

Análisis de estrategias de control con gestión térmica para mejorar la fiabilidad de los inversores de tracción aplicados a vehículos eléctricos

Elena Trancho¹, Edorta Ibarra², Antoni Arias³, Andrés Sierra-González¹, Iban Vicente¹, Pablo Prieto¹

¹Tecnalia Research and Innovation (Basque Research and Technology Alliance-BRTA) c/ Geldo, Edif. 700, 48160 Derio, España

² Departamento de Tecnología Electrónica, UPV/EHU, C. Rafael Moreno Pitxitxi 3, 48013 Bilbao, España

³Institut d'Organització i Control, Universitat Politècnica de Catalunya, Diagonal, 647, 08028 Barcelona, España
elena.trancho@tecnalia.com

Resumen—La fiabilidad es una de las características más deseables para los sistemas electrónicos de potencia de propulsión embarcados en los vehículos eléctricos o híbridos. En general, la industria utiliza perfiles de *derating* preestablecidos que limitan la potencia de salida cuando, durante un tiempo determinado, se sobrepasa la potencia nominal del accionamiento eléctrico. Como alternativa a este tipo de soluciones, es posible utilizar algoritmos que determinen la temperatura de unión de los semiconductores en tiempo real y ajusten alguno de los parámetros de control o de consigna para limitarla. Recientemente, en la literatura se han propuesto soluciones que modifican la frecuencia de conmutación en tiempo real. En este contexto, este trabajo analiza y compara dos técnicas pertenecientes a este grupo, una primera basada en un regulador histéretico y una segunda basada en un algoritmo de seguimiento de temperatura (TCT, *Temperature Constraint Tracking*). Se presentan resultados de simulación y se discuten las ventajas y desventajas de cada una de estas aproximaciones de control.

Index Terms—Vehículo eléctrico, electrónica de potencia, fiabilidad, gestión térmica.

I. INTRODUCCIÓN

La gestión térmica de los convertidores de potencia aplicados a vehículos eléctricos e híbridos es un punto crítico de cara a garantizar su fiabilidad y disponibilidad [1]–[3]. De acuerdo a la literatura científica actual, el exceso de temperatura es la fuente principal de faltas en este tipo de convertidores de potencia [4], ya que se producen una serie de fenómenos como rupturas en los *wire bondings*, en los vértices de los *dies* de los semiconductores y en los aislamientos cerámicos [2]. Además, también se generan daños metalúrgicos en las vías de los *dies* y en el cuerpo de los *wire bondings*, y también procesos de delaminación en las capas de soldadura debido a la temperatura, entre otros fenómenos [2]. En particular y de acuerdo con [5], aproximadamente el 60% de las faltas en convertidores de potencia son consecuencia de problemas térmicos. Es más, un incremento de 10°C en la temperatura media de operación de los semiconductores puede llegar a doblar el ratio de fallo [6].

La tendencia actual en el sector automoción consiste en aumentar la densidad de potencia de los convertidores embarcados para minimizar peso y volumen (por ejemplo, el

Departamento de Energía de los Estados Unidos ha fijado objetivos de densidad de potencia de hasta 100 kW/L para 2025). Además, para maximizar aún más la densidad de potencia, existe la tendencia de integrar máquinas de altas velocidades [7], lo cual, desde un punto de vista de regulación, requiere un aumento progresivo en las frecuencias de conmutación [8]. La reducción de costes también plantea la utilización de esquemas de refrigeración simplificados, compartiendo el conjunto motor-inversor el mismo circuito de refrigeración por agua/etilenglicol (comúnmente con una temperatura nominal de 105°C frente a los 65°C de los circuitos de refrigeración convencionales de los inversores) [9], o utilizando soluciones refrigeradas por aire, en general mucho más baratas pero menos eficientes [7]. Por todas estas razones, cada vez se debe evacuar más calor por unidad de volumen de la forma más eficiente y económica posible, por lo se concluye la extrema importancia de la gestión térmica de cara al futuro.

Considerando el contexto general previamente resumido, el problema de la gestión térmica de los convertidores de potencia aplicados a la electromobilidad se puede abordar mediante dos enfoques bien diferenciados:

(a) **Optimización de los sistemas de refrigeración de los convertidores de potencia.** En este sentido, la comunidad científica y la industria se encuentran enfocados en la propuesta de nuevos sistemas de refrigeración, tales como sistemas de refrigeración por aire altamente optimizados [10], soluciones *jet impingement* [11], [12], *spray-cooling* [3], refrigeración líquida de doble cara [13], [14], o también el uso de sistemas de refrigeración basados en cambio de fase, utilizando, por ejemplo, gas de tipo R134-A [15], entre otros.

(b) **Soluciones de control térmico.** Con el fin de evitar la generación de temperaturas de unión excesivamente altas en los dispositivos semiconductores, la industria de la automoción incluye algoritmos de *derating* basados en mapas de regiones corriente-frecuencia predefinidos (*derating* estático) [16]. Aunque ésta sea la solución más común, en ciertos casos se trata de una aproximación excesivamente conservadora, de forma que es posible que se reduzcan excesivamente los límites de producción de potencia del sistema de forma innecesaria [17].

