

Thermal Analysis for Improving the Design of Radial Flux Permanent Magnet Synchronous Generators

R. Sánchez-Carvajal, R. Iracheta-Cortez, *Senior, IEEE*, E. Hernández-Mayoral, N. Flores-Guzmán

Abstract—In this paper, the analytical thermal model of a radial flux permanent magnet synchronous generator (RF-PMSG) is developed for applications in variable speed direct-drive low-power wind turbines. The thermal model takes the form of a lumped parameter thermal network to estimate temperatures and heat fluxes for a wide operating range of the RF-PMSG. The proposed thermal model is fully coupled with the electromagnetic solution of a flexible analytical design methodology of RF-PMSGs and its algorithmic solution is coded in Matlab. The thermal analysis is an essential requirement for enhancing the design performance of radial flux permanent magnet synchronous generators. Finally, the performance of a 10 kW RF-PMSG is analyzed using the thermal model, for a wide steady-state operation range.

Index Terms— Analytical design, nodal analysis, RF-PMSG, thermal model, wind turbines.

I. INTRODUCCION

El proceso de conversión de energía electromecánica en una máquina eléctrica siempre está asociado inevitablemente, a una transformación unidireccional de las energías eléctrica y mecánica en energía térmica. Las densidades de corriente (J_c) típicas en los devanados de máquinas eléctricas pueden variar, dependiendo del tipo de enfriamiento, de 2.5 a 15 A/mm² [1]-[4]. Por ejemplo, las máquinas eléctricas totalmente encapsuladas sin enfriamiento externo requieren ser diseñadas para $J_c < 6$ A/mm² [1]. En contraste, para $J_c > 6$ A/mm² se requiere forzosamente implementar algún tipo de sistema de enfriamiento. La sofisticación de los sistemas de enfriamiento permite elevar la capacidad de J_c sin aumentar los niveles de temperatura de los componentes de la máquina. En general, el aumento de la temperatura en los devanados, comúnmente, está asociado con, a) la operación de la máquina en condiciones transitorias de sobrecarga y/o cortocircuito, b) el mal funcionamiento del sistema de enfriamiento y c) a un mal diseño térmico de la máquina para la condición de operación en estado estable.

R. Sánchez-Carvajal está con CONACYT-Universidad del Istmo, Tehuantepec, Oaxaca, México. (e-mail: sancarva.80@gmail.com).

R. Iracheta-Cortez está con Cátedras-CONACYT-Universidad del Istmo, Tehuantepec, Oaxaca, México. (e-mail: riracheta@conacyt.mx).

E. Hernández-Mayoral está con CONACYT-IER-UNAM, Temixco, Morelos, México. (e-mail: emhema@ier.unam.mx)

N. Flores-Guzmán está con la empresa CIRCULO SEI, Guanajuato, Gto., México. (e-mail: nfloresg@gmail.com).

El aumento de la temperatura por tiempos prolongados afecta severamente los niveles de aislamiento de los devanados en una máquina eléctrica y por consiguiente, esto causa una reducción significativa de su periodo de vida útil [5]-[6]. Los PMSGs para aplicaciones en turbinas eólicas de baja potencia son máquinas que operan, comúnmente, dentro de un rango variable de velocidad y además, son máquinas que pueden ser muy compactas y por cuestiones económicas suelen no utilizar ningún tipo de enfriamiento y/o sistema de ventilación. En condiciones normales de operación, la alta densidad de potencia en este tipo de máquinas, puede ocasionar un aumento considerable de los niveles de temperatura en algunos componentes críticos del generador, como los imanes y los devanados [5]-[6]. Los altos niveles de temperatura también pueden deteriorar la resistencia eléctrica y mecánica del aislamiento de la máquina, y pueden conducir a una falla prematura del generador. El aumento de temperatura también puede causar una desmagnetización temporal y/o irreversible en los imanes del PMSG [5]-[6]. El fenómeno de la desmagnetización tiene un impacto directo en las variables de desempeño del PMSG, como lo son, la potencia de salida, el voltaje y la eficiencia del generador. Por lo tanto, resulta altamente recomendable que todo diseño de este tipo de máquinas contemple un análisis térmico preciso y confiable para atenuar fenómenos térmicos adversos como la desmagnetización de los imanes, el rompimiento del aislamiento y el aumento de las pérdidas del núcleo y las pérdidas por efecto Joule para el más amplio rango de operación del generador [7].

Los principales métodos para hacer análisis térmicos en máquinas eléctricas se basan en el uso de métodos analíticos y métodos numéricos [8]. Los métodos analíticos modelan una red térmica de parámetros concentrados, donde se aplica la analogía de circuitos eléctricos, para obtener los flujos de calor y la distribución de temperaturas en diversos puntos críticos de la máquina [9]. Los métodos analíticos tienen la ventaja de que demandan pocos recursos computacionales, pero también requieren desarrollar modelos más detallados de la red de resistencias térmicas. Por otro lado, los métodos numéricos se basan en la aplicación del método de elementos finitos (FEM) y su principal ventaja con respecto a los métodos analíticos es que pueden ser más precisos, pero su solución es muy compleja comparada con el diseño electromagnético convencional ya que

requieren resolver el flujo de calor en tres dimensiones (3D) [8], [10], [11]. La complejidad del FEM se traduce en una alta demanda de recursos computacionales. Actualmente, la mayoría de los softwares FEM comerciales ya incluyen módulos especializados para hacer el análisis térmico. Sin embargo, su aplicación en el diseño tradicional de máquinas eléctricas está limitada, principalmente, por falta de herramientas de cómputo que acoplen las soluciones del análisis térmico y el análisis electromagnético [8].

En este artículo se presenta el modelo térmico de un RF-PMSG para aplicaciones en turbinas eólicas de velocidad variable. El modelo térmico del generador resuelve las temperaturas nodales de los principales componentes del RF-PMSG a través de una red de resistencias térmicas de parámetros concentrados para las fuentes de calor orientadas tanto en la dirección radial como axial del generador [9]-[15]. El modelo térmico propuesto es acoplado directamente al modelo electromagnético de la herramienta de diseño analítico flexible de RF-PMSGs desarrollada por [2]-[4] para analizar de forma precisa y confiable las variables de desempeño del generador para su más amplio rango de operación. La principal ventaja de esta metodología es la obtención de diseños más resilientes de RF-PMSGs que permitan atenuar y evitar los efectos térmicos adversos, causados por el aumento de la temperatura de los principales componentes del generador, como lo son la desmagnetización de los imanes y el rompimiento del aislamiento de los devanados [6]-[15]. El acoplamiento del modelo térmico y electromagnético a través de una herramienta de diseño analítico flexible de RF-PMSGs es en una solución muy eficiente, es decir, que demanda pocos recursos computacionales y, además, dicho proceso es un paso previo para el desarrollo de metodologías de diseño óptimo de RF-PMSGs [14]-[16]. Finalmente, en este artículo se analiza el impacto del modelo térmico en un RF-PMSG de 10-kW para su más amplio rango de operación en estado estable.

II. MODELO TÉRMICO DEL RF-PMSG

En esta sección se presenta la red térmica que representa el modelo térmico de un RF-PMSG. También, se definen las constantes térmicas, los parámetros geométricos y electromagnéticos para el cálculo de las resistencias térmicas por conducción, convección y radiación, así como también, las fuentes de calor. Posteriormente, se introduce la técnica de análisis nodal para resolver la red térmica con el fin de determinar las temperaturas en los puntos críticos del RF-PMSG [3].

