

Modelado y estrategia de control para un sistema de propulsión híbrido paralelo*

Alfonso Pantoja-Vázquez** y Luis Alvarez-Icaza***

Instituto de Ingeniería
Universidad Nacional Autónoma de México
04510 Coyoacán DF, México

Resumen Se desarrolla un modelo matemático para un sistema de propulsión híbrido paralelo que consiste en un motor de combustión interna encendido por chispa, una máquina eléctrica asociada a un sistema de baterías y un acoplamiento mecánico. Se presenta un algoritmo de control para el flujo de potencia basado en reglas. Los resultados de simulación sobre ciclos estándares de manejo demuestran la eficacia de la estrategia de control.

1. Introducción

La búsqueda de tecnologías para economizar combustible, reducir emisiones contaminantes y proporcionar vehículos más atractivos al consumidor, sin sacrificar desempeño, seguridad, rentabilidad ha promovido el desarrollo de la propulsión híbrida (Schouten *et al.*, 2002). Una de las motivaciones ha sido el limitado rango de movilidad provisto por las baterías de los vehículos puramente eléctricos (Powell *et al.*, 1998). Al incluir una fuente de energía auxiliar, como un motor de combustión interna (MCI), se puede extender sustancialmente dicho rango, mejorar el rendimiento del vehículo y minimizar las emisiones contaminantes.

Los vehículos híbridos usan al menos dos fuentes de energía para su propulsión; generalmente, la combinación de una máquina eléctrica (ME) y un MCI (Delprat *et al.*, 2004). Con la ME se ayuda a mantener al MCI en su intervalo de funcionamiento óptimo y también se puede recobrar energía cinética durante el frenado, mientras que con el MCI se obtiene, en caso de estar disponible, potencia para hacer funcionar la ME como generador y cargar así las baterías, necesarias para la operación de la ME.

Un algoritmo de control debe determinar la cantidad de potencia que aporta cada una de las dos fuentes de energía (Lin *et al.*, 2003). Debe también indicar cuando cargar las baterías o usar frenado regenerativo. En general el algoritmo de control influye directamente en la eficiencia del vehículo.

Las estrategias de control para la administración del flujo de potencia pueden ser clasificadas en tres categorías: a) técnicas de control heurísticas, como control

* Investigación patrocinada mediante convenios CONACYT 47583 y UNAM-DGAPA-PAPIIT IN117108.

** Estudiante de posgrado, actualmente en Delphi S.A.; alfonso.pantoja@delphi.com

*** Investigador y corresponsal; alvar@iingen.unam.mx

basado en reglas, lógica difusa y redes neuronales (Schouten *et al.*, 2002; Ippolito *et al.*, 2003; Langari y Won, 2003; Koo *et al.*, 1998), b) técnicas de optimización por programación dinámica (Sciarretta *et al.*, 2004; Lin *et al.*, 2003; Delprat *et al.*, 2004; Sebastien *et al.*, 2001) y c) métodos basados en la conversión de la potencia eléctrica en su equivalente de consumo de combustible (Paganelli *et al.*, 2002).

En este trabajo se desarrolla un modelo dinámico de un sistema de propulsión híbrido útil para simulaciones y se diseña un algoritmo de control de potencia. El esquema completo se prueba en simulaciones de ciclos de manejo estándares para ciudad y carretera.

2. Modelado del tren de propulsión híbrido-paralelo

La configuración de un vehículo híbrido paralelo tiene la capacidad de funcionar con el motor eléctrico, con el motor de combustión interna o con ambos. Tiene, además, capacidad de frenado regenerativo. La configuración paralela fue elegida sobre la configuración serie pues esta tiene limitaciones en altas demandas de potencia.

2.1. Motor de combustión interna

En este trabajo se usó un modelo reducido de un MCI (Cho y Hedrick, 1989). Este modelo tiene tres estados que son: la masa de aire en el múltiple de entrada, la velocidad del motor y el flujo de combustible. Además incorpora un retraso de la admisión de aire a la producción de par y otro de la chispa a la producción de par. Hay tres posibles variables de control: el ángulo del acelerador, la relación aire combustible y el avance de la chispa de ignición.

