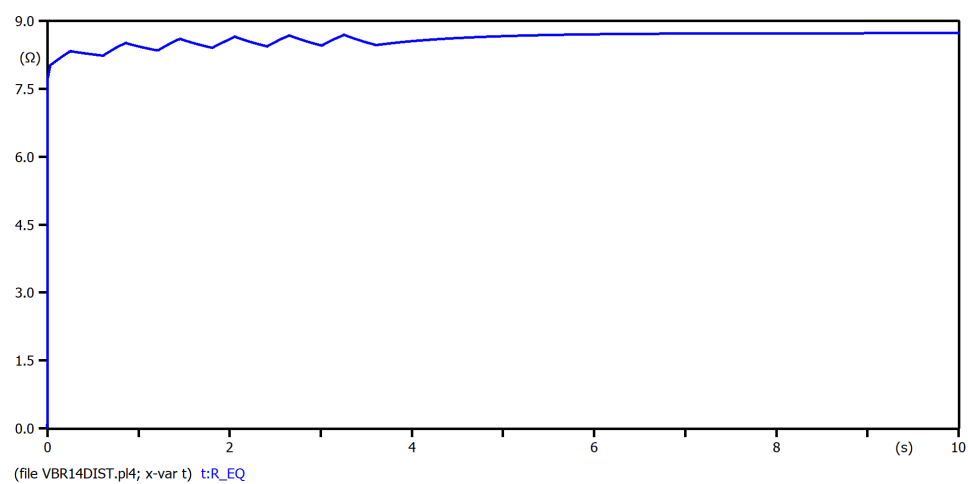


Figura 4.14: Evolución de la resistencia equivalente en el escenario S6–S1

CAPÍTULO 5

Análisis de resultados

En este capítulo se analizan los resultados obtenidos a partir de la simulación del modelo híbrido electro-térmico de la máquina de inducción, considerando los distintos escenarios de carga definidos. El análisis se centra en la relación causa-efecto entre el par mecánico aplicado, la respuesta eléctrica, la generación de pérdidas, la evolución térmica y la variación de la resistencia equivalente, con el fin de evaluar el comportamiento integrado del sistema.

5.1 Análisis del escenario S1: Par nominal constante

En el escenario S1 se analiza el comportamiento del modelo híbrido bajo la aplicación de un par mecánico constante igual al par nominal de la máquina.

En la Figura 4.1 se muestran las corrientes RMS del estator y del rotor. En estas curvas se identifica un pico transitorio inicial asociado al arranque del sistema, seguido de una estabilización en valores prácticamente constantes. Debido al escalado temporal, dicho pico ocurre en un intervalo reducido, lo que limita su influencia sobre la dinámica térmica de largo plazo.

En la Figura 4.2 se presentan las pérdidas eléctricas calculadas. En estas curvas se aprecia un incremento pronunciado durante el transitorio inicial, reflejando el efecto combinado de corrientes elevadas y resistencias del sistema. Sin embargo, este incremento se manifiesta como un evento de corta duración; por tanto, su contribución energética total no altera de forma significativa el balance térmico estacionario.

En la Figura 4.3 se muestra la evolución de las temperaturas del estator T_s y del rotor T_r . En estas curvas se observa un pequeño incremento inicial asociado al transitorio de arranque, el cual eleva momentáneamente las temperaturas respecto al valor inicial. No obstante, dicho incremento no condiciona el valor final alcanzado en régimen permanente, evidenciando que la evolución térmica para este escenario está dominada por el balance energético en estado estacionario y no por efectos transitorios eléctricos.

En la Figura 4.4 se presenta la evolución de la resistencia equivalente R_{eq} . En esta curva se aprecia un crecimiento progresivo coherente con el incremento de la temperatura, aunque de magnitud moderada, lo cual refleja la sensibilidad limitada de la resistencia frente a variaciones térmicas dentro del rango de operación considerado. La resistencia equivalente conserva una forma similar a la de las curvas de temperatura, pero con una pendiente menor, confirmando su rol como variable de acoplamiento entre los dominios eléctrico y térmico.

5.2 Análisis del escenario S6: Carga variable

El escenario S6 corresponde a la aplicación de un perfil de carga variable caracterizado por ciclos alternados de sobrecarga y operación cercana al vacío. En la Figura 4.5 se presenta el par mecánico aplicado T_m ; en esta curva se identifica un perfil de tipo escalonado definido por los parámetros del ciclo, con transiciones repetitivas entre niveles de carga.

En la Figura 4.6 se muestran las corrientes RMS del estator y del rotor. En estas curvas se observa que las corrientes siguen la tendencia general del par mecánico aplicado, con incrementos durante los tramos de sobrecarga y reducciones durante los intervalos de menor carga. A diferencia del par, las corrientes no presentan una forma perfectamente cuadrada, sino que exhiben picos al inicio de cada tramo de sobrecarga, asociados a la respuesta dinámica del sistema electromecánico frente a cambios abruptos de carga.

En la Figura 4.7 se presentan las pérdidas eléctricas calculadas. En estas curvas se identifica un comportamiento análogo al de las corrientes, con incrementos significativos durante los periodos de sobrecarga. Asimismo, se observan picos al inicio de cada ciclo, consistentes con la presencia de transitorios electromagnéticos de corta duración inducidos por las conmutaciones repetitivas del par mecánico.

En la Figura 4.8 se muestra la evolución de las temperaturas del estator T_s y del rotor T_r . En estas curvas se evidencia un comportamiento suavizado respecto al par y las corrientes, con una dinámica no escalonada y de tipo aproximadamente triangular. Este resultado se explica por el almacenamiento y liberación gradual de energía térmica introducido por las capacitancias térmicas del modelo equivalente, lo que conduce a un incremento progresivo durante los tramos de sobrecarga y a una disipación parcial durante los intervalos de menor carga.

En las curvas de la Figura 4.8 también se observa que la temperatura del rotor presenta variaciones más pronunciadas que la del estator. Este comportamiento es consistente con la menor capacidad térmica asociada al rotor en el modelo equivalente, lo que conduce a una respuesta térmica más rápida frente a variaciones de carga. A partir de los primeros ciclos, los picos de temperatura comienzan a aprox-

imarse a los valores finales, indicando una tendencia hacia el equilibrio térmico dinámico del sistema.