A. Resistencias Térmicas

Las fórmulas generales para el cálculo de las resistencias térmicas por conducción, convección y radiación están dadas, respectivamente, por

$$R_{\text{cond}} = \frac{\ell}{\lambda(A)}, \quad (1)$$

$$R_{\text{conv}} = \frac{1}{\alpha_{\text{vc,d}}(A)}, \quad (2)$$

$$R_{\text{rad}} = \frac{1}{\alpha(A)}, \quad (3)$$

donde λ es la conductividad térmica en $W/(^{\circ}K\cdot m)$, $\alpha_{\text{vc,d}}$ es el coeficiente de convección en $W/(^{\circ}K\cdot m^2)$, α es el coeficiente de radiación en $W/(^{\circ}K\cdot m^2)$ y, finalmente, ℓ y A , son, respectivamente, la longitud lineal y el área de sección transversal. En la Fig. 1 se presenta la red térmica para toda la estructura electromagnética del RF-PMSG. Dicha red ha sido obtenida a partir del paralelo de N_m circuitos del rotor y N_s

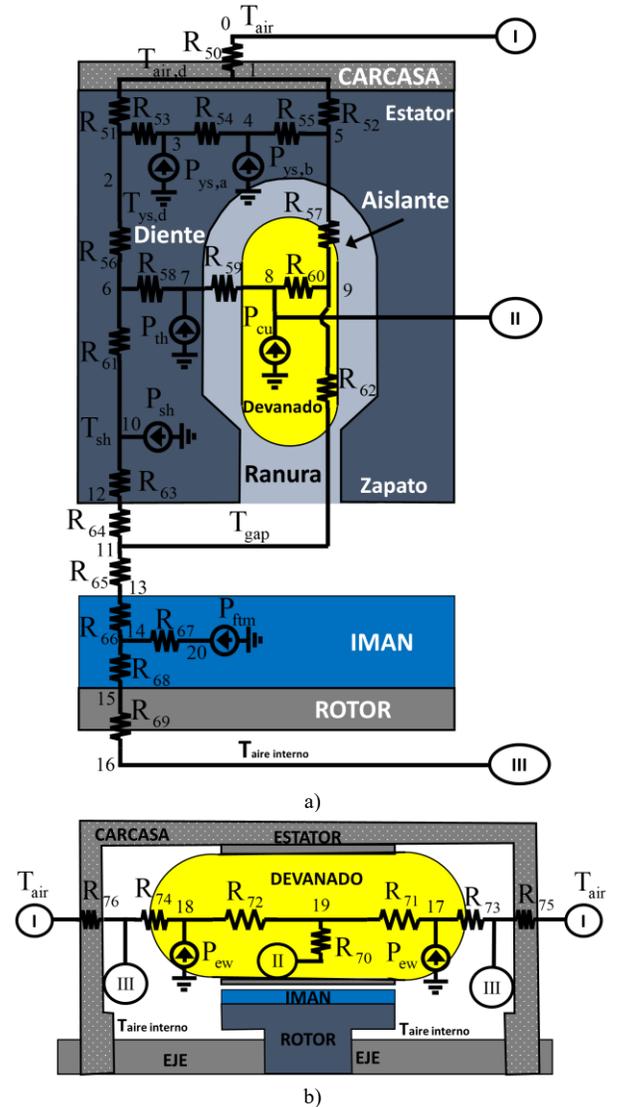


Fig. 1. Red térmica equivalente completa del RF-PMSG. a) Dirección radial, b) Dirección Axial.

circuitos del estátor. Se observa en dicha figura que la red térmica tiene 20 nodos, con 20 resistencias equivalentes y 6 fuentes de calor en la dirección radial y también, 7 resistencias equivalentes y 2 fuentes de calor en la dirección axial.

En la Tabla I se muestran los valores típicos usados en la literatura especializada para los coeficientes térmicos de los componentes del RF-PMSG [1], [5], [13]-[14]. Dichos coeficientes varían con la temperatura, sin embargo, sus valores se asumen como constantes en el modelo térmico propuesto para el RF-PMSG. En la Tabla II se muestran las expresiones matemáticas para el cálculo de las resistencias térmicas (1-3) y la descripción de las variables del RF-PMSG. Los valores numéricos de los parámetros geométricos de entrada para un RF-PMSG trifásico de 10-kW, 250-V_{LL}, y velocidad variable en el rango de 100-400 rpm se detallan en [3]-[5]. A partir de estos datos, se utilizan expresiones algebraicas para relacionar las variables geométricas que se muestran en las Figs. 2a y 2b. Con estas variables evalúan las resistencias térmicas del rotor, estátor, y carcasa en la dirección radial. También, se pueden evaluar las resistencias térmicas en los extremos del devanado en la dirección axial de la máquina.

TABLA I

CONSTANTES TÉRMICAS DEL MODELO PROPUESTO DEL RF-PMSG

Componente	Conducción	Unidad
Aire,	$\lambda_{air}=0.025$	W/(°K-m)
Acero,	$\lambda_{fe}=38.00$	W/(°K-m)
Bobinados, axial	$\lambda_{cu}=400.00$	W/(°K-m)
Bobinados, radial	$\lambda_{coil}=1.8$	W/(°K-m)
Aislante,	$\lambda_{ins}=0.2$	W/(°K-m)
Carcasa de acero,	$\lambda_{fr}=7.1$	W/(°K-m)
Imanes,	$\lambda_m=9.0$	W/(°K-m)
Pegamento magnético	$\lambda_{mg}=0.7$	W/(°K-m)
Recubrimiento del imán	$\lambda_{grp}=0.2$	W/(°K-m)
Componente	Convección	Unidad
Aire de enfriamiento,	$\alpha_{cv,d}=1.294$	W/(°K-m)
Componente	Radiación (α)	Unidad
Yugo del estátor,	$\alpha_{sy}=60,$	W/(°K-m ²)
Entrehierro,	$\alpha_e=40,$	W/(°K-m ²)
Tapa,	$\alpha_{es}=25,$	W/(°K-m ²)
Fin del devanado,	$\alpha_{ew}=25,$	W/(°K-m ²)
Yugo del rotor,	$\alpha_{ry}=25,$	W/(°K-m ²)
Carcasa,	$\alpha_{fr}=7.1,$	W/(°K-m ²)

TABLA II

RESISTENCIAS TÉRMICAS EQUIVALENTES PARA EL MODELO TÉRMICO COMPLETO DEL RF-PMSG

Resistencias térmicas equivalentes (W/°K-m)		
$R_{50}=R_0$	$R_{51}=(R_1+R_3)/N_s$	$R_{52}=(R_2+R_4)/N_s$
$R_{53}=R_9/N_s$	$R_{54}=(R_7+R_8+0.5(R_5+R_6))/N_s$	$R_{55}=R_{10}/N_s$
$R_{56}=(R_3+R_{12})/N_s$	$R_{57}=(R_4+R_{11}+R_{13})/N_s$	$R_{58}=R_{19}/N_s$
$R_{59}=(R_{17}+R_{18})/N_s + 0.5(R_{14}+R_{15}+R_{16})/N_s$	$R_{60}=R_{20}/N_s$	$R_{61}=(R_{12}+R_{21})/N_s$
$R_{62}=(R_{13}+R_{11})/N_s$	$R_{63}=(R_{21}+R_{22})/N_s$	$R_{64}=R_{40}$
$R_{65}=R_{40}$	$R_{66}=(R_{23}+R_{24})/N_m$	$R_{67}=R_{25}/N_m$
$R_{68}=(R_{24}+R_{26})/N_m$	$R_{69}=R_{27}/N_m$	$R_{70}=R_{30}/N_s$
$R_{71}=(R_{32}+2R_{32})/N_s$	$R_{72}=R_{68}$	$R_{73}=(R_{73a})(R_{73b})/(R_{73a}+R_{73b})$
$R_{74}=R_{73}$	$R_{75}=2R_{29}$	$R_{76}=R_{75}$
$R_{73a}=(0.5(R_{35}+R_{36})+R_{34})/N_s$		
$R_{73b}=(0.5(R_{35}+R_{36})+R_{34})/N_s$		

B. Fuentes de Calor

Las fuentes de calor, que se detallan en la Fig. 1 para la red térmica completa de un RF-PMSG, se pueden escribir como

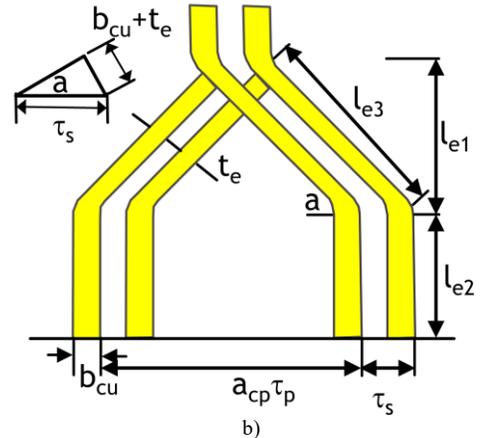
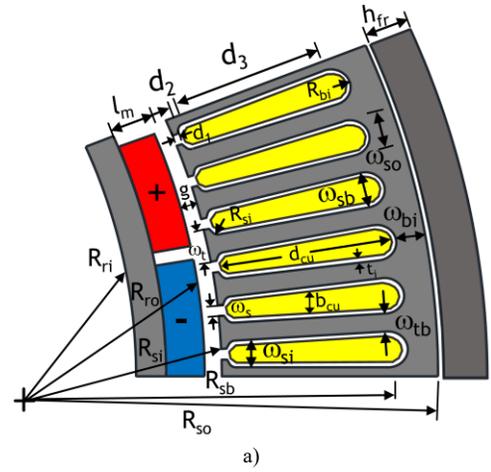