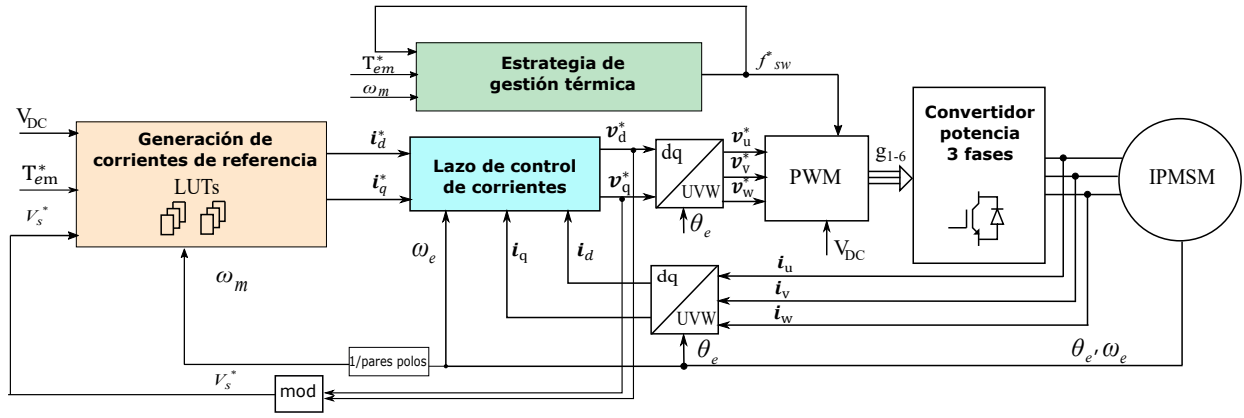


Figura 1: Diagrama general de control de par para un motor IPMSM, incluyendo una estrategia de gestión térmica activa.

Por todo lo anterior, la incorporación de una solución de gestión térmica activa o predictiva puede resultar interesante, ya que logra maximizar el desempeño del sistema de propulsión frente a la temperatura. En este contexto, Lemmens et al. proponen, en una serie de artículos [17], [18], soluciones de control que consideran las limitaciones electro-térmicas y estiman, en tiempo real, la temperatura. Con todo ello, imponen límites a la corriente y a la frecuencia de conmutación. A través de un regulador basado en histéresis, modifican dichos límites con el fin de seguir una temperatura límite impuesta. Del mismo modo, los autores de [19] proponen una estrategia de gestión térmica activa basada en control predictivo.

Más recientemente, en [20] los autores proponen una técnica de seguimiento del límite de temperatura en el contexto de la propulsión eléctrica de vehículos que modifica, de forma continua, la frecuencia de conmutación del convertidor para no superar una temperatura límite preestablecida. Otros autores también proponen otras soluciones de control orientadas a la modificación de la frecuencia de conmutación para suavizar las variaciones de temperatura en los semiconductores y extender su tiempo de vida [21]. Habitualmente, este tipo de técnicas requieren la estimación de las pérdidas de potencia y las temperaturas de unión mediante la implementación de “gemelos digitales” con redes térmicas Cauer o Foster [17], [20], [22]. En muchos casos, también se puede disponer de una medida indirecta de la temperatura de unión mediante un termistor montado sobre el DBC del módulo de potencia [23].

Ambos enfoques, optimización del sistema de refrigeración y soluciones de control, son complementarios, y un sistema de propulsión moderno debería combinar soluciones de estos dos tipos (hardware y software) para maximizar la fiabilidad de los dispositivos semiconductores de potencia y prolongar su tiempo de vida, intentando no penalizar excesivamente los límites de operación del sistema de tracción.

Considerando la relevancia de la temática, este trabajo se centra en analizar y comparar dos técnicas de control para la gestión térmica de los sistemas de propulsión aplicados a vehículos eléctricos o híbridos, los cuales están basados en la modificación en tiempo real de la frecuencia de conmutación del convertidor. En particular, el artículo estudia el impacto de técnicas de variación continua de la frecuencia frente

a técnicas por histéresis, estas segundas más sencillas de implementar que las primeras. Inicialmente, se resume el esquema de control utilizado para una máquina síncrona de imanes permanentes con imanes enterrados (IPMSM) y se detalla la integración de las técnicas de gestión térmica anteriormente mencionadas al esquema de control. Finalmente, se muestran resultados de simulación y se discuten las ventajas y desventajas de ambos tipos de solución.

II. ESTRATEGIAS DE CONTROL DE MÁQUINA IPMSM CON GESTIÓN TÉRMICA

II-A. Diagrama general de control

La Figura 1 muestra el diagrama general de control de par de una máquina síncrona de imanes permanentes con imanes enterrados (IPMSM) que incorpora un bloque de gestión térmica. Ésta cuenta con los siguientes elementos:

(a) **Generación de corrientes de referencia óptima.** En este bloque se determinan, a partir del par electromagnético de referencia T_{em}^* , la velocidad de la máquina ω_m y la tensión de bus V_{DC} , las corrientes de referencia en ejes síncronos i_d^* e i_q^* para cada punto de operación. En particular, dichas referencias se precálculan y almacenan en memoria mediante *Look-up Tables* (LUTs) y se añade un lazo de realimentación de seguimiento de tensión para aumentar su robustez [24].