En la Figura 4.9 se presenta la evolución de la resistencia equivalente R_{eq} . En esta curva se aprecia un incremento progresivo que sigue la tendencia general de la temperatura, aunque con oscilaciones de menor amplitud. La resistencia equivalente alcanza valores cercanos a su régimen permanente en un número reducido de ciclos, evidenciando que su variación responde principalmente al nivel medio de temperatura alcanzado y es menos sensible a las oscilaciones térmicas instantáneas.

5.3 Análisis del escenario S6–S1: Transición a par nominal

El escenario S6–S1 permite analizar la influencia del historial de carga sobre el comportamiento térmico posterior, al considerar una transición desde un régimen de carga variable hacia un régimen de par nominal constante. En la Figura 4.10 se presenta el par mecánico aplicado T_m ; en esta curva se observa una fase inicial idéntica al escenario S6, seguida de una transición directa hacia el par nominal.

En la Figura 4.11 se muestran las corrientes RMS del estator y del rotor. En estas curvas se identifica un comportamiento similar al del escenario S6 durante la fase de carga variable, con picos asociados a los cambios de carga. Al producirse la transición hacia el par nominal, se observa un pequeño incremento transitorio en las corrientes, seguido de una estabilización en valores constantes coherentes con el régimen estacionario del escenario S1.

En la Figura 4.12 se presentan las pérdidas eléctricas calculadas. En estas curvas se aprecia un comportamiento análogo al de las corrientes, con valores elevados durante la fase de carga variable y una estabilización posterior tras la transición al par nominal. La presencia de un pico adicional en el instante de cambio de régimen refleja la adaptación del sistema electromecánico al nuevo punto de operación.

En la Figura 4.13 se muestra la evolución de las temperaturas del estator T_s y del rotor T_r . En estas curvas se observa que la fase inicial reproduce el comportamiento obtenido en el escenario S6. Tras la transición al par nominal, las temperaturas continúan su evolución hasta alcanzar valores estacionarios similares a los del escenario S1. Esto indica que, para las condiciones analizadas, el valor final de temperatura no presenta una dependencia significativa del historial de carga previo, aunque la respuesta transitoria sí refleja dicho historial.

En la Figura 4.14 se presenta la evolución de la resistencia equivalente R_{eq} . En esta curva se observa un comportamiento coherente con el de la temperatura, con oscilaciones durante la fase de carga variable y una estabilización posterior tras la transición al régimen nominal. La rápida aproximación a su valor estacionario confirma su rol como variable representativa del estado térmico medio de la máquina.

5.4 Discusión global del comportamiento híbrido

El análisis de los distintos escenarios evidencia que el modelo híbrido electro-térmico desarrollado captura de manera consistente la interacción entre variables eléctricas y térmicas bajo diferentes perfiles de carga. En las Figuras 4.5 y 4.10 se observa que las variaciones del par mecánico se traducen en cambios inmediatos en las variables eléctricas; esta relación se refleja en las corrientes RMS presentadas en las Figuras 4.1, 4.6 y 4.11, y en las pérdidas eléctricas mostradas en las Figuras 4.2, 4.7 y 4.12.

En las curvas térmicas de las Figuras 4.3, 4.8 y 4.13 se evidencia que la respuesta de temperatura es más lenta y suavizada respecto a las variables eléctricas, debido al efecto de almacenamiento y disipación de calor del circuito térmico equivalente. Finalmente, en las Figuras 4.4, 4.9 y 4.14 se muestra que la resistencia equivalente sintetiza la influencia del estado térmico sobre el dominio eléctrico, actuando como variable de acoplamiento y cerrando el ciclo de interacción electro-térmica del modelo.

CAPÍTULO 6

CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES

6.1 Conclusiones

En el presente trabajo se desarrolló e implementó un modelo híbrido electro-térmico de una máquina de inducción, orientado al análisis de su comportamiento bajo condiciones de carga estacionarias y variables. El modelo integra de forma coherente un modelo eléctrico dinámico y un modelo térmico equivalente, permitiendo el intercambio bidireccional de variables relevantes entre ambos dominios.

El acoplamiento electro-térmico implementado en el programa [ATP-EMTP](#), utilizando el entorno gráfico [ATPDraw](#), demostró ser funcional y consistente, al permitir que las variables eléctricas, tales como corrientes y velocidad mecánica, influyan directamente en el cálculo de pérdidas y en la evolución térmica del sistema, mientras que las temperaturas calculadas afectan los parámetros eléctricos a través de la resistencia equivalente. Este esquema garantiza una interacción física adecuada entre los modelos, preservando la dinámica propia de cada dominio.

La metodología de escalado temporal aplicada al modelo eléctrico resultó fundamental para compatibilizar las diferentes constantes de tiempo entre los fenómenos eléctricos y térmicos. Dicho escalado permitió representar de manera eficiente el efecto energético del transitorio eléctrico sin distorsionar la evolución térmica de largo plazo, manteniendo la validez del balance térmico en régimen permanente.

Los resultados obtenidos bajo operación a par nominal constante - servicio tipo S1 -, evidenciaron un comportamiento térmico estable, caracterizado por un crecimiento progresivo de las temperaturas del estator y del rotor hasta alcanzar un equilibrio térmico. En este escenario, se observó que el transitorio eléctrico inicial produce un efecto limitado sobre la respuesta térmica final, confirmando que el régimen estacionario está gobernado principalmente por las condiciones del régimen de operación al que finalmente opera la máquina de inducción.

En los escenarios de carga variable tipo S6, el modelo híbrido permitió determinar la influencia de los ciclos de carga sobre la respuesta térmica de la máquina. Las temperaturas del estator y del rotor presentaron oscilaciones asociadas a los cambios periódicos de carga, con una respuesta más pronunciada en el rotor, atribuible

a su menor capacidad térmica en el modelo equivalente. Este comportamiento confirma la capacidad del modelo para representar fenómenos térmicos no estacionarios inducidos por cargas variables.

El análisis del escenario de transición entre regímenes S6 y S1 mostró que, para las condiciones estudiadas, el valor final de equilibrio térmico no presenta una dependencia significativa del historial de carga previo. Sin embargo, la respuesta transitoria refleja la influencia de los ciclos de carga variables, lo cual pone de manifiesto la importancia de considerar este tipo de regímenes en estudios térmicos orientados a condiciones reales de operación.

