

## **TESIS DOCTORAL**

**Sandra Milena Castaño Sánchez**

# **CONTRIBUCIÓN AL ESTUDIO Y DESARROLLO DEL ACCIONAMIENTO ELÉCTRICO DE RELUCTANCIA CONMUTADA EN EL SISTEMA DE AIRE ACONDICIONADO EN AUTOMÓVILES A 42V**



UNIVERSITAT ROVIRA I VIRGILI

UNIVERSITAT ROVIRA I VIRGILI  
CONTRIBUCIÓN AL ESTUDIO Y DESARROLLO DEL ACCIONAMIENTO ELÉCTRICO DE RELUCTANCIA CONMUTADA  
EN EL SISTEMA DE AIRE ACONDICIONADO EN AUTOMÓVILES A 42V.  
Sandra Milena Castaño Sánchez  
ISBN:978-84-693-1535-4/DL:T-645-2010

**Sandra Milena Castaño Sánchez**

**CONTRIBUCIÓN AL ESTUDIO Y DESARROLLO DEL  
ACCIONAMIENTO ELÉCTRICO DE RELUCTANCIA  
CONMUTADA EN EL SISTEMA DE AIRE  
ACONDICIONADO EN AUTOMÓVILES A 42V**

**TESIS DOCTORAL**

Dirigida por el Dr. Javier Maixé Altés

Departamento de  
Ingeniería Electrónica, Eléctrica y Automática.



UNIVERSITAT ROVIRA I VIRGILI

Tarragona  
2010

UNIVERSITAT ROVIRA I VIRGILI  
CONTRIBUCIÓN AL ESTUDIO Y DESARROLLO DEL ACCIONAMIENTO ELÉCTRICO DE RELUCTANCIA CONMUTADA  
EN EL SISTEMA DE AIRE ACONDICIONADO EN AUTOMÓVILES A 42V.  
Sandra Milena Castaño Sánchez  
ISBN:978-84-693-1535-4/DL:T-645-2010



UNIVERSITAT  
ROVIRA I VIRGILI

ESCOLA TÈCNICA SUPERIOR D'ENGINYERIA  
DEPARTAMENT D'ENGINYERIA ELECTRÒNICA, ELÈCTRICA I AUTOMÀTICA

Avinguda dels Països Catalans, 26  
Campus sescelades  
43007 Tarragona  
Tel. (977) 55 96 10  
Fax (977) 55 96 05  
e-mail: secelec@etse.urv.es  
<http://www.etse.urv.es/DEEEA/>

Javier Maixé Altés, profesor titular del Departamento de Ingeniería Electrónica, Eléctrica y Automática de la Universidad Rovira i Virgili,

CERTIFICO:

Que el presente trabajo, titulado “Contribución al estudio y desarrollo del accionamiento eléctrico de reluctancia conmutada en el sistema de aire acondicionado en automóviles a 42V”, que presenta Sandra Milena Castaño Sánchez para la obtención del título de Doctor, ha sido realizado bajo mi dirección en el Departamento de Ingeniería Electrónica, Eléctrica y Automática de esta Universidad y que cumple los requisitos para poder optar a dicha mención.

Tarragona, 1 de Febrero de 2010

UNIVERSITAT ROVIRA I VIRGILI  
CONTRIBUCIÓN AL ESTUDIO Y DESARROLLO DEL ACCIONAMIENTO ELÉCTRICO DE RELUCTANCIA CONMUTADA  
EN EL SISTEMA DE AIRE ACONDICIONADO EN AUTOMÓVILES A 42V.  
Sandra Milena Castaño Sánchez  
ISBN:978-84-693-1535-4/DL:T-645-2010

*A todo aquel que cree, que no es posible.*

*A la memoria de mis Abuelos Paternos.*

*A la memoria de mi Abuela E. Montoya.*

En ese lugar tan maravilloso donde yo se que te encuentras,  
deseo que estés orgullosa de mí,  
por tus continuas oraciones y tus buenos propósitos,  
porque ahora han dado fruto.