La ecuación de estado para la masa de aire en el múltiple de entrada se obtiene al considerar la conservación de masa (Cho y Hedrick, 1989)

$$\dot{m}_a = \dot{m}_{ai} - \dot{m}_{ao} \quad (1)$$

donde $\dot{m}_{ai}$ es el flujo másico que entra al múltiple de admisión y $\dot{m}_{ao}$ el flujo másico que sale de este múltiple y entra a la cámara de combustión.

El flujo másico entra en el múltiple de entrada se modela como

$$\dot{m}_{ai} = MAX \cdot TC \cdot PRI \quad (2)$$

donde MAX es el flujo máximo, TC la caracterización normalizada del acelerador, y PRI la influencia normalizada de la presión. El flujo máximo se obtiene al abrir completamente el acelerador para flujo estrangulado¹. La caracterización normalizada del acelerador es una función del ángulo del acelerador, α , que se puede representar con la siguiente ecuación

$$TC = \begin{cases} 1 - \bar{t}_c & \text{para } \alpha \leq 79,46^\circ \\ 1 & \text{para } \alpha > 79,46^\circ \end{cases} \quad (3)$$

¹ Para el motor que se está modelando, $MAX = 0,1843 \text{ Kg/s}$.

donde $\bar{t}_c = \cos 1,14459 \cdot \alpha - 1,0600$.

La influencia normalizada de la presión está en función de la relación entre la presión del múltiple y la presión atmosférica, se puede usar la siguiente ecuación

$$PRI = 1 - \exp \left(9 \left(\frac{P_m}{P_{atm}} - 1 \right) \right) \quad (4)$$

donde la presión del múltiple de entrada, P_m , y la masa de aire del múltiple de entrada, m_a , se relacionan por la ley de gases ideales (Cho y Hedrick, 1989), P_{atm} es la presión atmosférica.

La cantidad de flujo de masa que entra en la cámara de combustión es

$$\dot{m}_{ao} = c_1 \eta_{vol} m_a \omega_e \quad (5)$$

donde ω_e es la velocidad del motor, y c_1 es una constante física definida como $c_1 = V_e / 4\pi V_m$ donde V_e es el desplazamiento del motor, V_m el volumen del múltiple de entrada². Para la eficiencia volumétrica, η_{vol} , se usa la siguiente expresión empírica (Cho y Hedrick, 1989)

$$\eta_{vol} = (24,5\omega_e - 3,1 \cdot 10^4) m_a^2 + (-0,167\omega_e + 222) m_a + (8,1 \cdot 10^{-4}\omega_e + 0,352) \quad (6)$$

El segundo estado está asociado con el flujo de combustible. Cualquier método de inyección de combustible da como resultado la combinación de un retraso fijo y de un retraso variable. Por simplicidad, en (Cho y Hedrick, 1989) los dos efectos son combinados en un retraso de primer orden de la forma

$$\tau_f \ddot{m}_{fi} + \dot{m}_{fi} = \dot{m}_{fc} \quad (7)$$

donde $\dot{m}_{fi}$ es la relación actual de combustible entrando a la cámara de combustión, y τ_f es la constante de tiempo efectiva de la inyección de combustible se modela como

$$\tau_f = 0,050 + \frac{1,5\pi}{\omega_e} \cdot \frac{\dot{m}_{fc} \cdot \beta}{MAX} \quad (8)$$

El tercer estado está relacionado con la dinámica de los elementos rotacionales de un MCI y es modelado como

$$I_e \cdot \dot{\omega}_e = T_i - T_f - T_a \quad (9)$$

donde T_i es el par del motor, T_f es la fricción del motor, T_a es el par debido a los accesorios e I_e la inercia efectiva del motor y accesorios³.