La evolución de la resistencia equivalente demostró ser una variable clave dentro del esquema híbrido, al constituir el principal vínculo de retroalimentación térmica hacia el modelo eléctrico. Su comportamiento mostró una dependencia directa con la temperatura, manteniendo variaciones moderadas y coherentes con los parámetros de placa de la máquina, lo cual contribuye a la estabilidad y robustez del modelo híbrido desarrollado.

Cabe destacar que las temperaturas obtenidas corresponden a valores relativos, definidos con respecto a una referencia térmica interna del modelo. Estas magnitudes relativas permiten analizar de manera consistente la dinámica térmica, las tendencias de crecimiento y las diferencias relativas entre escenarios de operación, cumpliendo con los objetivos planteados para este estudio.

En conjunto, los resultados obtenidos validan el modelo híbrido desarrollado como una herramienta adecuada para el análisis del comportamiento electro-térmico de máquinas de inducción bajo cargas variables, aportando una base sólida para estudios orientados a la evaluación térmica y al análisis de regímenes de operación no estacionarios.

6.2 Recomendaciones

A partir del trabajo realizado, se proponen las siguientes recomendaciones para investigaciones futuras que busquen ampliar o profundizar el alcance del modelo desarrollado:

Se recomienda la incorporación de modelos térmicos de mayor orden que permitan una representación más detallada de los diferentes componentes de la máquina, tales como carcasa, ventilación y núcleo magnético, con el fin de refinar la distribución térmica interna, lo cual implica complicaciones al momento de la determinación de los parámetros de estos modelos debido a las dificultades para realizar mediciones en puntos internos de la [MI](#).

Resulta conveniente extender el modelo para considerar la influencia de otros parámetros dependientes de la temperatura, tales como inductancias o pérdidas

mecánicas, cuando se disponga de información experimental o datos proporcionados por el fabricante.

Se sugiere la validación del modelo híbrido mediante la comparación con resultados experimentales obtenidos en banco de pruebas o con curvas térmicas suministradas por el fabricante, lo cual permitiría cuantificar con mayor precisión la capacidad predictiva del modelo.

El esquema desarrollado puede ser aplicado al análisis de máquinas sometidas a perfiles de carga propios de aplicaciones industriales, como bombas, ventiladores o sistemas de tracción, adaptando los ciclos de carga a condiciones reales de operación. También este tipo de modelación se puede aplicar a otros convertidores electromecánicos tales como transformadores, máquinas sincrónicas, máquinas de reluctancia y máquinas de imán permanente.

Finalmente, se recomienda la automatización de estudios paramétricos que permitan evaluar la sensibilidad del comportamiento térmico ante variaciones en los ciclos de carga, tiempos de operación y niveles de sobrecarga, contribuyendo al uso del modelo como herramienta de apoyo en el diseño y evaluación térmica de máquinas eléctricas.

BIBLIOGRAFÍA

- [1] J. M. Aller, “Máquinas eléctricas rotativas,” *Caracas, Equinoccio*, 2008.
- [2] S. Chapman, *Máquinas eléctricas*. Mc Graw Hill, 2012.
- [3] J. Fraile Mora, *Máquinas eléctricas*. Mc Graw Hill, 2008.
- [4] M. Lukaszczyk, “¿Qué ha cambiado en el diseño de motores?,” *Revista española de electrónica*, no. 797, pp. 72–74, 2021.
- [5] S. J. Salon, *Finite element analysis of electrical machines*, vol. 101. Kluwer academic publishers Boston, 1995.
- [6] G. Slemon, “An equivalent circuit approach to analysis of synchronous machines with saliency and saturation,” *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 5, no. 3, pp. 538–545, 1990.
- [7] Y. Xiao, G. Slemon, and M. Iravani, “Implementation of an equivalent circuit approach to the analysis of synchronous machines,” *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 9, no. 4, pp. 717–723, 1994.
- [8] L. Wang, J. Jatskevich, and S. D. Pekarek, “Modeling of induction machines using a voltage-behind-reactance formulation,” *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 23, no. 2, pp. 382–392, 2008.
- [9] A. A. Rockhill and T. A. Lipo, “A generalized transformation methodology for polyphase electric machines and networks,” in *2015 IEEE International Electric Machines & Drives Conference (IEMDC)*, pp. 27–34, 2015.
- [10] M. Cerrada, D. Jiménez-Santín, R. Ortega, J. M. Aller, D. Cabrera, and R.-V. Sánchez, “A simple yet realistic integrated dynamical modeling of an induction motor and one-stage spur gearbox system with broken tooth,” *Mechanism and Machine Theory*, vol. 200, p. 105694, 2024.
- [11] J. M. Aller, F. G. Arpi, and J. H. Muñoz, “Dynamic vbr model of single-phase induction machines using atpdraw,” in *International Conference on Technological Innovation and AI Research (ICTIAIR 2025)*, vol. 2025, pp. 1–6, 2025.

- [12] J. M. Aller, J. A. Restrepo, and J. C. Viola, "Voltage behind reactance model of the doubly fed induction generator using space vectors," in *2021 IEEE Fifth Ecuador Technical Chapters Meeting (ETCM)*, pp. 1–6, 2021.
- [13] J. A. González-Vásquez, N. Toro, and J. F. Gutierrez, "Comparison between the improved sequence network model of wind turbines and the classical model based on sequence networks for short-circuit studies," in *2015 IEEE Eindhoven PowerTech*, pp. 1–6, 2015.
- [14] S. Moulahoum, O. Touhami, R. Ibtouen, and M. Fadel, "Induction machine modeling with saturation and series iron losses resistance," in *2007 IEEE International Electric Machines & Drives Conference*, vol. 2, pp. 1067–1072, 2007.
- [15] F. V. Cáceres Cárdenas, M. T. Palma García, J. L. Kuong, and E. C. Quispe, "Transient analysis of induction machines considering the effect of magnetic saturation using spatial vectors method," in *2018 IEEE ANDESCON*, pp. 1–8, 2018.
- [16] I. IEC, "60034-1 rotating electrical machines-rating and performance," *International Electrotechnical Commission*, vol. 19, p. 99, 2017.
- [17] A. Boglietti, F. Mandrile, E. Carpaneto, M. Popescu, S. Rubino, and D. Staton, "Stator winding second-order thermal model including end-winding thermal effects," *Energies*, vol. 14, no. 20, p. 6578, 2021.
- [18] A. Boglietti, A. Cavagnino, D. Staton, M. Shanel, M. Mueller, and C. Mejuto, "Evolution and modern approaches for thermal analysis of electrical machines," *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 56, no. 3, pp. 871–882, 2009.
- [19] S. Grubic, J. Aller, and T. Habetler, *Motor diagnostics and protection using inverter capabilities*, pp. 185–252. United Kingdom: Institution of Engineering and Technology, Jan. 2018. Publisher Copyright: © The Institution of Engineering and Technology 2019.
- [20] O. Barré and B. Napame, "The insulation for machines having a high lifespan expectancy, design, tests and acceptance criteria issues," *Machines*, vol. 5, no. 1, p. 7, 2017.
- [21] C. Kral, A. Haumer, H. Kapeller, and F. Pirker, "Design and thermal simulation of induction machines for traction in electric and hybrid electric vehicles," *World Electric Vehicle Journal*, vol. 1, no. 1, pp. 190–196, 2007.