UNIVERSITAT ROVIRA I VIRGILI  
CONTRIBUCIÓN AL ESTUDIO Y DESARROLLO DEL ACCIONAMIENTO ELÉCTRICO DE RELUCTANCIA CONMUTADA  
EN EL SISTEMA DE AIRE ACONDICIONADO EN AUTOMÓVILES A 42V.  
Sandra Milena Castaño Sánchez  
ISBN:978-84-693-1535-4/DL:T-645-2010



## AGRADECIMIENTOS

Deseo agradecer a mi tutor el *Dr. Javier Maixe* por su valioso consejo e inmensa paciencia en todo el proceso de desarrollo de esta tesis, por su soporte y continua guía incluyendo la espiritual y por toda la disposición de medios que me ha puesto para que finalmente haya terminado satisfactoriamente este trabajo. Nuevamente, le agradezco infinitamente a el y a todos aquellos que me dieron la oportunidad de realizar este Doctorado.

Agradezco de igual manera a los técnicos de laboratorio: *L. Albiol* y *X. Alsina*, por su asistencia técnica y el tiempo empleado en la puesta en marcha del proyecto, sus observaciones y apoyo técnico han sido de incalculable utilidad.

También considero primordial la ayuda prestada por el *Dr. Manel Valles*, por su consejo y ayuda bibliográfica en lo que refiere al modelado del sistema de aire acondicionado para el automóvil.

A mis íntimos amigos y a todas aquellas personas que me han brindado su apoyo anímico, para que todo esto llegara a feliz termino.

A mi abuelo y sus 108 años de sabiduría, a mis padres, mis hermanos, y a toda mi extensa familia les agradezco infinitamente porque a la distancia o sin ella me han apoyado, han sufrido y orado para que yo tuviera la motivación para terminar este camino. Por ultimo y expresándole toda mi mas sincera gratitud a mi esposo *José L. Prego*, amigo y compañero, quien si no el ha sufrido como yo, todo este agónico camino hacia el conocimiento. Gracias por tratar de hacerme entender “muy a su manera” la razón de todo esto.

A aquellas grandes personas que en su momento conocí y sin ellos saberlo me han motivado, enseñado o inspirado a hacer lo mejor. A algunos, el Señor se los ha llevado pronto, sin ellos muchas cosas no serian posibles hoy en día.

UNIVERSITAT ROVIRA I VIRGILI  
CONTRIBUCIÓN AL ESTUDIO Y DESARROLLO DEL ACCIONAMIENTO ELÉCTRICO DE RELUCTANCIA CONMUTADA  
EN EL SISTEMA DE AIRE ACONDICIONADO EN AUTOMÓVILES A 42V.  
Sandra Milena Castaño Sánchez  
ISBN:978-84-693-1535-4/DL:T-645-2010

## RESUMEN

A lo largo de la historia del automóvil ha habido una continua tendencia hacia el aumento de potencia sobre cada nuevo diseño de vehículos. De allí que en los últimos años se han establecido algunos cambios en lo que respecta al sistema eléctrico, entre ellos la adopción del sistema de tensión a 42V propuesto inicialmente por el MIT/ Industry Consortium on Advanced Automotive Electrical/Electronics Component and Systems.

Este consorcio, formado por los comités técnicos de las principales sociedades que agrupan a las distintas industrias del sector del automóvil hizo, hace algunos años, la previsión de elementos y tecnologías que de manera continuada se irían incorporando a los automóviles en los años venideros. Una de las previsiones iniciales fue la sustitución de los accionamientos mecánicos e hidráulicos de mayor potencia, por accionamientos totalmente eléctricos, como el generador y motor de arranque, los sistemas de inyección y de suspensión activa, los cuales hoy en día aun en fase de desarrollo, ya son aplicados a algunas gamas de vehículos. Sin embargo, la adopción del sistema de tensión a 42V ha variado en estos últimos años, por lo que las nuevas perspectivas futuras se concentran en las aplicaciones a vehículos eléctricos con niveles mayores de tensión o híbridos convencionales, y a la utilización de tensiones duales con el fin de operar algunas aplicaciones auxiliares a bajos niveles de tensión. A raíz de ello, la sustitución por accionamientos totalmente eléctricos sin escobillas operando a 42V, en los servicios auxiliares del automóvil, como son: aire acondicionado (compresor+ventilador), ventilador de refrigeración, bomba de agua, techo solar, limpia parabrisas y elevallas sigue siendo una opción interesante y practica.