(b) **Control de corrientes.** Una vez determinadas las corrientes de referencia, las corrientes i_d e i_q se regulan a sus valores de referencia. Para esta aplicación, se ha utilizado un controlador deslizante (SMC, *Sliding Mode Control*) de segundo orden, ya que se trata de una estructura de control con mayor robustez que los basados en PIs convencionales ante incertidumbres en los parámetros de la planta, algo común en sistemas de propulsión para automoción [24].

(c) **Estrategia de gestión térmica.** Junto con el algoritmo de control de par se incluye una estrategia de gestión térmica activa. Ésta permite mantener la temperatura de unión del semiconductor (T_{vj}) por debajo de un valor límite establecido actuando sobre la frecuencia de conmutación f_{sw} del inversor.

A continuación se detallan dos estrategias de gestión térmica basadas en regulador de histéresis y en la variación continua de f_{sw} . Para ello y en primer lugar, se presenta el procedimiento analítico utilizado para la estimación de las pérdidas de los

dispositivos semiconductores y la estimación de la temperatura de unión T_{vj} de los semiconductores. Esta estimación es necesaria para poder ejecutar ambas estrategias.

II-B. Estimación de pérdidas de los dispositivos semiconductores

Sin pérdida de generalidad alguna, en primer lugar se detalla como estimar las pérdidas de conducción ($P_{cond,M}$) y conmutación ($P_{sw,M}$) de dispositivos de tipo MOSFET, que son los dispositivos utilizados en el sistema de propulsión que se analiza en el apartado III (el procedimiento para IGBTs es equivalente) [25]:

$$P_{cond,M} = \frac{1}{T_{sw}} \int_0^{T_{sw}} V_{DS}(i_D, T_{vj}) i_D(t) dt, \quad (1)$$

$$P_{sw,M} = \frac{1}{T_{sw}} \left[\frac{V_{DC}}{V_{DC}^{(test)}} \right]^{K_V} [E_{ON}(i_D, T_{vj}) + E_{OFF}(i_D, T_{vj})], \quad (2)$$

donde $V_{DS}(i_D, T_{vj})$ es la caída de tensión drenador-fuente, $i_D(t)$ es la corriente de drenador, T_{vj} es la temperatura de unión virtual del MOSFET, $E_{ON}(i_D, T_{vj})$ y $E_{OFF}(i_D, T_{vj})$ son las pérdidas de energía producidas durante los procesos de encendido y apagado, respectivamente, V_{DC} es la tensión del bus DC y $V_{DC}^{(test)}$ es la tensión de bloqueo para la cual se han calculado E_{ON} y E_{OFF} . En este caso particular y por simplicidad, el factor de compensación $K_V \simeq 1$.

De forma similar, el valor medio de las pérdidas por conducción del diodo durante un periodo de modulación se calculan como [25]:

$$P_{cond,D} = \frac{1}{T_{sw}} \int_0^{T_{sw}} V_{SD}(i_{SD}, T_{vj,D}) i_{SD}(t) dt, \quad (3)$$

donde $V_{SD}(i_{SD}, T_{vj,D})$ es la tensión directa del diodo, $i_{SD}(t)$ es la corriente que circula a través del diodo y $T_{vj,D}$ es la temperatura virtual de unión del diodo. Cabe mencionar que, en el caso particular de los MOSFET SiC que se analizan en el apartado III, las pérdidas de conmutación del diodo ($P_{sw,D}$) son despreciables [25].

Para reducir la carga computacional del algoritmo de estimación de pérdidas, éstas se precálculan offline para el dispositivo que representa el peor caso (aunque a frecuencias eléctricas elevadas las pérdidas se distribuyen equitativamente entre dispositivos, en condiciones cercanas a parado se concentran en varios semiconductores del inversor), en función del punto de operación, y los resultados se almacenan en LUTs de cuatro dimensiones, considerando como entradas T_{vj} , f_{sw} , T_{em} y la velocidad mecánica del motor ω_m [20].

II-C. Estimación de la temperatura de unión virtual T_{vj}

Una vez estimada la pérdida de potencia máxima media por dispositivo en un periodo de modulación ($P_{device,h}$), conocida la temperatura del fluido (T_{fluid} , cuando se tiene refrigeración líquida) o ambiente (T_{amb} , con refrigeración por aire), la temperatura T_{vj} se estima utilizando una red de impedancias térmicas equivalente [20]. En general, los valores de las

resistencias y capacidades térmicas se obtienen del *datasheet* del semiconductor y de los datos disponibles del radiador.

Por ejemplo, cuando se utiliza una red de tipo Foster, la impedancia térmica $Z_{th,JF}$ viene dada en el dominio de Laplace como:

$$Z_{th,JF} = \sum_{i=1}^n \frac{R_i}{1 + \tau_i s}, \quad (4)$$

donde n es el número de sub-circuitos RC equivalentes de la red Foster y $\tau_i = R_i C_i$.