Fig. 2. Geometría del RF-PMSG. a) Conjunto rotor, estátor y carcasa, b) Longitudes del final del devanado.

$$Q = [Q_1 \ Q_2 \ Q_3 \ Q_4 \ Q_5 \ Q_6 \ \dots \ Q_{18} \ Q_{19} \ Q_{20}]^T \quad (4)$$

donde

$$Q_1 = \frac{T_{air}}{R_{50}} = \frac{T_{air}}{R_0} \quad (5)$$

$$Q_3 = P_{ys,a} = \frac{\omega_{tb}}{\omega_{tb} + \omega_{sb}} (P_{hys,sy} + P_{ft,sy}) \quad (6)$$

$$Q_4 = P_{ys,b} = \frac{\omega_{sb}}{\omega_{tb} + \omega_{sb}} (P_{hys,sy} + P_{ft,sy}) \quad (7)$$

$$Q_7 = P_{th} = (P_{hys,th} + P_{ft,th}) \quad (8)$$

$$Q_8 = P_{cu,a} = \left(\frac{L}{L + l_{ew}} \right) P_{cu} \quad (9)$$

$$Q_{10} = P_{shoe} = (P_{hys,sh} + P_{ft,sh}) \quad (10)$$

$$Q_{16} = \frac{2T_{air}}{R_{75}} = \frac{T_{air}}{R_{29}} \quad (11)$$

$$Q_{17} = Q_{18} = P_{ew} = \left(\frac{l_{ew}}{L + l_{ew}} \right) P_{cu} \quad (12)$$

$$Q_{20} = P_{itm} \quad (13)$$

son las fuentes de inyección de calor que se observan en la Fig. 1. Los nodos de la red térmica donde no hay inyección de calor en la Fig. 1 se asumen como

$$\begin{aligned} Q_2 = Q_5 = Q_6 = Q_9 = Q_{11} = Q_{12} = 0 \\ Q_{13} = Q_{14} = Q_{15} = Q_{19} = 0 \end{aligned} \quad (14)$$

Las variables geométricas para el cálculo de estas fuentes de calor se muestran en la Fig. 2. La variable T_{air} denota la temperatura ambiente y R_0 y R_{29} , son las resistencias térmicas mostradas en la Tabla III. Las expresiones para el cálculo de las pérdidas totales del RF-PMSG y las pérdidas específicas; como las pérdidas del cobre (P_{cu}), las pérdidas por fricción y rozamiento (P_{fw}), las pérdidas adicionales (P_{ad}) se detallan en [3]-[6].

TABLA III
RESISTENCIAS TÉRMICAS DEL MODELO COMPLETO DEL RF-PMSG

Resistencias de conducción			
Resistencia	ℓ (m)	λ (W/(°K-m))	A (m ²)
R ₃	0.5(ω_{bi} +R _{bi})	λ_{fe}	$\omega_{tb}l_u$
R ₄	0.5(ω_{bi} +0.5R _{bi})	λ_{fe}	$\omega_{so}l_u$
R ₅	0.5 ω_{tb}	λ_{fe}	(ω_{bi} +R _{bi}) l_u
R ₆	0.5 ω_{so}	λ_{fe}	(ω_{bi} +R _{bi}) l_u
R ₁₁	t_i	λ_{ins}	$b_{cu}L$
R ₁₂	0.5 d_3	λ_{fe}	$\omega_{tb}l_u$
R ₁₃	0.5 d_{cu}	λ_{coil}	$b_{cu}l_u$
R ₁₄	0.5 ω_{tb}	λ_{fe}	d_3l_u
R ₁₅	0.5 t_i	λ_{ins}	$d_{cu}l_u$
R ₁₆	0.5 b_{cu}	λ_{coil}	$d_{cu}l_u$
R ₂₁	0.5(d_1 + d_2)	λ_{fe}	0.5(ω_t + ω_{tb}) l_u
R _{23a}	l_{grp}	λ_{fe}	b_mL
R ₂₄	0.5 l_m	λ_m	b_mL
R ₂₆	l_{mg}	λ_{mg}	b_mL
R ₂₇	ω_{tb}	λ_{fe}	$\tau_p L$
R ₃₁	0.5L	λ_{cu}	$k_{cp}d_{cu}b_{cu}$
R ₃₂	0.5 l_{ew}	λ_{cu}	$k_{cp}d_{cu}b_{cu}$
R ₃₆	0.5 d_{cu}	λ_{coil}	$l_{end}b_{cu}$
R ₃₉	0.5 b_{cu}	λ_{coil}	$l_{end}d_{cu}$
R ₄₀	0.5g	λ_{air}	0.5(R_{si} + R_{ro})L
Resistencia de convección			
Resistencia	Constante	α_{cv} (W/(°K-m ²))	A (m ²)
R ₄₂	1	$\alpha_{cv,d}$	$2\pi R_{so}L$
Resistencias de radiación			
Resistencia	Constante	α (W/(°K-m ²))	A (m ²)
R ₁	1	α_{sy}	$3\omega_{tb}L$
R ₂	1	α_{sy}	$3\omega_{so}L$
R ₂₂	1	α_g	$L(\tau_s-\omega_s)$
R _{23b}	1	α_g	b_mL
R ₂₈	1	α_{ew}	$\tau_p L$
R ₂₉	1	α_{cs}	$\pi(R_{so})^2$
R ₃₅	2	α_{ew}	$l_{ew}b_{cu}$
R ₃₈	2	α_{ew}	$l_{ew}b_{cu}$
R ₄₁	1	α_{fr}	$\pi(h_{fr}+2R_{so})L$
Resistencias térmicas dependientes			
$R_0=(R_{41}R_{42})/(R_{41}+R_{42})$		$R_7=R_5/3$	$R_8=R_6/3$
$R_9=R_3/3$	$R_{10}=R_4/3$	$R_{17}=R_{14}/3$	$R_{18}=R_{16}/3$
$R_{19}=R_{12}/3$	$R_{20}=R_{13}/3$	$R_{23}=R_{23a}+R_{23b}$	$R_{25}=R_{24}/3$
$R_{25}=R_{24}/3$	$R_{30}=R_{31}/3$	$R_{33}=R_{32}/3$	$R_{34}=R_{36}/3$
$R_{37}=R_{39}/3$			
Descripción de variables			
L	Longitud axial del estator,		[m]
l_u	Longitud efectiva de las laminaciones,		[m]
l_{grp}	Espesor del recubrimiento del imán,		[m]
l_{mg}	Espesor del pegamento del imán,		[m]
a_m	Fracción magnética, $a_m=b_m/\tau_p$		[-]
k_{cp}	Factor de empaquetamiento,		[-]

C. Red Térmica Simplificada

El modelo térmico simplificado del RF-PMSG de 12 nodos que se muestra en la Fig. 3 es una simplificación del modelo térmico completo de 20 nodos que se muestra en la Fig. 1. Para llegar a dicha simplificación, primeramente, se intercambiaron las fuentes de calor $P_{ys,a}$, $P_{ys,b}$, P_{th} , P_{sh} y P_{fjm} de la Fig. 1 a los nodos más próximos, donde se asume que la diferencia de temperaturas entre nodos es $\Delta T \approx 0$, y con esto se reduce la cantidad de resistencias equivalentes. Posteriormente, se eliminaron los nodos térmicos 12 y 13 donde $Q_{12}=Q_{13}=0$ dado que $T_{gap}=T_{11}$ y $T_{11} \approx T_{12} \approx T_{13}$. También, se obtuvo una fuente de calor equivalente $Q_{s11}=2P_{ew}$ para los extremos del devanado de la Fig. 3b. Por lo tanto, el vector de fuentes de calor del modelo simplificado está dado por

$$\mathbf{Q}_s = [Q_{s1} \ Q_{s2} \ Q_{s3} \ Q_{s4} \ Q_{s5} \ Q_{s6} \ \dots \ Q_{s10} \ Q_{s11} \ Q_{s12}]^T \quad (15)$$

donde el subíndice s hace referencia al modelo simplificado. Los valores numéricos para las fuentes de calor y las resistencias equivalentes se muestran en la Tabla IV.