Actualmente casi todas las aplicaciones en el vehículo usan exclusivamente motores DC con escobillas e imanes y accionamientos por polea; pero debido al cambio de tensión y al crecimiento de la potencia demandada, gran parte de las prestaciones que tenían estos motores deben de variar. Es por ello que los motores AC sin escobillas sean los más fuertes candidatos para sustituir a estos motores tradicionales, por presentar una mayor eficiencia y densidad de potencia, mejor disipación de calor y un incremento en la vida del motor, al no tener pérdidas debido al efecto de fricción de las escobillas. La bibliografía más reciente sobre accionamientos motores, para las nuevas arquitecturas eléctricas de alimentación de vehículos, indican que los motores de reluctancia conmutada (SRM) y sin escobillas DC (BLDC) son los candidatos más factibles para sustituir a los accionamientos DC en los futuros automóviles, en lo que se refiere a las aplicaciones en los servicios auxiliares.

El motor del compresor para el sistema de aire acondicionado, además de su continuidad de uso, representa una de las mayores cargas auxiliares del automóvil (1-3 kW). Por este motivo tiene una influencia importante en el balance energético del automóvil, y su operación a 42V es relevante haciéndolo interesante a la industria automotriz.

La presente tesis pretende evaluar el uso del motor SRM 8/6 para operar el compresor del sistema de aire acondicionado de un automóvil, alimentado por un bus de continua de 42V. Para ello, se realiza un estudio del mismo, que abarca la parametrización, el diseño físico, el modelado, la estrategia de control y su comparación con otras alternativas. El objetivo es verificar la ejecución del motor con respecto a la aplicación, y las circunstancias por las que se pueden obtener los mejores resultados en todos aquellos parámetros que constituyen los criterios prioritarios para su desarrollo.

Para tal efecto, se utilizó un modelo simplificado del compresor y del sistema de aire acondicionado A/C con la finalidad de entender la ejecución del compresor cuando es participe

del ciclo de refrigeración dentro de un sistema de aire acondicionado. Esto permite crear un escenario “real” de trabajo basado en *Matlab-Simulink*. Se complementa lo anterior con la ayuda de resultados experimentales procedentes de modelos comerciales de equipos de A/C.

El diseño del SRM y su accionamiento operando a baja tensión es acorde a un conjunto de criterios y directrices resultantes de la aplicación. Esto implica tener en cuenta los efectos de saturación magnética del material, dado que las corrientes por fase pueden alcanzar valores de hasta 65A y a esos márgenes no es posible trabajar con la característica lineal de la maquina. Estas no linealidades de la maquina pueden ser tomadas en cuenta con un apropiado modelado de la característica no lineal flujo-corriente-posición del rotor ( $\phi-i-\theta$ ) y del par electromagnético a la salida ( $T-i-\theta$ ), para lo cual se recurrirá a las herramientas de diseño de maquinas eléctricas. Para el diseño físico y su estudio electromagnético se realizan simulaciones con ayuda de los paquetes de simulación *RMxpert-Maxwell2D* de *Ansoft* basados en el análisis de elementos finitos y para la evaluación del comportamiento del motor y desarrollo del control, el paquete de simulación *Matlab-Simulink*.