II-D. Estrategia de gestión térmica basada en control por histéresis

A continuación se describe el funcionamiento del esquema de gestión térmica basada en un regulador por histéresis. En primer lugar, una vez estimada T_{vj} , se determina el error entre la temperatura actual y la temperatura máxima establecida ($T_{j,max}$) como $\Delta T = T_{vj} - T_{j,max}$ (figura 2). Posteriormente, la frecuencia de conmutación determinada por el regulador de histéresis para un instante k se determina como:

$$f_{sw,Hyst}^*(k) = \begin{cases} k_f f_{sw}^* & \text{si } \Delta T(k) > H^+, \\ f_{sw}^* & \text{si } \Delta T(k) \leq H^-. \end{cases} \quad (5)$$

donde f_{sw}^* es la frecuencia de conmutación predefinida del convertidor, H^+ y H^- son los umbrales de histéresis y $k_f < 1$ es el factor de *derating* de frecuencia.

Con el fin de asegurar una frecuencia de conmutación y control mínima que asegure la controlabilidad del sistema en todo el rango de operación, $f_{sw,Hyst}^*(k)$ se satura a un valor mínimo $f_{sw,min}^*(k) = m f_e$, donde m representa el número de muestras por periodo (en este caso $m = 28$) y f_e es la frecuencia eléctrica del motor.

II-E. Estrategia de gestión térmica basada en control por seguimiento de temperatura (TCT)

La estrategia basa en control por seguimiento de temperatura (TCT, *Temperature Constraint Tracking*) se muestra en la figura 3. Una vez calculado $\Delta T(k)$ del mismo modo que para el control por histéresis, la frecuencia de conmutación determinada por el algoritmo TCT para un instante k se obtiene como [20]:

$$f_{sw,TCT}^*(k) = f_{sw}^* - \delta f_{sw}(k), \quad (6)$$

donde δf_{sw} es un término de corrección que reduce la frecuencia de conmutación cuando T_{vj} excede $T_{j,max}$:

$$\delta f_{sw}(k) = \delta f_{sw}(k-1) + \alpha \Delta T, \quad (7)$$

donde α es un parámetro ajustable, positivo, que establece la dinámica del algoritmo TCT.

Finalmente, δf_{sw} se satura de la siguiente forma:

$$\delta f_{sw}(k)|_{sat} = \begin{cases} 0 & \text{si } \delta f_{sw}(k) \leq 0, \\ f_{sw}^* - f_{sw,min}^*(k) & \text{si } \delta f_{sw}(k) > 0. \end{cases} \quad (8)$$

La saturación tiene dos objetivos: (i) no exceder la frecuencia de conmutación predefinida f_{sw}^* , y (ii) asegurar una frecuencia de conmutación mínima que asegure la controlabilidad del sistema en todo el rango de operación.

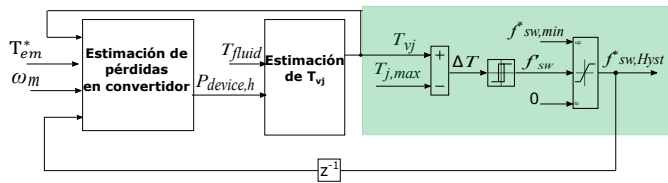


Figura 2: Estrategia de gestión térmica basada en control por histéresis.

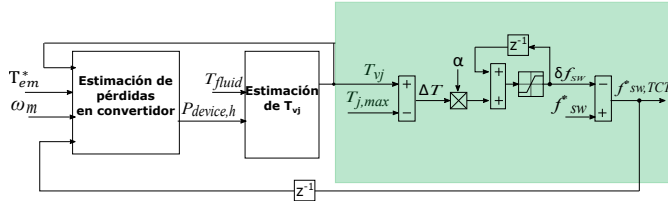


Figura 3: Estrategia de gestión térmica basada en la estrategia TCT.

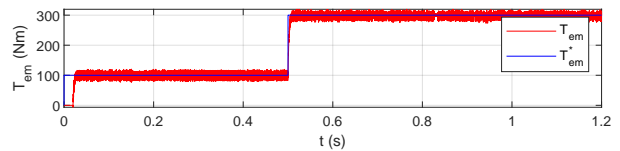
Tabla I Parámetros más relevantes del sistema de tracción y su control.

Parámetro	Símbolo	Valor	Unidades
Tensión máxima drenador-fuente	V_{DSS}	1200	V
Corriente nominal drenador	$I_{D,nom}$	400	A
Frecuencia conmutación nominal	f_{sw}^*	25	kHz
Tensión de batería (DC-link) nominal	V_{DC}	300	V
Temperatura del fluido de refrigeración	T_{fluid}	105	$^{\circ}C$
Potencia máxima	P_{max}	75	kW
Potencia nominal	P_{nom}	50	kW
Velocidad mecánica máxima	ω_{max}	1500	rpm
Corriente estator máxima	I_{max}	400	A_{rms}
Umbral histéresis superior	H^+	1	$^{\circ}C$
Umbral histéresis inferior	H^-	-1	$^{\circ}C$
Factor derating de frecuencia	k_f	0.4	p.u.
Umbral temperatura máxima de unión	$T_{j,max}$	120	$^{\circ}C$
Paámetro ajustable TCT	α	1	-