D. Análisis Nodal

La fórmula general del análisis nodal de circuitos eléctricos aplicado a una red de resistencias térmicas en estado estable ésta dada por

TABLA IV FUENTES DE CALOR Y RESISTENCIAS TÉRMICAS EQUIVALENTES PARA EL MODELO TÉRMICO SIMPLIFICADO DEL RF-PMSG			
Fuentes de calor (J)			
$Q_{s1}=Q_1$	$Q_{s2}=Q_3$	$Q_{s3}=Q_4$	$Q_{s4}=Q_7$
$Q_{s5}=Q_8$	$Q_{s6}=0$	$Q_{s7}=Q_{10}$	$Q_{s8}=0$
$Q_{s9}=Q_{20}$	$Q_{s10}=0$	$Q_{s11}=2Q_{17}$	$Q_{s12}=0$
Resistencias térmicas equivalentes (W/°K-m)			
$R_{50}=R_0$			$R_{51}=(R_1+R_3)/N_s$
$R_{53}=(R_7+R_8+R_9+R_{10}+0.5(R_5+R_6))/N_s$			$R_{52}=(R_2+R_4)/N_s$
$R_{54}=(R_3+R_{12})/N_s$			$R_{55}=(R_4+R_{11}+R_{13})/N_s$
$R_{56}=(R_{19}+R_{17}+R_{18})/N_s + 0.5(R_{14}+R_{15}+R_{16})/N_s$			$R_{57}=R_{20}/N_s$
$R_{58}=(R_{12}+R_{21})/N_s$			$R_{59}=(R_{13}+R_{11})/N_s$
$R_{60}=(R_{21}+R_{22})/N_s + R_{40}$			
$R_{61}=(R_{23}+R_{25})/N_m + R_{40}$			
$R_{62}=(R_{24}+R_{26} + R_{27}+R_{28})/N_m$			
$R_{63}=(R_{30}+0.5(R_{31}+R_{32}))/N_s$			$R_{64}=0.5 R_{33}/N_s$
$R_{65a}=0.5(R_{34}+0.5(R_{35}+ R_{36}))/N_s$			
$R_{65b}=0.5(R_{37}+0.5(R_{39}+ R_{38}))/N_s$			$R_{66}=R_{29}$

$$[\mathbf{G}][\mathbf{T}] = [\mathbf{Q}] \quad (16)$$

donde \mathbf{G} es la matriz de conductancias térmicas en W/°K, \mathbf{T} es el vector de incrementos de temperaturas nodales en °C y/o °K, y \mathbf{Q} es el vector de flujos de calor en W. Las variables \mathbf{G} , \mathbf{T} y \mathbf{Q} del análisis térmico son análogas a la matriz de conductancia eléctrica \mathbf{G} , el vector de voltajes \mathbf{V} y el vector de corrientes \mathbf{I} , respectivamente, para el caso del análisis de circuitos eléctricos y/o redes eléctricas. La construcción de la matriz de conductancias térmicas se describe en [1].

La solución de temperaturas nodales se obtiene despejando (16) como

$$[\mathbf{T}] = [\mathbf{G}]^{-1} [\mathbf{Q}]$$

E. Acoplamiento del Modelo Térmico

La Fig. 4 muestra el acoplamiento del modelo térmico en la herramienta de diseño flexible de RF-PMSGs desarrollada por

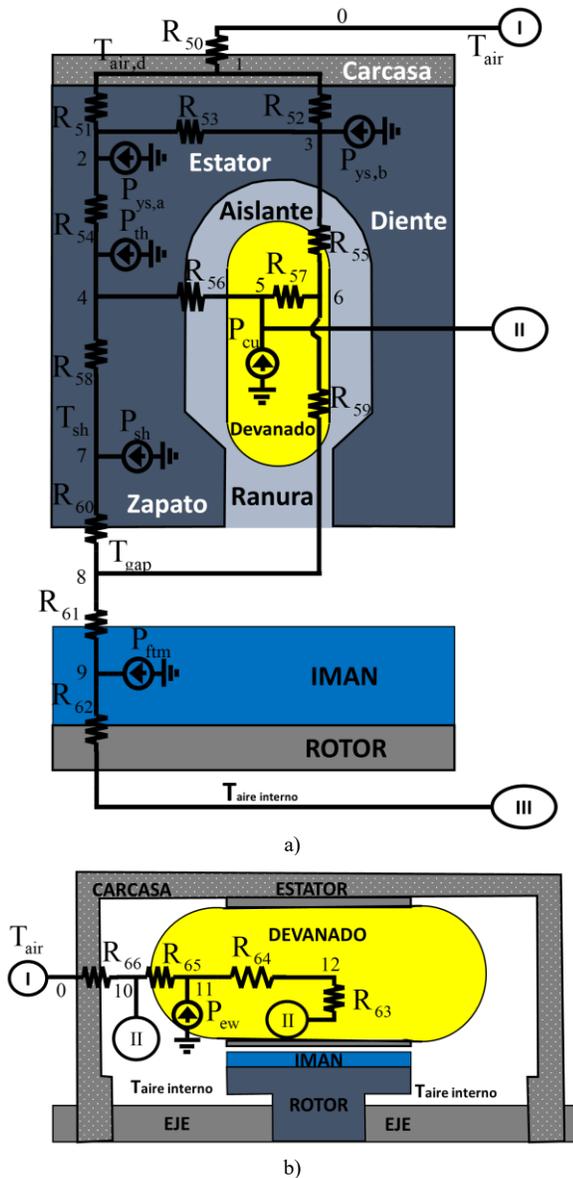


Fig. 3. Red térmica equivalente simplificada del RF-PMSG. a) Dirección radial, b) Dirección Axial.

[2]-[4]. Cada recuadro observado en el diagrama de flujo de la Fig. 4 representa una función específica del algoritmo de diseño analítico de RF-PMSGs. En dicho diagrama también se observa que la principal interacción del modelo térmico se tiene con la función de parámetros eléctricos y la función distribución de flujo magnético donde se resuelve el modelo electromagnético del RF-PMSG. Las principales variables de intercambio del modelo térmico hacia la función de parámetros eléctricos es la temperatura nodal del devanado ($T_{cu,x}$) para el cálculo de

$$R_{cu} = \rho_x \frac{l}{A_{cu}} \quad (17)$$

y

$$\rho_{cu} = \rho_{20^\circ C} (1 + \beta(T_{cu,x} - 20^\circ C)) \quad (18)$$

donde R_{cu} y ρ_{cu} son, respectivamente, la resistencia eléctrica y la resistividad eléctrica de los devanados del RF-PMSG a la temperatura T_x . Las variables l , A_{cu} y β son, respectivamente, la

longitud total de los conductores del devanado en m, el área de sección transversal de los conductores del devanado en m^2 y $\beta = 0.004041^\circ C^{-1}$ es el coeficiente de temperatura del cobre [3],[6]. La variable de intercambio del modelo térmico hacia la función de distribución de flujo magnético es la temperatura nodal en el imán ($T_{m,x}$) para el cálculo de la densidad de flujo remanente a la temperatura $T_{m,x}$, la cual, ésta dada por

$$B_r(T_{m,x}) = B_r(20^\circ C) \left(1 - a_{ind} \frac{(T_{m,x} - 20^\circ C)}{100} \right) \quad (19)$$

donde $B_r(20^\circ C)$ es la densidad de flujo a la temperatura de $20^\circ C$ y a_{ind} es el coeficiente de temperatura de inducción remanente, el cual, determina la variación de B_r con respecto a la temperatura del imán. En la referencia [6] se describen las principales características térmicas para los diferentes grados de imanes NdFeB. En la literatura especializada se utilizan sufijos para identificar los diferentes tipos de grados de un imán [1]. Cada grado de imán está asociado a una temperatura máxima de trabajo (T_{max}) y, adicionalmente, a un coeficiente a_{ind} y b_{ind} . Por ejemplo, para el caso del imán NdFeB de grado M, se tiene que la temperatura máxima de trabajo es $T_{max}=100^\circ C$ con coeficientes $a_{ind}=-0.12\%$ y $b_{ind}=-0.58\%$. El coeficiente b_{ind} determina la variación de H_{ci} con respecto a la temperatura del imán y está dado por

$$H_{ci}(T_{m,x}) = H_{ci}(20^\circ C) \left(1 - b_{ind} \frac{(T_{m,x} - 20^\circ C)}{100} \right) \quad (20)$$

Los valores numéricos para a_{ind} y b_{ind} pueden tener variaciones con la temperatura del imán. Sin embargo, en esta investigación, dichos valores se asumen como constantes ya que cuentan con buena precisión dentro del rango de temperaturas entre $20^\circ C$ y $100^\circ C$.