- [22] C. Kral, A. Haumer, and T. Bauml, “Thermal model and behavior of a totally-enclosed-water-cooled squirrel-cage induction machine for traction applications,” *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 55, no. 10, pp. 3555–3565, 2008.
- [23] C. Kral, A. Haumer, and S. B. Lee, “Robust thermal model for the estimation of rotor cage and stator winding temperatures of induction machines,” in *2012 XXth International Conference on Electrical Machines*, pp. 1810–1816, 2012.
- [24] O. S. Ejiofor, U. Justin, N. D. Benneth, and O. Uche, “Development and thermal modeling of an induction machine,” *International Journal of Engineering & Technology*, vol. 8, no. 4, pp. 500–508, 2019.
- [25] E. Haginomori, T. Koshiduka, J. Arai, and H. Ikeda, *Power system transient analysis: theory and practice using simulation programs (ATP-EMTP)*. John Wiley & Sons, 2016.
- [26] M. Kizilcay and H. K. Høidalen, *EMTP-ATP*, ch. Chapter 2, pp. 47–101.
- [27] L. E. Center, *Alternative Transients Program (ATP): Rule Book*. EMTP, 1992.
- [28] H. K. Høidalen, L. Prikler, and J. Hall, “ATPDraw-Graphical preprocessor to ATP, Windows version,” in *Proceedings of International Conference on Power Systems Transients, IPST*, pp. 20–24, 1999.
- [29] F. B. Toledo Solano and F. P. Urgiles Palacios, “Desarrollo de un modelo dinámico VBR de la máquina de inducción en ATP-EMTP,” B.S. thesis, 2021.
- [30] C. F. Naula Morocho and I. D. Lituma Pintado, “Protección de la máquina de inducción mediante su modelo térmico,” B.S. thesis, 2024.
- [31] C. D. Córdova Mendiburo and D. H. Cárdenas Villacrés, “Análisis del régimen dinámico de un motor de inducción trifásico usando un software de simulación,” Master’s thesis, 2018.
- [32] C. Concari, G. Franceschini, C. Tassoni, and A. Toscani, “A geometrical interpretation of current space vector components due to induction machines rotor faults,” in *2011 IEEE Energy Conversion Congress and Exposition*, pp. 1568–1575, 2011.
- [33] L. Wang, J. Jatskevich, and S. C. Foroosh, “A VBR induction machine model implementation for simpowersystem toolbox in matlab-simulink,” in *2008 IEEE Power and Energy Society General Meeting - Conversion and Delivery of Electrical Energy in the 21st Century*, pp. 1–6, 2008.

- [34] L. Wang, J. Jatskevich, C. Wang, and P. Li, “A voltage-behind-reactance induction machine model for the EMTP-type solution,” *IEEE Transactions on Power Systems*, vol. 23, no. 3, pp. 1226–1238, 2008.
- [35] J. M. Aller, J. A. Restrepo, and J. C. Viola, “Voltage behind reactance model of induction machines using ATPDraw and MODELS,” in *2021 IEEE Fifth Ecuador Technical Chapters Meeting (ETCM)*, pp. 1–6, 2021.
- [36] F. Therrien, L. Wang, M. Chapariha, and J. Jatskevich, “Constant-parameter interfacing of induction machine models considering main flux saturation in emtp-type programs,” *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 31, no. 1, pp. 12–26, 2016.
- [37] F. Therrien, M. Chapariha, and J. Jatskevich, “Generalized state-space saturable induction machine model using a voltage-behind-reactance formulation,” in *2013 IEEE Power & Energy Society General Meeting*, pp. 1–5, 2013.
- [38] J. Aller, A. Bueno, and T. Paga, “Power system analysis using space-vector transformation,” *IEEE Transactions on Power Systems*, vol. 17, no. 4, pp. 957–965, 2002.
- [39] J. Moreno, F. Hidalgo, and M. Martínez, “Realisation of tests to determine the parameters of the thermal model of an induction machine,” *IEE Proceedings - Electric Power Applications*, vol. 148, pp. 393–397, 2001.

ANEXO A. Algoritmo auxiliar en MATLAB para la identificación de parámetros térmicos

En este anexo se presenta el script desarrollado en [MATLAB](#) utilizado como apoyo para replicar y verificar el procedimiento de identificación de parámetros térmicos reportado en [39]. El código completo se incluye con fines de transparencia y reproducibilidad.