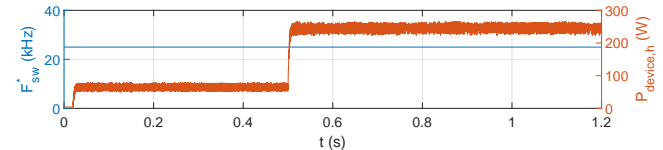
III. RESULTADOS DE SIMULACIÓN Y ANÁLISIS DE ESTRATEGIAS DE GESTIÓN TÉRMICA

El análisis de las dos estrategias de gestión térmica se ha realizado en el entorno de simulación Matlab/Simulink. En cuanto al convertidor de potencia, se ha simulado el módulo FS03MR12A6MA1B (Infineon Technologies) basado en semiconductores SiC, cuyos parámetros principales se muestran en la tabla I. En esta aplicación, se ha utilizado una frecuencia de conmutación nominal de 25 kHz, aprovechando las ventajas de la tecnología SiC. Se considera que el módulo dispone de refrigeración líquida, con una temperatura nominal del fluido de 105°C. La tabla I muestra el resto de parámetros relevantes del sistema de propulsión y de control simulado, incluyendo los parámetros de control de las estrategias de gestión térmica analizadas.

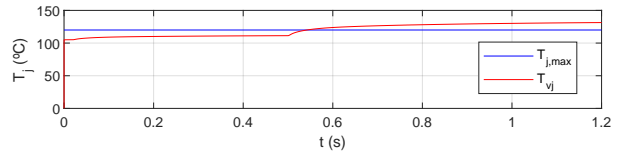
Los motores en vehículos eléctricos o híbridos operan habitualmente en situaciones de operación correspondientes a bajas velocidades y alto par (arranque y/o tráfico denso). Estas condiciones de operación son críticas desde un punto de vista térmico, ya que, a muy bajas velocidades, las pérdidas del convertidor se concentran en unos pocos semiconductores, lo que implica un aumento de la temperatura de unión del semiconductor a mayor temperatura. Por todo ello, la figura 4 muestra el resultado obtenido aplicar un escalón de par a muy bajas revoluciones (1 rpm). En el momento de incrementar el



(a) Par electromagnético producido por la máquina y su referencia.



(b) Frecuencia de conmutación y pérdidas de potencia.



(c) Temperatura de unión vs umbral de temperatura.

Figura 4: Resultados de simulación obtenidos a $w_{mec} = 1rpm$ cuando no se incorpora ningún algoritmo de gestión térmica.

par electromagnético de 100 Nm a 300 Nm, la temperatura de unión aumenta, llegando a superar el umbral establecido (figura 4(c)). En este ensayo, no se utiliza ningún esquema de control térmico y se aplica una frecuencia de conmutación fija de 25 kHz. Las pérdidas en el convertidor se muestran en la figura 4(b).

Por su parte, las figuras 5 y 6 muestran los resultados de simulación obtenidos cuando se incorporan ambas estrategias de gestión térmica estudiadas, histéresis y TCT, respectivamente. En ambos casos, la temperatura de unión no excede el umbral de temperatura preestablecido. En el caso del control por histéresis, las pérdidas se reducen en un 44 %, de 250 W a 140 W, siendo la frecuencia de conmutación final aplicada de 10 kHz. Con el TCT, las pérdidas del convertidor se reducen en un 45 % y la frecuencia de conmutación final se reduce hasta los 9.5 kHz.

Finalmente, se analiza el desempeño de ambas estrategias de gestión térmica cuando el vehículo opera bajo un ciclo de conducción estandarizado WLTP (*World Harmonized Light-duty Vehicle Test Procedure*), cuyos perfiles de velocidad mecánica y par se muestran en las figuras 7(a) y 7(b), respectivamente. De este modo, se realiza un análisis del comportamiento dinámico de la gestión térmica en condiciones de conducción cercanos a la realidad. Dado que, por lo general, el incremento de T_j es significativo en escenarios de baja velocidad y alta demanda de par, se evalúa el tramo indicado en color rojo en la figura 7 por ser el más exigente del ciclo.

La figura 8(b) muestra la evolución de la temperatura T_{vj} . A consecuencia de las altas pérdidas estimadas en varios puntos (figura 8(d)), T_{vj} excede el umbral $T_{j,max}$ cuando no se aplica ninguno de los algoritmos de gestión térmica. Sin embargo, gracias a la incorporación de cualquiera de las dos estrategias analizadas, la temperatura de unión T_j se mantiene por debajo del límite preestablecido. La modificación de la frecuencia de