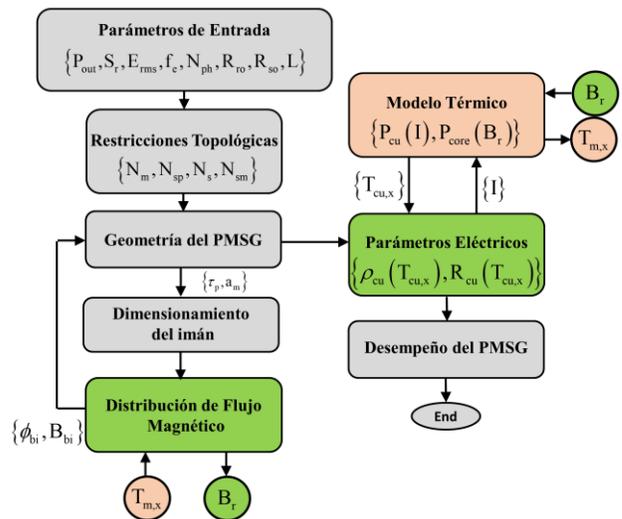


Fig. 4. Acoplamiento del algoritmo del modelo térmico en el algoritmo de diseño del RF-PMSGs.

El modelo electromagnético del RF-PMSG envía los valores de la corriente de operación y la densidad de flujo magnético residual hacia la función del modelo térmico para actualizar las pérdidas del cobre y las pérdidas del núcleo. El modelo electromagnético interactúa con el modelo térmico durante

varias iteraciones hasta lograr la convergencia de las variables de diseño del RF-PMSG.

III. ANÁLISIS DEL DESEMPEÑO DEL RF-PMSG

En esta sección se presentan los resultados de desempeño de un RF-PMSG de 10-kW para su más amplio rango de operación y considerando el impacto de la temperatura en el modelo electromagnético. Es importante mencionar que el análisis y validación del desempeño del modelo electromagnético, sin considerar el modelo térmico, para esta misma máquina ha sido ampliamente reportado por los autores en [3].

A. Efecto de la Temperatura Ambiente

En la Fig. 5a-b se muestran los efectos del impacto de la temperatura ambiente en la temperatura de los principales componentes del generador cuando éste opera a condiciones nominales de operación. La Fig. 5a considera el modelo térmico simplificado del generador y la Fig. 5b considera el modelo térmico completo del generador. Se puede observar en esta figura que las temperaturas de los principales componentes del RF-PMSG varían proporcionalmente con la temperatura ambiente (T_{air}). En dicha figura se observa que el elemento de mayor temperatura es el devanado y el de menor temperatura es

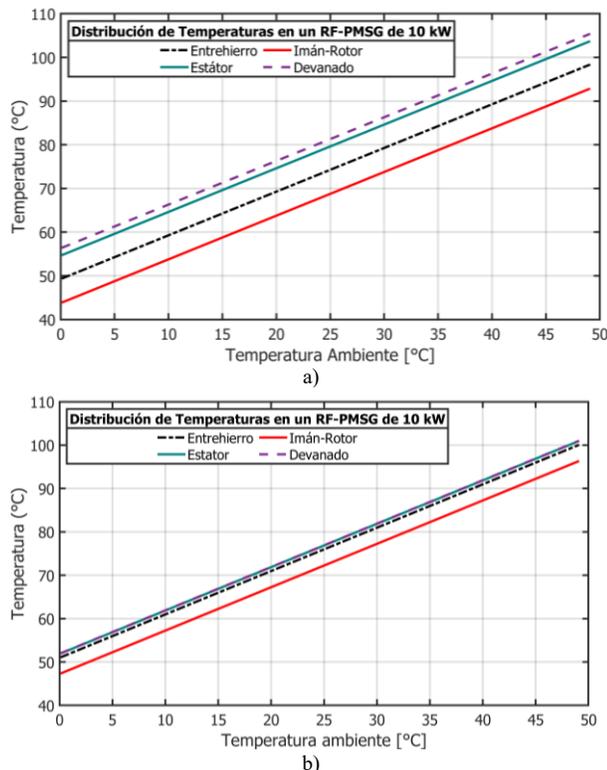


Fig. 5. Temperatura de los componentes del RF-PMSG a condiciones nominales y como función de la temperatura ambiente, a) Modelo simplificado, b) Modelo completo.

el conjunto rotor-imán. La diferencia de temperaturas entre los devanados del estator y el conjunto imán-rotor del RF-PMSG es de 12.54°C para el modelo simplificado. En contraste, la

misma diferencia de temperaturas para el modelo completo se reduce a 4.66°C.

B. Efecto del Porcentaje de Carga

En la Fig. 6a-b se muestran los efectos del impacto de la temperatura de los principales componentes del RF-PMSG para diferentes porcentajes de carga y considerando que $T_{air}=30^{\circ}\text{C}$. La Fig. 6a considera el modelo térmico simplificado del generador y la Fig. 6b considera el modelo térmico completo del generador. En dicha figura, se observa que las temperaturas de los principales componentes del RF-PMSG varían cuadráticamente con el porcentaje de carga debido a $P_{cu}=I^2R_{ph}$, donde R_{ph} es la resistencia eléctrica de fase de los devanados. En dicha figura también se observa que el componente con mayor temperatura es el devanado y el de menor temperatura es el conjunto rotor-imán. Las diferencias máximas de temperaturas entre los devanados del estator y el conjunto imán-rotor del RF-PMSG para los modelos simplificado y completo ocurren a las condiciones nominales de operación o 100% de la carga. Los valores numéricos de estas diferencias de temperaturas son

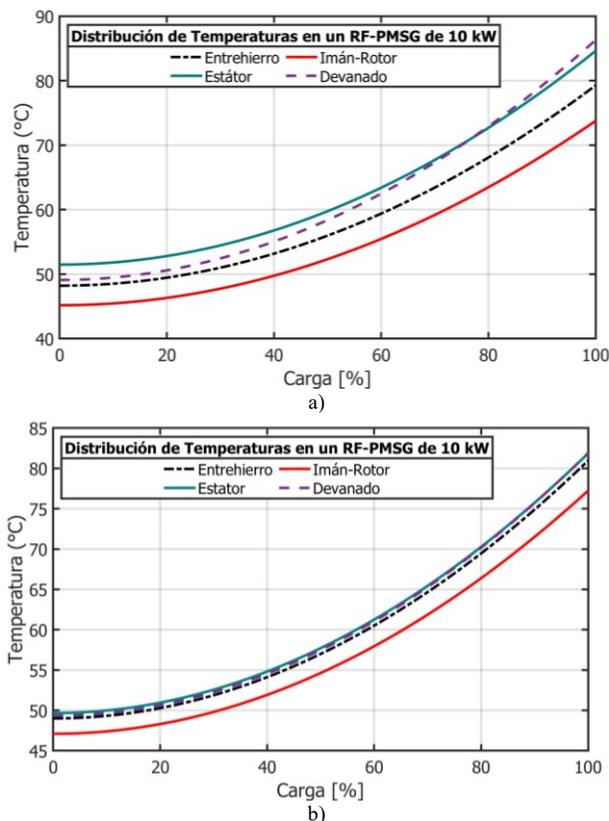


Fig. 6. Temperatura de los principales elementos del RF-PMSG a diferentes porcentajes de carga y considerando $T_{air}=30^{\circ}\text{C}$, a) Modelo simplificado, b) Modelo completo.

11.94 °C y 4.46°C para los modelos térmicos simplificado y completo, respectivamente. Si se toma como referencia al modelo térmico completo, se tiene que el máximo error absoluto alcanzado por el modelo térmico simplificado es 4.5 °C.