Script principal

```
1 % Fases 1 a 4 (Moreno 2001)
2 % - Fase 1: Gs0, Gr0, Gsr0
3 % - Fase 2: kHs, kFs, kHr, kFr
4 % - Fase 3: bs, bsr, br, Ps_30Hz, Pr_30Hz
5 % - Fase 4: Cs, Cr (Metodo 1)
6 %% =====
7
8 clc; clear;
9
10 % === Fase 1: Estimacion de Gs0, Gr0, Gsr0 ===
11 [Gs0, Gr0, Gsr0] = fase1_estimacion_conductancias_lambda();
12
13 % === Fase 2: Estimacion separada de kHs, kFs y kHr, kFr ===
14 [kHs, kFs] = estimar_k_stator(Gs0, Gsr0);
15 [kHr, kFr] = estimar_k_rotor(Gr0, Gsr0);
16
17 % === Parametros necesarios para Fase 3 ===
18 Rs0 = 6.586;
19 Rr0 = 4.827;
20 alpha_s = 0.00389;
21 alpha_r = 0.00375;
22
23 % === Fase 3: Estimacion de bs, bsr y br ===
24 [bs, bsr, Ps_30Hz] = fase3_estimacion_coeficientes_b_por_etapas(
25     ...
26     Gs0, Gsr0, kHs, kFs, Rs0, alpha_s);
27
28 [br, Pr_30Hz] = fase3b_estimacion_br( ...
29     Gsr0, Gr0, kHr, kFr, Rr0, alpha_r, bsr);
30
31 % === Fase 4 (v2 INTEGRADA): Capacitancias Cs y Cr (metodo 1) ===
32 t_min = [0 5 10 20 25 30 40 45 50 60 65 70 80 85 90 100 105 110]';
33
34 % Estator (T absolutas en C)
35 theta_s = [ ...
36     18.47 24.43 29.39 35.39 37.29 38.54 39.95 40.23 40.42 40.75 ...
```

```

36 40.83 40.90 40.98 41.05 41.10 41.20 41.25 41.25 ]';
37
38 % Rotor (T absolutas en C)
39 theta_r = [ ...
40 18.47 24.90 29.80 37.38 39.93 42.23 45.63 46.78 47.66 48.89 ...
41 49.25 49.55 49.92 50.20 50.38 50.88 51.05 51.25 ]';
42
43 params = struct( ...
44     'theta0',20, 'f',30, 'p',2, 'omega_mech',89.176, 'is',1.644, '
        ir',1.1714, ... % ensayo
45     'Gs0',Gs0, 'Gr0',Gr0, 'Gsr0',Gsr0, ...
                                     % Fase 1
46     'kHs',kHs, 'kFs',kFs, 'kHr',kHr, 'kFr',kFr, ...
                                     % Fase 2
47     'bs',bs, 'bsr',bsr, 'br',br, ...
                                     % Fase 3
48     'Rs0',Rs0, 'Rr0',Rr0, 'alpha_s',alpha_s, 'alpha_r',alpha_r);
        % const
49
50 out = calc_capacitancias_moreno_v2(theta_s, theta_r, t_min, params,
        true, ...
51                                     'dropEq', true, 'th_dth', 1e-4);
52
53 fprintf('\n=== CAPACITANCIAS (30 Hz) ===\n');
54 fprintf('Metodo 1: Cs = %.2f J/%sC, Cr = %.2f J/%sC\n', out.Cs_m1,
        char(176), out.Cr_m1, char(176));
55
56
57 %% =====
58 % FUNCIONES LOCALES
59 %% =====
60 function [Gs0, Gr0, Gsr0] = fase1_estimacion_conductancias_lambda()
61     % Datos (como en tuCodigo A/B)
62     theta_s = [61.9, 79.4];
63     theta_r = [58.6, 74.0];
64     theta_amb = [23.0, 22.5];
65     Is = [1.725, 2.071];
66
67     Ts = theta_s - theta_amb;
68     Tr = theta_r - theta_amb;
69
70     Rs0 = 6.586;
71     alpha_s = 0.00389;
72
73     % Potencias de cobre del estator
74     Ps = 3 * Rs0 .* (1 + alpha_s .* (Ts + theta_amb - 22)) .* Is
        .^2;

```

```

75
76 % Reformulacion tipoCodigo B
77 Per = [Ps(1) Ps(2) ; 0 0];
78 Temp = [Ts(1) Ts(2) ; Tr(1) Tr(2)];
79 prec = [10000, 0.06];
80
81 initial_x = [3.3, -1.5, 1.70];
82 options = optimset('Display','off','TolFun',1e-6);
83 cost_function = @(x) costo_B(x, Per, Temp, prec);
84
85 try
86     [X, ~] = fminunc(cost_function, initial_x, options);
87 catch
88     [X, ~] = fminsearch(cost_function, initial_x);
89 end
90
91 Gs0 = round(X(1) + X(2),2);
92 Gsr0 = round(-X(2),1);
93 Gr0 = round((-Gsr0*(Tr(1,2)-Ts(1,2)))/Tr(1,2),2);
94
95 if any(~isfinite([Gs0,Gr0,Gsr0]))
96     error('Fase 1: resultado no finito en Gs0/Gr0/Gsr0.');
```

```

97 end
98 if any([Gs0,Gr0,Gsr0] < 0)
99     warning('Fase 1: alguna G resultado negativa. Verifica datos/
100         prec.');
```

```

101 end
102 fprintf('\n=== Fase 1 ===\n');
103 fprintf('Gs0 = %.2f W/%sC\n', Gs0, char(176));
104 fprintf('Gr0 = %.2f W/%sC\n', Gr0, char(176));
105 fprintf('Gsr0 = %.1f W/%sC\n', Gsr0, char(176));
106
107 end
108
109 function J = costo_B(x, Per, Temp, prec)
110     G = [x(1), x(2); x(2), x(3)];
111     E = Per - G*Temp;
112     n = size(Per,2);
113     J = 0;
114     for i = 1:n
115         ei = E(:,i);
116         den = (norm(Per(:,i))^2) * (prec(i)^2);
117         if den <= 0, den = 1; end
118         J = J + (ei' * ei) / den;
119     end
120 end
121
122 function [kHs, kFs] = estimar_k_stator(Gs0, Gsr0)