El proceso de producción de par del MCI es un evento discreto, pero puede ser modelado en el dominio continuo del tiempo como

$$T_i = c_T \cdot \frac{\dot{m}_{ao}(t - \Delta t_{it})}{\omega_e(t - \Delta t_{it})} \cdot IAC(t - \Delta t_{ti}) \cdot ICH(t - \Delta t_{st}) \quad (10)$$

² Para el motor usado $V_e = 0,0038\text{m}^3$ y $V_m = 0,0027\text{m}^3$.

³ $I_e = 0,1454 \text{ Kg m}^2$ para el MCI de interés (Cho y Hedrick, 1989).

La influencia normalizada de aire combustible (IAC) es una función de la relación aire combustible (A/C) y se puede usar la siguiente aproximación (Cho y Hedrick, 1989)

$$IAC = \cos(7,3834 \cdot (A/C - 13,5)) \quad (11)$$

La influencia normalizada de la chispa (ICH) es una función del avance/retroceso de la chispa que se obtiene de MMP (mínimo avance de chispa para un mejor par) y se modela con la siguiente función

$$ICH = (\cos(ACH - MMP))^{2,875} \quad (12)$$

donde ACH es el avance/retroceso de la chispa respecto al punto muerto superior. La constante de par, c_T , representa la capacidad máxima de par de un MCI para cierta masa de aire, velocidad del MCI, $IAC = 1$, y $ICH = 1$ ⁴. La naturaleza cíclica de un MCI de cuatro tiempos se captura a través del uso del retraso de la admisión a la producción de par, Δt_{it} , y del retraso de la chispa a la producción de par, Δt_{st} ⁵.

El par debido a la fricción del MCI es obtenido de datos experimentales (Cho y Hedrick, 1989), es

$$T_f = 0,1056\omega_e + 15,10 \quad (13)$$

El par de accesorios, T_a puede ser agregado arbitrariamente para evaluar el rendimiento cuando el MCI es sometido a diferentes cargas de accesorios.

2.2. Motor eléctrico

La ME es una máquina asíncrona de tres fases, también conocida como máquina de inducción. El modo de operación está determinado por el signo del par mecánico de carga T_m , si es positivo, la ME funcionará como motor y si es negativo, la ME funcionará como generador. La parte eléctrica del motor está representada por un modelo de espacio de estados de cuarto orden, y la parte mecánica por uno de segundo orden. Todas las variables y parámetros están referidos al estator. Para indicar esto se usa un apóstrofe (') en las ecuaciones del modelo. Todas las variables del estator y del rotor están dadas con respecto al marco de referencia arbitrario de dos ejes (marco dq). Los parámetros y subíndices se definen en la tabla 1.

Un circuito equivalente para la máquina de inducción usando el marco de referencia dq se muestra en las figuras 1(a) y 1(b). De estos dos circuitos se obtiene un modelo dinámico en términos de voltaje y flujo

$$\dot{\psi}_{qs} = -\frac{R_s}{L_s\sigma}\psi_{qs} + \frac{R_s L_m}{L_s L_r'}\psi_{qr}' - \omega\psi_{ds} + V_{qs} \quad (14a)$$

$$\dot{\psi}_{ds} = -\frac{R_s}{L_s\sigma}\psi_{ds} + \frac{R_s L_m}{L_s L_r'\sigma}\psi_{dr}' + \omega\psi_{qs} + V_{ds} \quad (14b)$$

⁴ Para el MCI de interés $c_T = 498636 \text{ Nm}/(\text{Kg/s})$ (Cho y Hedrick, 1989).