Perfil de Voltaje

En esta sección se muestran los resultados de un estudio paramétrico para el más amplio rango de operación de un RF-PMSG de 10 kW donde se analiza el perfil de voltaje considerando el modelo térmico del generador como una etapa imprescindible en la metodología de diseño propuesta. En la Fig. 7a-b se muestran los resultados del voltaje rms de línea a línea en las terminales del devanado del estátor del generador para su más amplio rango operación, tomando en cuenta diferentes velocidades de operación y porcentajes de carga y además, se considera la operación en vacío y a plena carga de la máquina cuando se incorpora o se prescinde del modelo térmico del RF-PMSG en la simulación. En los resultados de simulación se considera que la temperatura ambiente es $T_{air}=30\text{ }^{\circ}\text{C}$. También, es importante mencionar que la temperatura de los devanados es $T_{cu}=T_{air}$ cuando se prescinde del modelo térmico, y en contraste, la temperatura de los devanados es $T_{cu}=91.6\text{ }^{\circ}\text{C}$ cuando se incorpora el modelo térmico completo. En la Fig. 7a se observa que los voltajes rms de línea a línea para las condiciones de operación en vacío y a plena carga aumentan proporcionalmente con la velocidad y también, se observa que los voltajes rms medidos en las terminales del devanado del estátor del generador, bajo condiciones de operación en vacío, son siempre mayores a los voltajes rms medidos en condiciones de plena carga. En la Fig. 7b, se muestran los voltajes rms de línea a línea para diferentes condiciones de operación y con temperaturas del devanado T_{cu} de $30\text{ }^{\circ}\text{C}$ y $91.6\text{ }^{\circ}\text{C}$. En dicha figura se observa que

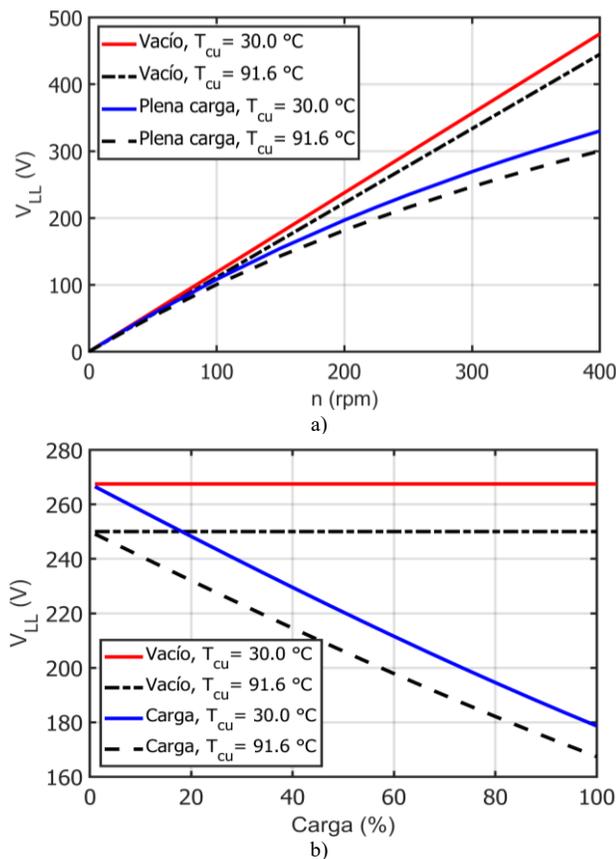


Fig. 7. Perfil de voltaje rms de línea a línea del RF-PMSG para diferentes condiciones de operación y con temperaturas $T_{cu,vacio}=30\text{ }^{\circ}\text{C}$ y $T_{cu,carga}=91.6\text{ }^{\circ}\text{C}$, a) Para diferentes valores de velocidad, b) Para diferentes

los voltajes rms medidos decrecen a medida que aumenta el

porcentaje de carga. En las Figs. 7a-b se observa que los valores del voltaje rms de línea a línea obtenidos con el algoritmo de diseño analítico son siempre menores cuando se considera el modelo térmico del RF-PMSG. Esto se debe, principalmente, a que el aumento de la temperatura en los imanes del generador ocasiona un efecto de desmagnetización en los imanes. En la Tabla V se pueden observar los efectos de desmagnetización del imán en un RF-PMSG de 10-kW a partir de los resultados de la densidad de flujo magnético residual (B_r) y la densidad de flujo magnético en el entrehierro (B_g) para diferentes temperaturas de operación. En dicha tabla se observa que las densidades de flujo magnético B_r y B_g disminuyen con la temperatura. Específicamente, se alcanza una desmagnetización del 9.7% para una temperatura del imán de $100\text{ }^{\circ}\text{C}$.

TABLA V
Efecto de la temperatura en la desmagnetización del imán del RF-PMSG

Variables magnéticas	Temperatura del Imán ($^{\circ}\text{C}$)				
	30	50	70	90	110
B_r (T)	1.195	1.166	1.137	1.108	1.079
B_g (T)	0.854	0.833	0.812	0.791	0.771

C. Análisis de Perdidas del RF-PMSG

La Fig. 8a-b muestra el perfil pérdidas del cobre (P_{cu}) para el devanado de un RF-PMSG de 10-kW que opera en su más amplio rango de operación y además, se considera el modelo térmico en el algoritmo de diseño del generador. Se observa en dicha figura que las pérdidas del cobre se incrementan exponencialmente con la velocidad y el porcentaje de carga del generador. En la Fig. 8a, los valores de P_{cu-T} cuando se considera el modelo térmico y la máquina opera a plena carga son 333-W y 1081-W para $n=225\text{-rpm}$ y $n=465\text{-rpm}$, respectivamente.

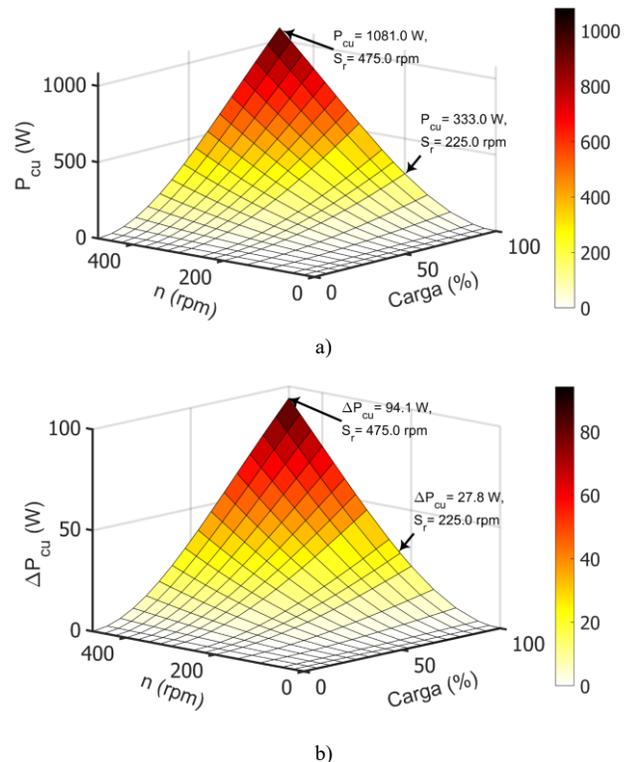


Fig. 8. Perfil de pérdidas del cobre para el amplio rango de operación del RF-PMSG. a) P_{cu} considerando el modelo térmico, b) ΔP_{cu} .

La Fig. 8b muestra el perfil de diferencia de pérdidas del cobre (ΔP_{cu}) para el más amplio rango de operación del RF-PMSG. Los valores de ΔP_{cu} están dados por

$$\Delta P_{cu} = P_{cu-T} - P_{cu-NT} \quad (22)$$

Los valores de ΔP_{cu-T} para la operación a plena carga de la máquina son 27.8-W y 94.1-W para $n=225$ -rpm y $n=465$ -rpm, respectivamente. Los valores de $\Delta P_{cu}(\%)$ representan el 9.10% y 9.53% de $P_{cu}(\%)$ a plena carga y para velocidades de $n=225$ -rpm y $n=465$ -rpm, respectivamente.

D. Eficiencia

En la Fig. 9 se muestra el mapa de eficiencias de un RF-PMSG de 10-kW para su más amplio rango de velocidades de operación y porcentajes de carga donde se incluye la solución del modelo térmico del RF-PMSG en el algoritmo de diseño analítico del generador. En la Fig. 9 se observan 4 regiones de eficiencia bien delimitadas. El rango de eficiencia del 90-95% cubre más de la mitad del rango de operación del generador. La máxima eficiencia observada para esta máquina es de 93.94%.