```

```

121     theta_s = [51.1, 71.6]; theta_r = [63.4, 91.0]; theta_amb =
        [15.0, 14.5];
122     Is = [1.34, 1.631]; omega = 2 * pi * [4, 5.5];
123     Rs0 = 6.586; alpha_s = 0.00389;
124     Ts = theta_s - theta_amb; Tr = theta_r - theta_amb;
125     Rs = Rs0 .* (1 + alpha_s .* (Ts + theta_amb - 22));
126
127     rhs = [Gs0*Ts(1) + Gsr0*(Ts(1) - Tr(1)) - 3*Rs(1)*Is(1)^2;
        Gs0*Ts(2) + Gsr0*(Ts(2) - Tr(2)) - 3*Rs(2)*Is(2)^2];
128
129
130     A = [omega(1), omega(1)^2;
        omega(2), omega(2)^2];
131
132
133     coste = @(x) norm(A*x - rhs)^2;
134     x0 = [0.01; 0.001];
135     options = optimoptions('fmincon','Display','off','Algorithm','
        sqp');
136     x = fmincon(coste, x0, [], [], [], [], [], [], [], options);
137
138     kHs = round(x(1),4); kFs = x(2);
139     fprintf('\n=== Fase 2 - Estator ===\n');
140     fprintf('kHs = %.4f\n', kHs);
141     fprintf('kFs = %.6f\n', kFs);
142 end
143
144 function [kHr, kFr] = estimar_k_rotor(Gr0, Gsr0)
145     theta_s = [51.1, 71.6]; theta_r = [63.4, 91.0]; theta_amb =
        [15.0, 14.5];
146     Ir = [1.2497, 1.4958]; omega = 2 * pi * [4, 5.5];
147     Rr0 = 4.827; alpha_r = 0.00375;
148     Ts = theta_s - theta_amb; Tr = theta_r - theta_amb;
149     Rr = Rr0 .* (1 + alpha_r .* (Tr + theta_amb - 22));
150
151     rhs = [Gr0*Tr(1) + Gsr0*(Tr(1) - Ts(1)) - 3*Rr(1)*Ir(1)^2;
        Gr0*Tr(2) + Gsr0*(Tr(2) - Ts(2)) - 3*Rr(2)*Ir(2)^2];
152
153
154     A = [omega(1), omega(1)^2;
        omega(2), omega(2)^2];
155
156
157     coste = @(x) norm(A*x - rhs)^2;
158     x0 = [0.01; 0.001];
159     options = optimoptions('fmincon','Display','off','Algorithm','
        sqp');
160     x = fmincon(coste, x0, [], [], [], [], [], [], [], options);
161
162     kHr = round(x(1),3); kFr = x(2);
163     fprintf('\n=== Fase 2 - Rotor ===\n');

```

```

164     fprintf('kHr = %.3f\n', kHr);
165     fprintf('kFr = %.4f\n', kFr);
166 end
167
168 function [bs, bsr, Ps_30Hz, wm_30Hz] =
    fase3_estimacion_coeficientes_b_por_etapas(Gs0, Gsr0, kHs, kFs,
    Rs0, alpha_s)
169     syms bs bsr
170
171     % Datos experimentales
172     Is = [1.644, 1.864];
173     theta_s_abs = [41.3, 43.7];
174     theta_r_abs = [50.9, 58.4];
175     theta_amb = [20.0, 19.0];
176     omega1 = [89.176, 119.53];
177     omega2 = [2*pi*30, 2*pi*40];
178
179     Ts = theta_s_abs - theta_amb;
180     Tr = theta_r_abs - theta_amb;
181
182     Rs = Rs0 .* (1 + alpha_s .* (Ts + theta_amb - 22));
183
184     rhs1 = 3 * Rs(1) * Is(1)^2 + kHs * omega2(1) + kFs * omega2(1)
        ^2; % Ps_30Hz
185     rhs2 = 3 * Rs(2) * Is(2)^2 + kHs * omega2(2) + kFs * omega2(2)
        ^2;
186
187     eq1 = Gs0 * (1 + bs * omega1(1)) * Ts(1) + Gsr0 * (1 + bsr *
        omega1(1)) * (Ts(1) - Tr(1)) == rhs1;
188     eq2 = Gs0 * (1 + bs * omega1(2)) * Ts(2) + Gsr0 * (1 + bsr *
        omega1(2)) * (Ts(2) - Tr(2)) == rhs2;
189
190     sol = solve([eq1, eq2], [bs, bsr]);
191
192     bs = round(double(sol.bs),4);
193     bsr = round(double(sol.bsr),3);
194     Ps_30Hz = rhs1;
195     wm_30Hz=omega1(1,1);
196
197     fprintf('\n=== Fase 3 - Resultados ===\n');
198     % fprintf('Ps_30Hz = %.3f W\n', Ps_30Hz);
199     % fprintf('wm_30Hz = %.3f W\n', wm_30Hz);
200     fprintf('bs = %.4f W/(rad/s C)\n', bs);
201     fprintf('bsr = %.3f W/(rad/s C)\n', bsr);
202 end
203

```

```

204 function [br, Pr_30Hz] = fase3b_estimacion_br(Gsr0, Gr0, kHr, kFr,
      Rr0, alpha_r, bsr)
205     Ir = [1.1714, 1.4204];
206     theta_s_abs = [41.3, 43.7];
207     theta_r_abs = [50.9, 58.4];
208     theta_amb    = [20.0, 19.0];
209     f = [30, 40];
210     n = [852, 1142];
211     P = 4;                                     % numero de polos
212
213     Ts = theta_s_abs - theta_amb;
214     Tr = theta_r_abs - theta_amb;
215
216     omega_m    = 2*pi*n/60;                    % mecanica
217     omega_sync = 4*pi*f/P;                    % mecanica sincronica
      (P polos)
218     s          = (omega_sync - omega_m)./omega_sync;
219     omega_s_e   = 2*pi*f;                      % electrica
220     omega_r     = s .* omega_s_e;              % electrica de rotor
221
222     Rr = Rr0 .* (1 + alpha_r .* (Tr + theta_amb - 22));
223
224     Pr = 3 .* Rr .* (Ir.^2) + kHr .* omega_r + kFr .* (omega_r.^2);
      % W
225     Pr_30Hz = Pr(1);
226
227     Pr = Gr0*(1+br*wm)*Tr + Gsr0*(1+bsr*wm)*(Tr - Ts)
228     num = Pr(1) - (Gr0*Tr(1) + Gsr0*(Tr(1) - Ts(1))) - omega_m(1)*
      Gsr0*(Tr(1) - Ts(1))*bsr;
229     den = omega_m(1) * Gr0 * Tr(1);
230     br = round(num/den,4);
231
232     fprintf('br = %.4f W/(rad/s C)\n', br);
233     % fprintf('Pr_30Hz = %.4f W\n', Pr_30Hz);
234 end
235
236 function out = calc_capacitancias_moreno_v2(Ts_abs, Tr_abs, t_min,
      D, doPlots, varargin)
237 % Calcula Cs y Cr por:
238 % - Metodo 1: rectas T vs dT/dt (Eq 12 y 17).
239 % Esta version NO incluye defaults: usa exclusivamente 'D' (params)
      .
240
241     p = inputParser;
242     addParameter(p,'dropEq',true,@islogical);
243     addParameter(p,'th_dth',1e-4,@(x)isnumeric(x)&&isscalar(x));
244     parse(p,varargin{:});