⁵ $\Delta t_{it} \approx 5,48/\omega_e$, $\Delta t_{st} \approx 1,30/\omega_e$

Cuadro 1. Parámetros y subíndices para el modelo del motor eléctrico

Parámetro	Definición	Subíndice	Significado
R	Resistencia		
L	Inductancia		
V	Voltaje		
i	Corriente		
ψ	Flujo		
ω_m	Velocidad angular del rotor	d	Variable en el eje d
θ_m	Posición angular del rotor	q	Variable en el eje q
p	Número de pares de polos	r	Variable del rotor
ω_r	Velocidad eléctrica angular del rotor ($\omega_m \cdot p$)	s	Variable del estator
θ_r	Posición eléctrica angular del rotor ($\theta_m \cdot p$)	l	Inductancia de dispersión
T_c	Par electromagnético	m	Inductancia de magnetización
T_m	Par de carga en la flecha		
H	Constante combinada de inercia de la carga y del rotor		

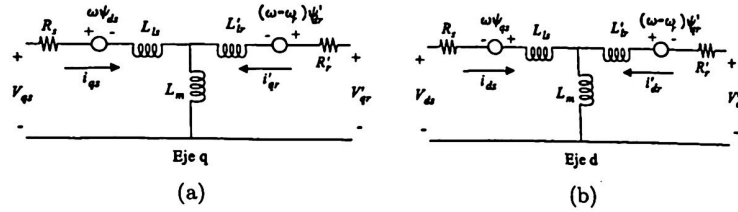


Figura 1. Circuitos equivalentes: a) Eje q, b) Eje d

$$\dot{\psi}_{qr} = \frac{R_r' L_m}{L_s L_r' \sigma} \psi_{qs} - \frac{R_r'}{L_r' \sigma} \psi_{qr}' - (\omega - \omega_r) \psi_{dr}' + V_{qr}' \quad (14c)$$

$$\dot{\psi}_{dr}' = \frac{R_r' L_m}{L_s L_r' \sigma} \psi_{ds} - \frac{R_r'}{L_r' \sigma} \psi_{dr}' - (\omega - \omega_r) \psi_{qr}' + V_{dr}' \quad (14d)$$

con

$$\sigma = \left(1 - \frac{L_m^2}{L_r' L_s} \right)$$

Si se expresa el par en términos del flujo se obtiene

$$T_e = 1,5p \left(\frac{1}{L_s \sigma} \psi_{ds} \psi_{qs} - \frac{L_m}{L_s L_r' \sigma} \psi_{ds} \psi_{qr}' - \frac{1}{L_s \sigma} \psi_{ds} \psi_{qs} + \frac{L_m}{L_s L_r' \sigma} \psi_{dr}' \psi_{qs} \right) \quad (15)$$

Las corrientes del estator y del rotor en términos de los flujos son

$$i_{qs} = \frac{1}{L_s \sigma} \psi_{qs} - \frac{L_m}{L_r' L_s \sigma} \psi_{qr}' \quad i_{ds} = \frac{1}{L_s \sigma} \psi_{ds} - \frac{L_m}{L_r' L_s \sigma} \psi_{dr}' \quad (16a)$$

$$i_{qr}' = \frac{1}{L_r' \sigma} \psi_{qr}' - \frac{L_m}{L_r' L_s \sigma} \psi_{qs} \quad i_{dr}' = \frac{1}{L_r' \sigma} \psi_{dr}' - \frac{L_m}{L_r' L_s \sigma} \psi_{ds} \quad (16b)$$

Para la parte mecánica de la máquina de inducción se tiene el siguiente modelo

$$\dot{\omega}_m = \frac{1}{2H} (T_e - F\omega_m - T_m) \quad (17)$$

$$\dot{\theta}_m = \omega_m \quad (18)$$

donde F es la fricción en la flecha del rotor.

2.3. Acoplamiento mecánico

La ecuación para la velocidad angular de la flecha de transmisión es

$$\dot{\omega}_v = \frac{1}{J} [R(k(t)) \cdot (\tau_{ME} \cdot \rho + \tau_{MCI}) - \tau_l - \tau_{fri} - \tau_{fre}] \quad (19)$$

donde ω_v es la velocidad en la flecha de transmisión, J es la inercia del vehículo⁶, $R(k(t))$ es la relación de engranaje en la caja de velocidades, la cual depende del número de velocidad elegido $k(t)$, ρ es la relación del reductor usado con el motor eléctrico para ajustar las velocidades de la ME y del MCI, τ_{ME} es el par generado por la ME, τ_{MCI} es el par generado por el MCI, τ_{fri} es el par generado por la fricción, τ_l es el par de carga y τ_{fre} es el par de frenado, en este caso se considera el frenado como una fuente de par pero siempre negativa y acotada.