E. Validación del Modelo Térmico

En esta sección se comparan los resultados de temperatura y densidad de corriente (J_c) para la condición de operación a plena carga y velocidad nominal en máquinas eléctricas rotativas. Se incluye el parámetro J_c porque tiene un impacto directo en la temperatura de los componentes de la máquina y además, porque dicho parámetro sirve como base para comparar el desempeño térmico de máquinas eléctricas rotativas de diferentes topologías y capacidades. En la Tabla VI se muestra un resumen con los

TABLA VI

Estudio comparativo de las temperaturas y densidades de corrientes máximas en estado estable para diferentes tipos de máquinas eléctricas rotativas [3], [5], [10], [13]-[14], [17]-[18]

#	Tipo de máquina y referencia	T_{max} (°C)	J_c (A/mm ²)	Tipo de estudio
1	RF-PMSG, 10-kW, $V_{LL}=250$ -V, $n=225$ -rpm, Eficiencia= 94.5%, $T_{air}=30^\circ\text{C}$, Enfriamiento=aire, Ref. [3]	72.0	4.6 4.5	MA FEM
2	RF-PMSG, $n=30000$ -rpm, $T_{air}=50^\circ\text{C}$, Ref. [13]	102.0	6.0	MA
3	RF-PMSG de 9.15-kW $V_{LL}=211$ -V, $n=600$ -rpm, $N_{ph}=5$; $T_{air}=30^\circ\text{C}$, Enfriamiento=aire, Ref. [5]	103.4	5.2	FEM
4	RF-PMSG de 42.0-kW $n=7000$ rpm, $N_{ph}=3$; $T_{air}=30^\circ\text{C}$, Enfriamiento=aire, Ref. [17]	80.0	4.0	MEAS
5	RF-PMSG de 2.0-kW $V_{ph}=200$ -V, $n=130$ rpm, $N_{ph}=3$; $T_{air}=25^\circ\text{C}$, Enfriamiento=aire, Ref. [18]	43.0	2.5	FEA, MEAS
6	RF-PMSG de 5.0-kW $V_{ph}=255$ -V, $n=200$, rpm, $N_{ph}=3$; Eficiencia= 89.2% $T_{air}=60^\circ\text{C}$, Enfriamiento=aire, Ref. [10]	112.0	2.5	FEA
7	RF-PMSG de 550-kW $V_{ph}=240$ -V, $n=200$, rpm, $N_{ph}=3$; Eficiencia= 94.0% $T_{air}=40^\circ\text{C}$, Enfriamiento=aire, Ref. [14]	115.0	4.27	FEA MEAS

Nota: Ref. denota referencia de la literatura especializada, MA denota método analítico, MEAS denota mediciones de campo y FEA denota Método de Elementos Finitos.

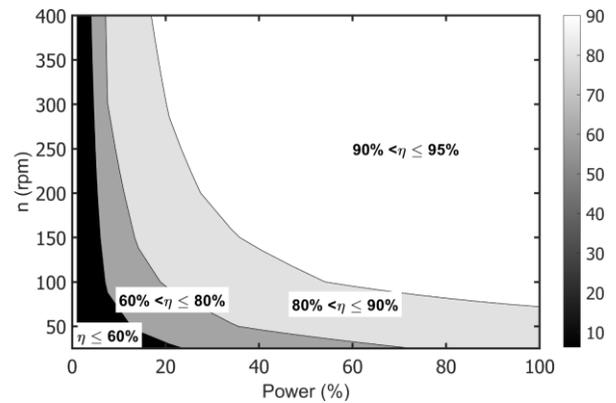


Fig. 9. Mapa de eficiencia del RF-PMSG para su más amplio rango de operación.

resultados de temperatura y densidad de corriente obtenidos de la literatura especializada para diferentes tipos máquinas eléctricas rotativas. El caso 1 mostrado en la Tabla VI corresponde al desempeño térmico del RF-PMSG de 10-kW, 250-V que se analizó en este artículo. La información del desempeño del modelo electromagnético para este tipo de máquina, sin considerar los efectos del modelo térmico, se detalla en [3]. Los resultados muestran que para una $T_{air}=30^\circ\text{C}$ se obtiene una $T_{max}=72^\circ\text{C}$ y una $J_{c,max}=4.6$ A/mm² a través del método analítico. Para el cálculo analítico de $J_{c,max}$ se tiene que el área de cada ranura del estátor es $A_s=212$ mm² y la corriente de los conductores en la ranura es $I_s=529.06$ -A [3]. En la Fig. 10 se demuestra a través de simulaciones numéricas realizadas con el software JMAG-Designer v17.0, basado en el método de elementos finitos (FEM, por sus siglas en inglés) que $J_{c,max}=4.5$ A/mm². Los parámetros de la simulación FEM fueron los siguientes: a) Tipo de estudio: Análisis transitorio, b) 200 pasos de simulación, c) Paso de simulación $\Delta t=1e-3$ s, c) Tamaño de malla de 1 mm para todos los componentes del RF-PMSG incluida la región de aire. La demanda computacional para un caso de simulación del RF-PMSG de 10-kW, 250-V con FEM en una PC con procesador Intel Core i7-8550 CPU 1.8-GHz/32-GB RAM fue de aproximadamente 7.6 horas. En contraste, la demanda de tiempo computacional en la misma PC con el algoritmo de diseño analítico de RF-PMSGs fue de 6.5 segundos para todo el amplio rango de operación en estado estable de la máquina.

Los casos 2 al 7 muestran el desempeño térmico de RF-PMSGs para diferentes capacidades y rangos de operación. Se observa que en todos los casos que la densidad de corriente se ajusta al requerimiento de diseño de $2.5 \leq J_c \leq 6.0$ A/mm² para máquinas eléctricas totalmente encapsuladas sin ningún tipo de enfriamiento [1]. De igual forma, también se observa en la Tabla VI que a medida que aumenta J_c se tiene una mayor T_{max} en los devanados. Cuando se comparan los resultados de desempeño térmico del RF-PMSG de 10-kW, 250-V analizado en este artículo a las mismas condiciones de temperatura ambiente, descritas en los casos de 2 a 7, se tiene que los valores de temperatura máxima en el devanado para las máquinas analizadas son muy similares.

En la Fig. 11 se ilustra el desarrollo de una prueba experimental en el Laboratorio Openlab DL10280 para realizar

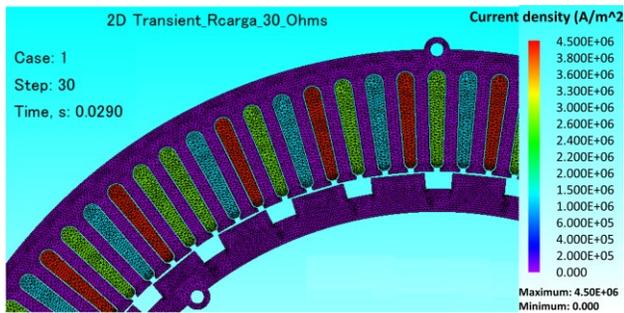


Fig. 10. Densidad de corriente (J_c) en los devanados del RF-PMSG de 10-kW, 250-V obtenida con FEM.

mediciones de temperatura en los principales componentes de un generador síncrono de 200-W. Los resultados de temperatura fueron obtenidos a través de una cámara termográfica de la marca Fluke TIS20. El rango de medición de la cámara termográfica utilizada es de -20°C a $+1000^{\circ}\text{C}$ y su precisión es de 2°C o 2%. En la Fig. 11 se puede observar que la temperatura máxima en el devanado es de 45.5°C , cuando se tiene una temperatura ambiente de 26.5°C y además, cuando el generador síncrono opera a 2650 rpm y 20-VA. Dicha potencia equivale al 10 por ciento de la capacidad del generador mientras que la densidad de corriente para esta condición de operación es de 0.27 A/mm^2 . Sin embargo, para $P_n=200\text{-W}$ se tiene $J_c=2.7\text{-A}$. Dicha temperatura es muy similar a la observada en la Fig. 6b, cuando se tiene un RF-PMSG que opera al 10% de su capacidad. La temperatura máxima de operación del generador para $P_n=200\text{-W}$ es de 74.38°C .

IV. CONCLUSIONES

Se ha mostrado la metodología para el desarrollo del modelo térmico completo y simplificado en estado estable para una máquina síncrona de imanes permanentes de flujo radial.

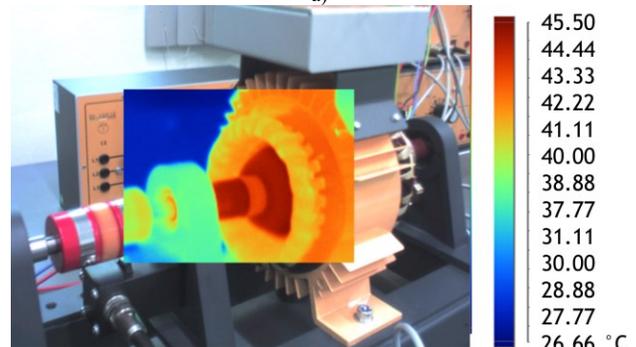
La principal aportación de este trabajo de investigación fue el acoplamiento del modelo térmico con la solución modelo electromagnético para robustecer la herramienta de diseño analítico de RF-PMSGs propuesta en [2],[3]. Adicionalmente, con dicha herramienta se pueden analizar los efectos de la temperatura en las variables de desempeño de la máquina para su más amplio rango de operación.

Los resultados de simulación del algoritmo de diseño analítico de RF-PMSGs, donde se incluye el modelo térmico, muestran que los componentes del RF-PMSG con las temperaturas más elevadas son el devanado y el estátor.