```

```

245     opt = p.Results;
246
247     % Validacion (sin defaults)
248     req = ["Gs0","Gr0","Gsr0","bs","br","bsr","Rs0","Rr0","alpha_s",
249           "alpha_r", ...
250           "kHs","kFs","kHr","kFr","theta0","f","p","omega_mech","
251           is","ir"];
252     for k = 1:numel(req)
253         assert(isfield(D, req(k)), 'Falta params.%s', req(k));
254     end
255
256     if nargin < 5, doPlots = false; end
257
258     % Tiempo a segundos
259     t_min = t_min(:);
260     t_s    = 60*t_min;
261
262     % T relativas y ajuste polinomial
263     theta_s = Ts_abs(:) - D.theta0;
264     theta_r = Tr_abs(:) - D.theta0;
265
266     deg = 5;
267     [ps,~,mu_s] = polyfit(t_s, theta_s, deg);
268     [pr,~,mu_r] = polyfit(t_s, theta_r, deg);
269     dpS = polyder(ps); dpR = polyder(pr);
270
271     dths = polyval(dpS, t_s, [], mu_s) / mu_s(2);
272     dthr = polyval(dpR, t_s, [], mu_r) / mu_r(2);
273
274     theta_s_fit = polyval(ps, t_s, [], mu_s);
275     theta_r_fit = polyval(pr, t_s, [], mu_r);
276
277     % (Opcional) descartar puntos cercanos al equilibrio
278     idx_keep_s = abs(dths) > opt.th_dth;
279     idx_keep_r = abs(dthr) > opt.th_dth;
280     idx_keep    = idx_keep_s & idx_keep_r;
281
282     dths2 = dths(idx_keep);
283     dthr2 = dthr(idx_keep);
284     ths2  = theta_s_fit(idx_keep);
285     thr2  = theta_r_fit(idx_keep);
286
287     % Conductancias a la velocidad del ensayo
288     Gs = D.Gs0 * (1 + D.bs * D.omega_mech);
289     Gr = D.Gr0 * (1 + D.br * D.omega_mech);
290     Gsr = D.Gsr0 * (1 + D.bsr * D.omega_mech);

```

```

290 % Metodo 1: T vs dT/dt
291 [~, b_ss] = linfit(dths2, ths2);          n_ss = -b_ss;
292 [~, b_rr] = linfit(dthr2, thr2);          n_rr = -b_rr;
293 [~, b_sr] = linfit(dths2, ths2 - thr2);    n_sr = -b_sr;
294 [~, b_rs] = linfit(dthr2, thr2 - ths2);    n_rs = -b_rs;
295
296 Cs_m1 = Gs*n_ss + Gsr*n_sr;
297 Cr_m1 = Gr*n_rr + Gsr*n_rs;
298
299 out = struct('Cs_m1',Cs_m1,'Cr_m1',Cr_m1,'idx_keep',idx_keep);
300
301 % Graficas (opcional)
302 if doPlots
303     figure('Name','Temperaturas absolutas y relativas');
304     subplot(1,2,1); hold on; grid on;
305     plot(t_min, Ts_abs, '-o','DisplayName','T_s abs');
306     plot(t_min, Tr_abs, '-s','DisplayName','T_r abs');
307     yline(D.theta0,'k--','T_0'); xlabel('t (min)'); ylabel('T (
        C)'); legend;
308     subplot(1,2,2); hold on; grid on;
309     plot(t_min, theta_s, '-o','DisplayName','\theta_s = T_s -
        T_0');
310     plot(t_min, theta_r, '-s','DisplayName','\theta_r = T_r -
        T_0');
311     xlabel('t (min)'); ylabel('\theta (C)'); legend;
312
313     figure('Name','Metodo 1: rectas (T vs dT/dt)');
314     tl = tiledlayout(2,2,'TileSpacing','compact');
315     nexttile; plot_reg(dths2, ths2, '\theta_s (C)', 'd\theta_s/
        dt (C/s)');
316     nexttile; plot_reg(dthr2, thr2, '\theta_r (C)', 'd\theta_r/
        dt (C/s)');
317     nexttile; plot_reg(dths2, ths2-thr2, '\theta_s-\theta_r (C)
        ', 'd\theta_s/dt (C/s)');
318     nexttile; plot_reg(dthr2, thr2-ths2, '\theta_r-\theta_s (C)
        ', 'd\theta_r/dt (C/s)');
319     title(tl, sprintf('M1 C_s=%.0f J/C, C_r=%.0f J/C', Cs_m1,
        Cr_m1));
320 end
321
322 % Auxiliares
323 function [a, b] = linfit(x, y) % y = a + b*x
324     x = x(:); y = y(:); X = [ones(size(x)) x];
325     c = X\y; a = c(1); b = c(2);
326 end
327 function plot_reg(x, y, ylab, xlab)
328     hold on; grid on;

```

```
329         scatter(x, y, 28, 'filled','MarkerFaceAlpha',0.85);
330         xx = linspace(min(x), max(x), 200)'; [a,b] = linfit(x,y);
331         plot(xx, a + b*xx, 'LineWidth', 1.5);
332         xlabel(xlab); ylabel(ylab);
333     end
334 end
```

Áreas del Trabajo de Grado (ABET)

Tabla 1: Áreas del Trabajo de Grado

Título del Trabajo:				
Restricciones múltiples (dos o más)	Accesibilidad			Estética
	Códigos	56,60,64,86		Construtibilidad
	Costos			Ergonomía
	Extensibilidad			Funcionalidad
	Interoperabilidad	45,54,59,63		Consideraciones Legales
	Mantenibilidad	25,34,44		Manufacturabilidad
	Mercadeo			Política
	Regulaciones			Cronogramas
	Normativas	9, 18		Sostenibilidad
	Impacto Ambiental			Impacto Social
Normas relevantes (dos o más)	Usabilidad	25		Otros:
	IEC 60034-1	7,62,67		
	IEC 60034-6	18		
	IEC 60034-2-1	20		
Elementos del proceso	Identificación de oportunidades			Generación de soluciones múltiples
	Desarrollo de requerimientos	5,25,63		Evaluación de soluciones
	Procesos iterativos	25		Consideración de riesgos
	Realizar compromisos o tratos			
Basado en trabajos anteriores	Protecciones			Iluminación
	Optimización de sistemas			Alta Tensión
	Energías alternativas			Distribución
	Máquinas eléctricas	7		Otros temas

SO2

Aspectos relacionados con Salud Pública y Medio Ambiente

Este trabajo se enmarca en el análisis y la simulación computacional de fenómenos eléctricos y térmicos en máquinas de inducción, con un enfoque técnico orientado principalmente al ámbito industrial. Si bien no presenta un impacto directo en la salud pública, su contribución posee implicaciones indirectas relevantes, especialmente en lo referente a la seguridad operativa de instalaciones eléctricas e industriales.