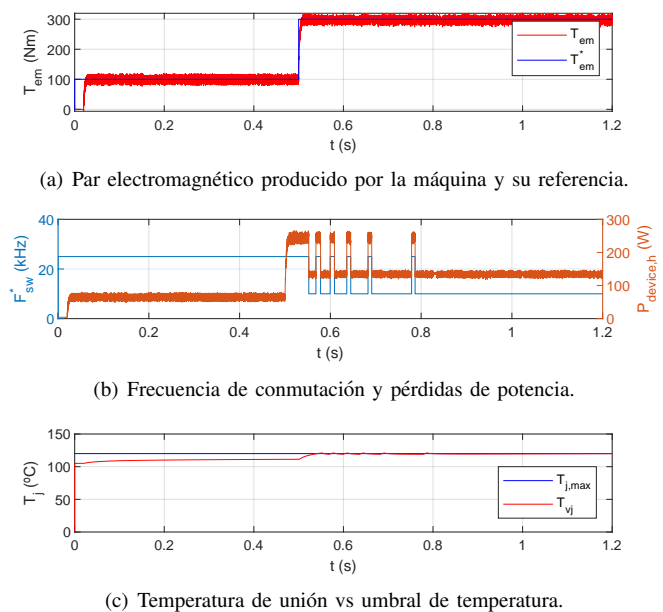


Figura 5: Resultados de simulación obtenidos a $w_{mec} = 1rpm$ cuando se utiliza el algoritmo de control basado en histerisis.

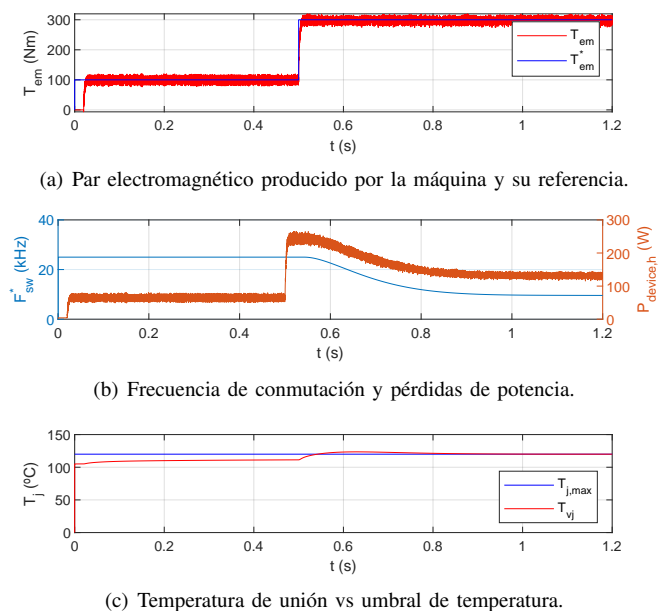


Figura 6: Resultados de simulación obtenidos a $w_{mec} = 1rpm$ cuando se emplea el algoritmo TCT.

conmutación (figura 8(c)) no afecta al desempeño del motor en lo que a la respuesta del control de par se refiere, más allá de afectar ligeramente el rizado de par (figura 8(a)). La figura 8(e) muestra la acumulación de pérdidas en el intervalo analizado. Utilizando cualquiera de las estrategias, se logra una reducción de las pérdidas de aproximadamente un 8 % .

IV. CONCLUSIONES

En las condiciones de trabajo de los convertidores de potencia embarcados en vehículos eléctricos o híbridos, es

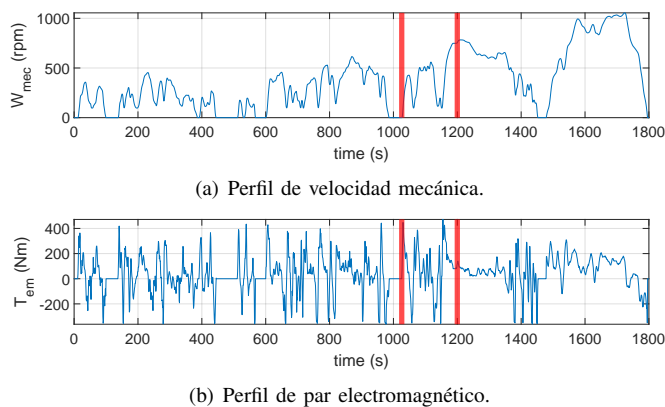


Figura 7: Perfil de conducción del ciclo estandarizado WLTP.