El efecto del incremento de carga en el rango de 0 al 100% ocasiona un incremento cuadrático en la temperatura de los componentes del generador. Las temperaturas más elevadas de los componentes como el devanado y el estátor superan los 100°C cuando la temperatura ambiente alcanza los 50°C . A partir de estos resultados se recomienda un aislamiento mínimo tipo F para garantizar una vida útil del devanado de más de 20 años. Las temperaturas del conjunto imán-rotor alcanzan temperaturas de poco más de 90°C cuando la temperatura ambiente es de 50°C . Por lo tanto, para evitar los efectos adversos de desmagnetización reversible e irreversible se recomienda seleccionar imanes NdFeB de grado mínimo tipo M para soportar temperaturas de operación de hasta 100°C .



a)



b)

Fig. 11. Pruebas experimentales de un generador síncrono de 200W, a) Laboratorio Openlab DL 10280, b) Mediciones de temperatura.

Cuando se considera el modelo térmico en el algoritmo de diseño del RF-PMSG se obtiene un menor voltaje de línea a línea ($V_{LL,rms}$) en las terminales del generador. La caída de $V_{LL,rms-T}$ con el modelo térmico puede llegar al 6.9% de $V_{LL,rms-NT}$ para el más amplio rango de operación del generador.

Cuando se considera el modelo térmico en el algoritmo de diseño del RF-PMSG los valores de pérdidas del cobre (P_{cu}) representan el 3.34% para la operación a velocidad nominal y a plena carga. El impacto de la temperatura de los devanados es del 9.32% cuando el generador opera a 225-rpm y a plena carga. Considerando una velocidad de 475-rpm, el impacto de la temperatura en P_{cu} es del 9.76% a plena carga. El impacto del modelo térmico en las pérdidas totales del RF-PMSG se alcanza su valor máximo en

$$\frac{\Delta P_{cu}}{P_{out}} \times 100 = 0.5\%$$

para el más amplio rango de operación del generador.

Se demostró que la eficiencia del RF-PMSG de 10-kW, considerando el modelo térmico en el algoritmo de diseño, se mantiene superior al 90 por ciento para más de la mitad del rango de operación del generador.

AGRADECIMIENTOS

Los autores agradecen el apoyo recibido al posgrado en Ciencias en Energía Eólica de la Universidad del Istmo, al Consejo Nacional de Ciencia y Tecnología (CONACyT).

REFERENCIAS

- [1] T. A. Lipo, "Introduction to AC Machine Design", 1st. Ed, John Wiley & Sons, Inc., Hoboken 2017.
- [2] W. Durante-Gómez, "Diseño de Generadores Síncronos Multipolo de Imanes Permanentes para su uso en Aerogeneradores de Baja Potencia,"

Tesis de Maestría, Universidad del Istmo Campus Tehuantepec, Oaxaca, México, 2019.

- [3] R. Iracheta Cortez, J. De la Cruz Soto, E. Hernandez and W. Durante, "Evaluating the Broad Range Performance of a Radial-Flux PMSG," in *IEEE Latin America Transactions*, vol. 17, no. 11, pp. 1909-1917, November 2019, doi: 10.1109/TLA.2019.8986431.I.
- [4] R. Iracheta-Cortez, W. Durante-Gomez and J. R. Dorrego-Portela, "Designing a Radial-Type Multi-Pole Permanent Magnet Synchronous Generator (PMSG) for horizontal axis wind turbines," *2017 IEEE 37th Central America and Panama Convention (CONCAPAN XXXVII)*, 2017, pp. 1-9, doi: 10.1109/CONCAPAN.2017.8278479.
- [5] R. R. Kumar, S. K. Singh and R. K. Srivastava, "Thermal modelling of dual-stator five-phase permanent magnet synchronous generator," *2017 IEEE Transportation Electrification Conference (ITEC-India)*, 2017, pp. 1-6, doi: 10.1109/ITEC-India.2017.8333853.
- [6] R. Sánchez-Carvajal, "Análisis Térmico de un Generador Síncrono de Flujo Radial," Tesis de Maestría, Universidad del Istmo Campus Tehuantepec, Oaxaca, México, 2022.
- [7] N. Madani, "Design of a Permanent Magnet Synchronous Generator for a Vertical Axis Wind Turbine". M. Sc. thesis. Royal Institute of Technology Stockholm, Sweden, 2011.
- [8] Z. Zhang, A. Matveev, S. Øvrebo, R. Nilssen and A. Nysveen, "Review of modeling methods in electromagnetic and thermal design of permanent magnet generators for wind turbines," 2011 International Conference on Clean Electrical Power (ICCEP), Ischia, Italy, 2011, pp. 377-382, doi: 10.1109/ICCEP.2011.6036340.
- [9] Zhu, Xiao, Lu, Wu, and Tao, "A Simplified Thermal Model and Online Temperature Estimation Method of Permanent Magnet Synchronous Motors," *Applied Sciences*, vol. 9, no. 15, p. 3158, Aug. 2019, doi: 10.3390/app915315.
- [10] T. C. O'Connell and P. T. Krein, "A Time-Harmonic Three-Dimensional Vector Boundary Element Model for Electromechanical Devices," in *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 25, no. 3, pp. 606-618, Sept. 2010, doi: 10.1109/TEC.2010.2042811.
- [11] O. Kudrjavtsev, A. Kilk and T. Vaimann, "Thermal analysis of the PM generator with outer rotor for wind turbine application", 2016 Electric Power Quality and Supply Reliability (PQ), 2016, pp. 229-232, doi: 10.1109/PQ.2016.7724118.
- [12] A. Boglietti, A. Cavagnino and D. Staton, "Determination of Critical Parameters in Electrical Machine Thermal Models," in *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 44, no. 4, pp. 1150-1159, July-Aug. 2008, doi: 10.1109/TIA.2008.926233.
- [13] S. Anita, C. Chellamuthu, "Thermal Modeling of PMSG Generator for Gas Turbine Applications", in *Indian Journal of Science and Technology*, vol. 8, no. 31, pp. 1-5, November 2015.
- [14] Anders Grauers, "Design of Direct-driven Permanent-magnet Generators for Wind Turbines", degree of Doctor of Philosophy, School of Electrical and Computer Engineering, F Chalmers University of Technology, Göteborg, Sweden, 1996.
- [15] A. Boglietti, A. Cavagnino, D. Staton, M. Shanel, M. Mueller and C. Mejuto, "Evolution and Modern Approaches for Thermal Analysis of Electrical Machines", in *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 56, no. 3, pp. 871-882, March 2009.
- [16] N. A. Bhuiyan and A. McDonald, "Optimization of Offshore Direct Drive Wind Turbine Generators with consideration of Permanent Magnet Grade and Temperature", in *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 34, no. 2, pp. 1105-1114, June 2019.
- [17] Y. Zhu, M. Xiao, K. Lu, Z. Wu, B. Tao, "A Simplified Thermal Model and Online Temperature Estimation Method of Permanent Magnet Synchronous Motors," *Applied Sciences*, vol. 9, no. 15, p. 3158, Aug. 2019.
- [18] I. Nacu, A. Munteanu, H. Heireche, B. Virlan and B. Anghel, "Thermal Analysis of a Low Speed Permanent Magnet Synchronous Generator for Wind Turbine Applications," 2018 International Conference and Exposition on Electrical And Power Engineering (EPE), 2018, pp. 0906-0909.



Tecnológica y Ciencias del Mar.

R. Sánchez Carvajal obtuvo en 2022 el grado de Maestro en Ciencias en Energía Eólica en la Universidad del Istmo, Campus Tehuantepec. Actualmente es Profesor de Asignaturas adscrito al CETMAR 44 en Santa Cruz, Huatulco perteneciente a la (DGETAyCM) Dirección General de Educación



Reynaldo Iracheta Cortez obtuvo en 2013 el grado de Doctor en Ingeniería Eléctrica en CINVESTAV Guadalajara, México. Actualmente, es profesor investigador CONACYT adscrito a la Universidad del Istmo, Campus Tehuantepec.



E. Hernández-Mayoral obtuvo el grado de Doctor en Ingeniería Eléctrica en el Instituto Tecnológico de Morelia en 2015. Actualmente, es Cátedra-CONACYT adscrito al Instituto de Energías Renovables de la UNAM.



N. Flores-Guzman obtuvo en 2008 el grado de Doctor en Computación Industrial y Matemáticas por el Instituto Mexicano del Petróleo (IMP). Realizó estudios de maestría en Ingeniería de Computación en el Instituto Politécnico Nacional (IPN). Actualmente, es gerente de desarrollo de negocios en la empresa Circulo SEI.