La correcta gestión térmica y eléctrica de las máquinas de inducción constituye un factor clave para prevenir situaciones de riesgo asociadas a sobrecalentamientos, fallos eléctricos o cortocircuitos, los cuales pueden derivar en accidentes laborales o daños materiales. El uso de modelos predictivos permite anticipar estas condiciones anómalas, fortaleciendo las medidas de prevención y reduciendo la exposición de las personas a eventos peligrosos.

En este sentido, aunque el trabajo no aborda de manera directa problemáticas de salud pública, su aporte al fortalecimiento de la seguridad industrial y a la reducción del riesgo en sistemas eléctricos contribuye de forma complementaria a la protección de las personas en entornos laborales.

Aspectos relacionados con Seguridad de Personas y Bienes

El desarrollo de un modelo electro-térmico aplicado a máquinas de inducción guarda una relación directa con la seguridad de las personas y la protección de los bienes materiales. La adecuada gestión de variables eléctricas y térmicas permite prevenir fallos que, de no ser controlados, podrían desencadenar incidentes que afecten tanto a los operarios como a la infraestructura industrial.

El modelo propuesto permite simular y predecir el comportamiento dinámico de las máquinas bajo distintas condiciones de operación, facilitando la identificación temprana de situaciones críticas como sobrecargas o elevaciones excesivas de temperatura. Esta capacidad predictiva resulta fundamental para el diseño de estrategias de mantenimiento preventivo y de sistemas de protección más eficientes.

En consecuencia, la investigación contribuye al fortalecimiento de la seguridad operativa en entornos industriales, al proporcionar herramientas que permiten anticipar y mitigar posibles fallos, protegiendo tanto al personal como a los activos involucrados en los procesos productivos.

Aspectos relacionados con el bienestar de la población

El impacto de este trabajo sobre la población en general es indirecto, debido a que el desarrollo de estos modelos beneficia la eficiencia del uso energético y eso influye positivamente en sectores productivos e industriales. La mejora en la eficiencia energética y la reducción de fallos favorecen la continuidad operativa de los procesos de producción.

Asimismo, el fortalecimiento del diagnóstico y la predicción de fallos mediante la simulación híbrida permite reducir los costos asociados al mantenimiento correctivo y a la sustitución prematura de equipos. Estos beneficios repercuten indirectamente en la oferta de productos y servicios más confiables y eficientes, contribuyendo al bienestar social de manera indirecta.

De esta forma, el trabajo apoya el desarrollo de una industria más eficiente, segura y sostenible, lo cual incide positivamente en el bienestar general de la población.

Factores Globales

La investigación se alinea con los objetivos globales relacionados con la eficiencia energética, la sostenibilidad y la optimización del uso de los recursos eléctricos. La tendencia internacional hacia la reducción de pérdidas energéticas y la mejora en la fiabilidad de los sistemas eléctricos hace pertinente la aplicación de modelos predictivos como el propuesto.

El análisis y la simulación de máquinas eléctricas bajo un enfoque híbrido responden a la necesidad global de contar con herramientas que permitan anticipar fallos, optimizar procesos y garantizar una operación eficiente. Estos aspectos coinciden con políticas energéticas tanto globales como nacionales que promueven el uso racional de la energía y el fortalecimiento de la seguridad en las operaciones industriales.

Factores Culturales

Los factores culturales son menores en el presente trabajo, dado que su enfoque se limita al ámbito técnico de la ingeniería eléctrica y la simulación computacional. El desarrollo e implementación del modelo híbrido es relativamente independiente de costumbres o manifestaciones culturales.

El uso de herramientas de modelación y simulación térmica corresponde a prácticas técnicas estandarizadas dentro del campo de la ingeniería, aplicables de manera universal y sin dependencia de contextos culturales específicos. Por estas razones, este criterio tiene una relevancia menor en el propósito del trabajo desarrollado.

Factores Sociales

La investigación realizada tendrá un impacto directo sobre factores sociales tales como la movilidad poblacional, el acceso a servicios básicos, la educación o el desarrollo comunitario. Su objetivo principal se centra en el estudio técnico del comportamiento eléctrico y térmico de máquinas de inducción mediante simulación computacional que siempre tendrán impacto sobre los consumidores y la sociedad en general.

Como parte del proceso de formación académica y profesional, el trabajo contribuye indirectamente al fortalecimiento del conocimiento técnico en el área de la ingeniería eléctrica. Este aporte vincula indirectamente a un impacto social a mediano y largo plazo, favoreciendo la innovación y el desarrollo del sector productivo.

Factores ambientales

El modelo híbrido electro-térmico propuesto contribuye positivamente a la sostenibilidad ambiental al promover una operación eficiente y segura de las máquinas de inducción. Una adecuada gestión térmica permite reducir las pérdidas eléctricas y térmicas, disminuyendo el consumo energético global y, por ende, las emisiones asociadas a la generación de electricidad.

Asimismo, la prevención de fallos críticos mediante modelos predictivos reduce el riesgo de incidentes como sobrecalentamientos o incendios, los cuales podrían generar impactos ambientales negativos. La prolongación de la vida útil de los equipos también disminuye la necesidad de reemplazo prematuro, reduciendo el impacto ambiental asociado a la fabricación y disposición final de maquinaria.

Por tanto, el trabajo presenta un impacto ambiental positivo al fomentar prácticas industriales sostenibles y el uso eficiente de los recursos energéticos.

Factores Económicos

El trabajo aporta de manera directa a la eficiencia económica en el sector industrial al facilitar la gestión inteligente y el mantenimiento predictivo de las máquinas de inducción. La capacidad de anticipar fallos eléctricos o térmicos permite reducir costos asociados al mantenimiento correctivo, a las paradas imprevistas de producción y a la sustitución de equipos.

Adicionalmente, la mejora en la eficiencia energética de los motores contribuye a la reducción de los gastos operativos relacionados con el consumo eléctrico. Estos beneficios se traducen en una optimización de las inversiones en infraestructura y equipamiento.

En conjunto, el proyecto constituye una herramienta técnica que genera beneficios económicos al mejorar la eficiencia operativa, reducir costos y apoyar la toma

de decisiones en la gestión de sistemas eléctricos.