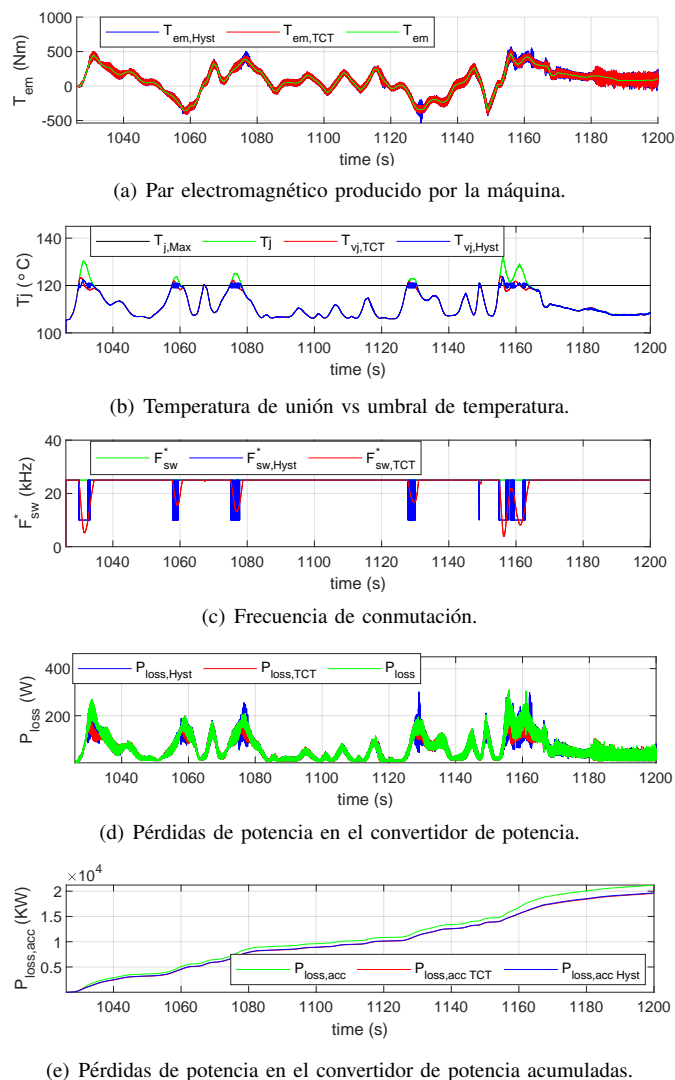


Figura 8: Perfil de conducción del ciclo estandar WLTP.

difícil garantizar su seguridad sin reducir excesivamente su desempeño. Por ello, la incorporación de una estrategia de gestión térmica activa resulta conveniente. Del análisis por simulación realizado se concluye que la incorporación de

cualquiera de las dos estrategias de gestión térmica analizadas mejora el comportamiento térmico del convertidor, sin comprometer la controlabilidad y el rendimiento del sistema. Además, el pequeño incremento en el rizado de par debido a la reducción de frecuencia de conmutación queda filtrado por la elevada inercia del vehículo, por lo que su efecto en el confort del pasajero es despreciable. La incorporación de las técnicas estudiadas requiere desacoplar la frecuencia de conmutación del convertidor de potencia de la frecuencia de muestreo de la tarea de control. A partir de los resultados de simulación llevados a cabo, se concluye que este hecho no afecta al desempeño del sistema.

En cuanto a la implementación de las estrategias analizadas en un microprocesador, ambas soluciones se caracterizan por una baja carga computacional. El proceso de ajuste de parámetros de control es muy sencillo para ambos casos. Finalmente, cabe mencionar que, para algunas aplicaciones en las que la restricción de temperatura impuesta sea mucho más baja o las condiciones de carga sean severas, reducir únicamente la frecuencia de conmutación podría no ser suficiente para contener el incremento de la temperatura de unión de los semiconductores. En tales casos, la estrategia de gestión térmica podría ampliarse incorporando un regulador adicional, por ejemplo, un limitador de par.

AGRADECIMIENTOS

Este trabajo ha sido financiado por el Gobierno Vasco mediante subvención a grupos de investigación de universidades vascas (IT1440-22), por el Gobierno de España MCIN/AEI/10.13039/501100011033 en el contexto del proyecto PID2020-115126RB-I00, por el Gobierno Vasco a través del proyecto de investigación EPOGAN del programa EL-KARTEK (KK-2023/00091) y ERABIL+ del programa EL-KARTEK (KK-2023/00069) y financiado por la Unión Europea - NextGenerationEU en el contexto del proyecto H2PLAN.