El par debido a la fricción está dado por

$$\tau_{fri} = \omega_v \cdot b \quad (20)$$

Al considerar el reductor de velocidad y la caja de velocidades, la velocidad angular del ME y del MCI también se ven afectadas de la siguiente manera

$$\omega_{MCI} = \omega_v \cdot R(k(t)) \quad (21a)$$

$$\omega_{ME} = \omega_v \cdot \rho R(k(t)) \quad (21b)$$

El par neto generado para la propulsión del vehículo τ_v , se ve afectado por la relación obtenida en los diferentes cambios de la caja de velocidades, de la siguiente manera

$$\tau_v = R(k(t)) \cdot (\tau_{mci} + \rho \tau_{ME}) \quad (22)$$

La velocidad lineal del vehículo es

$$v = \gamma \cdot \pi r \cdot \omega_v \quad (23)$$

con γ la relación final de engranaje del diferencial y r es el radio de la llanta.

⁶ Dado que, comparadas con la inercia del vehículo, la inercia del MCI y del ME son despreciables, en la ecuación de velocidad sólo se considera la inercia del vehículo J .

2.4. Batería

Para las baterías se usa un modelo reducido que solamente considera el estado de carga. Se toman eficiencias fijas de carga y descarga, que incluyen el efectos de los convertidores CA-CD y CD-CA. Además se considera que el voltaje en terminales es fijo. Para el vehículo en cuestión se tomó una batería con las características descritas en la tabla 2.

Cuadro 2. Características del sistema de baterías

Capacidad	18 Ah
Número de módulos	20
Voltaje nominal	12.5 (volts por módulo)

La potencia eléctrica instantánea en la ME se calcula a partir de la corriente que entra o sale de las baterías. Para ello se utiliza el producto punto de componentes reales de la corriente y voltaje del estator, I_s y V_s , es decir

$$P_{elec} = I_s \cdot V_s \quad (24)$$

La corriente se determina al dividir esta potencia por el voltaje en las terminales de las baterías conectadas en serie⁷

$$I_{bat} = \frac{P_{elec}}{V_{bat}} \quad (25)$$

El estado de carga de las baterías (EDC), que representan la proporción de la máxima carga presente en las baterías está dado por

$$EDC = \frac{\beta}{C} I_{bat} \quad (26)$$

donde $\beta = 1/\eta_d$ si $I_{bat} < 0$ y $\beta = \eta_c$ si $I_{bat} > 0$, con η_d y η_c las eficiencia de descarga y carga de las baterías, respectivamente, y C la máxima capacidad de carga de las baterías.

3. Control basado en reglas

La estrategia que se presenta a continuación para el control del flujo de potencia fue desarrollada con base en intuición ingenieril y el análisis de los mapas de eficiencia de cada componente (Lin *et al.*, 2003).

Control de división de potencia : Fig. 2(a), con base en el mapa de eficiencia del MCI , se elige un límite para la potencia a la cual el MCI puede

⁷ De acuerdo con la Tabla 2, $V_{bat} = 250V$.

ser usado, $P_{mci,on}$, y un límite a partir del cual se tendrá potencia asistida, $P_{p,a}$. Estos valores se eligen de tal manera que se evite el funcionamiento del MCI en regiones de operación en que sea muy ineficiente (Lin *et al.*, 2003).

Control de frenado: Fig. 2(b), la estrategia de control de frenado se usa cuando la potencia demandada por el conductor es menor que cero, es decir, se desea frenar, $P_{dem} < 0$. Esta estrategia de frenado regenerativo es simple, pues se intenta capturar tanta energía del frenado como sea posible. En este modo de control hay una excepción para proteger a la batería de una sobrecarga, y se aplica cuando el EDC alcanza a un EDC máximo EDC_{max} , este valor se fija de tal manera que no se dañe la batería con una sobrecarga.