REFERENCIAS

- [1] R. Dreiling, S. Zimmermann, T. Nguyen-Xuan, P. Schreivogel, and F. di Mare, "Thermal management based on flat-plate pulsating heat pipes for power modules of electric powertrains," in *Proc. of the IEEE Transportation Electrification Conference & Expo (ITEC)*, 2022, pp. 819–824.
- [2] S. Jones-Jackson, R. Rodriguez, Y. Yang, L. Lopera, and A. Emadi, "Overview of current thermal management of automotive power electronics for traction purposes and future directions," *IEEE Transactions on Transportation Electrification*, vol. 8, no. 2, pp. 2412–2428, 2022.
- [3] I. López, E. Ibarra, A. Matallana, J. Andreu, and I. Kortabarria, "Next generation electric drives for HEV/EV propulsion systems: Technology, trends and challenges," *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, vol. 114(109336), pp. 1–23, 2019.
- [4] C. Qian, A. Ghetaghy, J. Fan, H. Tang, B. Sun, H. Ye, and Q. Zhang, "Thermal management on IGBT power electronics device modules," *IEEE Access*, vol. 6, pp. 12 868–12 884, 2018.
- [5] M. Ciappa and F. Carbonami, "Lifetime prediction and design of reliability tests for high power devices in automotive applications," *IEEE Transactions on Device and Materials Reliability*, vol. 3, pp. 191–196, 2003.
- [6] B. Du, J. Hudgins, E. Santi, A. Bryant, P. Palmer, and H. Mantooh, "Transient electrothermal simulation of power semiconductor devices," *IEEE Transactions on Power Electronics*, vol. 25, no. 1, pp. 237–248, 2010.
- [7] A. Matallana, E. Ibarra, I. López, J. Andreu, J. Garate, X. Jorda, and J. Rebollo, "Power module electronics in hev/ev applications: New trends in widebandgap semiconductor technologies and design aspects," *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, vol. 113(109264), pp. 1–33, 2019.
- [8] A. Arias, E. Ibarra, E. Trancho, R. Griñó, I. Kortabarria, and J. Caum, "Comprehensive high speed automotive sm-pmsm torque control stability analysis including novel control approach," *International Journal of Electrical Power and Energy Systems*, vol. 109, pp. 423–433, 2019.
- [9] Y. Wang, X. Dai, G. Liu, and S. Jones, "An overview of advanced power semiconductor packaging for automotive systems," in *Proc. of the Conference on Integrated Power Electronics Systems (CIPS)*, 2016, pp. 1–6.
- [10] Z. Zeng, X. Zhang, F. Blaabjerg, H. Chen, and T. Sun, "Stepwise design methodology and heterogeneous integration routine of air-cooled SiC inverter for electric vehicle," *IEEE Transactions on Power Electronics*, vol. 35, no. 4, pp. 3973–3988, 2020.
- [11] S. Jones-Jackson, R. Rodriguez, and A. Emadi, "Jet impingement cooling in power electronics for electrified automotive transportation: Current status and future trends," *IEEE Transactions on Power Electronics*, vol. 36, no. 9, pp. 10 420–10 435, 2021.
- [12] R. Whitt, D. Huitink, A. Emon, A. Deshpande, and F. Luo, "Thermal and electrical performance in high-voltage power modules with nonmetallic additively manufactured impingement coolers," *IEEE Transactions on Power Electronics*, vol. 36, no. 3, pp. 3192–3199, 2021.
- [13] M. Liu, A. Coppola, M. Alvi, and M. Anwar, "Comprehensive review and state of development of double-sided cooled package technology for automotive power modules," *IEEE Open Journal of Power Electronics*, vol. 3, pp. 270–289, 2022.
- [14] C. Peng, W. Zhu, P. Ke, R. Li, X. Dai, and L. Wang, "Investigation of vehicle-oriented double-sided cooling power module with BGA technology," *IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics*, vol. 10, no. 5, pp. 6171–6179, 2022.
- [15] I. Aranzabal, I. Martínez de Alegría, N. Delmonte, P. Cova, and I. Kortabarria, "Comparison of the heat transfer capabilities of conventional single- and two-phase cooling systems for an electric vehicle igbt power module," *IEEE Transactions on Power Electronics*, vol. 34, no. 5, pp. 4185–4194, 2019.
- [16] C. Miguel-Espinar, D. Heredero-Peris, and D. Montesinos-Miracle, "Enhanced thermal management of a 48 V powertrain for electric motorbike," in *Proc. of the IEEE Energy Conversion Congress and Exposition (ECCE)*, 2021, pp. 1–10.
- [17] J. Lemmens, P. Vanassche, and J. Driesen, "Optimal control of traction motor drives under electrothermal constraints," *IEEE Journal of Emerging and Selected Topics in Power Electronics*, vol. 2, no. 2, pp. 249–263, 2014.
- [18] J. Lemmens, J. Driesen, and P. Vanassche, "Dynamic DC-link voltage adaptation for thermal management of traction drives," in *Proc. of the IEEE Energy Conversion Congress and Exhibition*, 2013, pp. 180–187.
- [19] T. Sun, J. Wang, A. Griffo, and B. Sen, "Active thermal management for interior permanent magnet synchronous machine (IPMSM) drives based on model predictive control," *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 54, no. 5, pp. 4506–4514, 2018.
- [20] E. Trancho, E. Ibarra, P. Prieto, A. Arias, A. Lis, and A. Pai, "Novel thermal management strategy for improved inverter reliability in electric vehicles," *Applied Sciences*, vol. 10, no. 8024, pp. 1–14, 2020.
- [21] J. Zhang, X. Du, and H. Tai, "A thermal management strategy for smoothing the mission profile thermal cycle of power device in the wind power converter," in *Proc. of the IEEE Energy Conversion Congress and Exposition (ECCE)*, 2020, pp. 3506–3510.
- [22] Y. Wang, P. Liu, D. Liu, F. Deng, and Z. Chen, "Enhanced hierarchical control framework of microgrids with efficiency improvement and thermal management," *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 36, no. 1, pp. 11–22, 2021.
- [23] P. Drexhage and A. Wintrich, "Application note 20-001. calculating junction temperature using a module temperature sensor," Semikron, Tech. Rep., 2020.
- [24] E. Trancho, E. Ibarra, A. Arias, I. Kortabarria, J. Jurgens, L. Marengo, A. Fricasse, and J. Gragger, "PM-assisted synchronous reluctance machine flux weakening control for EV and HEV applications," *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 65, no. 4, pp. 2986–2995, 2018.
- [25] E. Ibarra, S. Ceballos, J. Andreu, A. Pérez-Basante, and I. Martínez de Alegría, "Power loss analysis of Si and SiC devices applied to 1500 v photovoltaic string inverters," in *Proc. of the SAAEI Conference*, 2020, pp. 361–365.