Control de recarga de baterías: Fig. 2(c), este modo del controlador entra en acción cuando el EDC de la batería pasa por abajo del límite inferior preestablecido, y pasa al modo de control de división de potencia cuando el EDC supera al límite superior preestablecido.

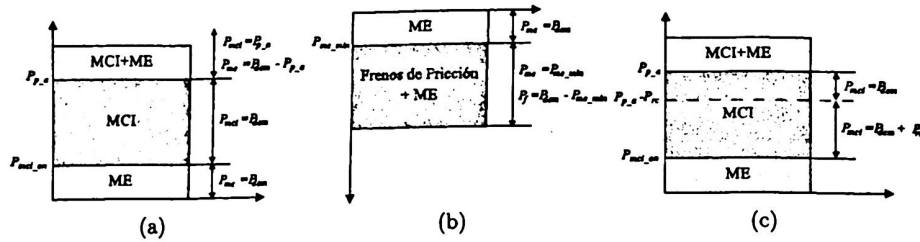


Figura 2. Modos de control de potencia. a) División de potencia, b) Frenado regenerativo, c) Recarga de baterías

4. Resultados

Los ciclos de manejo urbano y de carretera que se usaron para hacer las simulaciones fueron tomados de la Agencia de Protección Ambiental de Estados Unidos (U.S. Environmental Protection Agency) (Agency, n.d.). El ciclo de manejo urbano de la EPA (Urban Dynamometer Driving Schedule), UDDS por sus siglas en inglés, es llamado "la prueba de ciudad" y representa condiciones de manejo de ciudad (Agency, n.d.).

En la figura 3(a) se muestra el seguimiento de velocidad para el perfil UDDS con un EDC inicial de 0,53. El error de seguimiento se muestra en la figura 3(b). En la figura 3(c) se muestra el estado de carga de la batería (con un EDC inicial de 0,53), mientras que la figura 3(d) muestra la potencia entregada por el MCI y por la ME en los primeros segundos de simulación.

Como era de esperarse, con el uso del vehículo híbrido se tuvo un mayor ahorro de combustible. En la tabla 3 se muestra el consumo de combustible para cada configuración con el ciclo UDDS.

Los resultados son similares para el ciclo de manejo en carretera y no se muestran por economía de espacio.

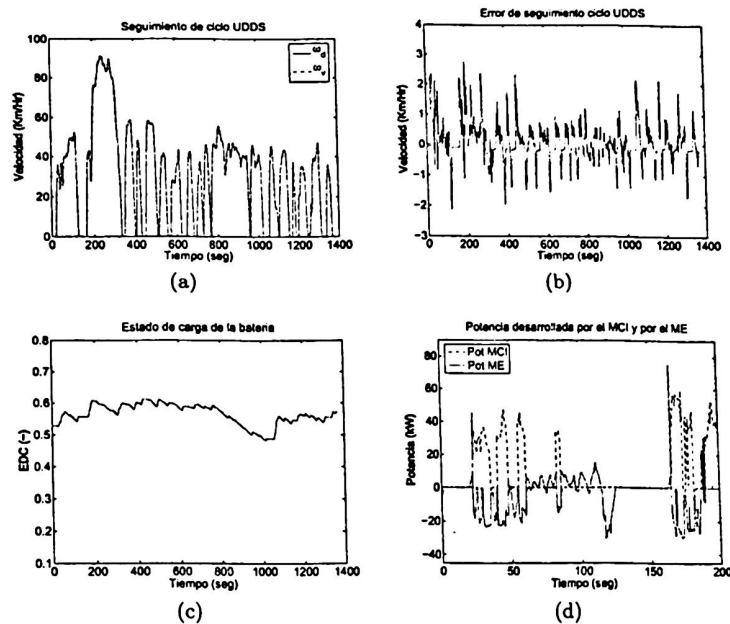


Figura 3. Resultados de simulación para el ciclo UDDS. a) Velocidades real y deseada, b) Error de seguimiento, c) Estado de carga de baterías, d) Potencia en MCI y ME

5. Conclusiones

En este trabajo se obtuvo un modelo dinámico para un sistema de propulsión híbrido cuyos subsistemas pueden ser fácilmente redimensionados o intercambiados para probar diferentes combinaciones o algoritmos de control.

Se propuso una estrategia basada en reglas para el control del flujo potencia básica, que dió muy buenos resultados para mantener al MCI en las regiones de operación más eficiente y el estado de carga de las baterías en niveles deseados. El seguimiento de los perfiles de velocidad impuestos por los ciclos de manejo estandarizados fue también muy bueno.

Como mejoras para hacer más útil el uso del modelo y del control se encuentran: validar el modelo y el controlador con un prototipo físico, hacer un análisis más detallado del dimensionamiento de los subsistemas y obtener un mejor modelo de del arreglo de baterías.

Referencias

Agency, U.S. Environmental Protection (n.d.). <http://www.epa.gov>.

Cuadro 3. Rendimiento

	Convencional	Híbrido
Consumo (lt)	1.301	1.043
Distancia (Km)	13.39	13.39
Rendimiento (Km/lt)	10.3	12.84

- Cho, D. y J. K. Hedrick (1989). Automotive powertrain modeling for control. *Journal of Dynamic System, Measurement, and Control* Vol. 111, 568–576.
- Delprat, Sebastien, Jimmy Lauber, Thierry Marie Guerra y J. Rimaux (2004). Control of a parallel hybrid powertrain: optimal control. *IEEE Transactions on Vehicular Technology* Vol. 53(3), 872–881.
- Ippolito, Lucio, Vincenzo Loia y Pierluigi Siano (2003). Extended fuzzy c-means and genetic algorithms to optimize power flow management in hybrid electric vehicles. *Proceedings of 2003 IEEE Conference on Control Applications* pp. 115–119.
- Koo, Euh-Suh, Hyeoun-Dong Lee, Seung-Ki Sul y Joohn-Sheok Kim (1998). Torque control strategy for a parallel hybrid vehicle using fuzzy logic. *Industry Applications Conference* pp. 1715–1720.
- Langari, Reza y Jong-Seob Won (2003). Integrated drive cycle analysis for fuzzy logic based energy management in hybrid vehicles. *The IEEE International Conference on Fuzzy Systems* pp. 290–295.
- Lin, Chan-Chiao, Huei Peng, Jessy W. Grizzle y Jun-Mo Kang (2003). Power management strategy for a parallel hybrid electric truck. *IEEE Transaction on Control Systems Technology* pp. 839–849.
- Paganelli, G., S. Delprat, T.M. Guerra, J. Rimaux y J.J Santin (2002). Equivalent consumption minimization strategy for parallel hybrid powertrains. *Vehicular Technology Conference* pp. 2079–2081.
- Powell, B. K., K. E. Bailey y S. R. Cikanek (1998). Dynamic modeling and control of hybrid electric vehicle powertrain systems. *IEEE Control Systems* pp. 17–33.
- Powell, B. K. y K. E. Bailey (1995). A hybrid electric vehicle powertrain dynamic model. *Proceedings of the American Control Conference, Seattle, Washington* pp. 1677–1682.
- Schouten, Niels J., Mutasim A. Salman y Naim A. Kheir (2002). Fuzzy logic control for parallel hybrid vehicles. *IEEE Transactions on Vehicular Technology* Vol. 10, 460–468.
- Sciarretta, Antonio, Michael Back y Lino Guzzella (2004). Optimal control of parallel hybrid electric vehicles. *IEEE Transactions on Control Systems Technology* pp. 352–362.
- Sebastien, Delprat, Guerra Thierry Marie, Paganelli Gino, LAuber Jimmy y Delhom Michel (2001). Control strategy optimization for an hybrid parallel powertrain. *Proceedings of the American Control Conference, Arlington, VA* pp. 1315–1320.