En lo que respecta al tipo de control se procede a la ejecución de un control de par-velocidad, cuando este es operado a 42V en un rango amplio de velocidad, para un prototipo previamente desarrollado. El método esta basado en la idea simple de establecer un correcto ajuste de los ángulos de encendido y apagado del accionamiento, con el propósito de mejorar la generación del par promedio, mientras los valores de eficiencia del motor sean competitivos con aquellos accionamientos que utilizan motores sin escobillas *DC*.

A continuación, se establece el control general del accionamiento-motor *SRM* y su carga basado en un sistema difuso el cual realiza un control autónomo de la temperatura dentro de la cabina del automóvil a partir de la relación entre la temperatura ambiente exterior, la temperatura de consigna dada por el usuario y el COP desarrollado por el sistema. Después de quedar registrada la simulación total con la incorporación del accionamiento SRM-control y carga, se procede a su validación práctica. Aunque en la medida de lo posible se deseó la implementación del prototipo óptimo diseñado, al final y de manera previamente contemplada se hizo la sustitución del mismo por un modelo comercial de cercanas prestaciones, para su posterior evaluación ante diversos puntos de operación de la carga.

## LISTA DE ABREVIATURAS

- $a_c, a_{c_{min}}$  : Área estándar y mínima del conductor, respectivamente.  
 $A_e$  : Área de envoltura del rotor.  
 $A_g$  : Área establecida por el entrehierro y la longitud axial del motor.  
 $A_i, A_o, A$  : Área de contacto para el fluido en el interior, exterior y dentro de la pared de la cabina respectivamente. La misma notación se incluye en la superficie interior y exterior del tubo del IC.  
 $A_r, A_s$  : Área del polo del rotor y del estator, respectivamente  
 $A_{rc}$  : Área del yugo del rotor.  
 $A_y$  : Área del yugo del estator.  
 $B$  : Densidad de flujo magnético general  
 $B_g$  : Densidad de flujo en el entrehierro.  
 $BLDC$  : Motor sin escobillas DC  
 $B_m$  : Coeficiente de fricción viscosa.  
 $B_{max}, B_{sat}$  : Densidad de flujo magnético general, máximo y de saturación, respectivamente.  
 $B_r, B_s$  : Densidad de flujo en el polo del rotor y del estator, respectivamente.  
 $C$  : Espesor del yugo del estator.  
 $C_g$  : Capacidad calorífica,  $J/^\circ K \cdot g$   
 $Cl, Cl_{min}$  : Espacio de separación y mínimo entre devanados de dos fases adyacentes, respectivamente.  
 $COP$  : Coeficiente de operación (*Coefficient of Performance*)  
 $Cp_a, Cp_r$  : Calor específico del aire y del refrigerante, respectivamente, en  $J/kg \cdot ^\circ C$   
 $C_w$  : Calor específico en la pared de la cabina.  
 $d_{comp}$  : cilindrada del compresor,  $cm^3$   
 $d_w$  : Diámetro estándar del conductor.  
 $d_{xw}$  : Espesor de la pared de la cabina,  $m$   
 $D$  : Diámetro exterior del rotor.  
 $D_{eje}$  : Diámetro del eje del motor.  
 $Dens_{cu}$  : Densidad del cobre  
 $Dens_{si}$  : Densidad del acero al silicio empleado.  
 $D_i, D_o$  : Diámetro interior y exterior del tubo del IC, respectivamente.  
 $D_o, D_{o_{max}}$  : Diámetro exterior y exterior máximo del estator.  
 $dT/dx$  : Gradiente de temperatura.  
 $dTc_{in}/dt, dT_w/dt$  : Diferencial de temperatura en el interior de la cabina y de la pared, respectivamente.  
 $f_{fill}$  : "fill factor" o factor de ajuste del devanado.  
 $F$  : Factor de corrección para el intercambiador de calor.  
 $FEA$  : Análisis de elementos finitos  
 $FEM$  : Fuerza electromotriz.  
 $FMM$  : Fuerza magnetomotriz  
 $g$  : Entrehierro entre estator y rotor del SRM.  
 $h_2, h_1$  : Valor de las entalpías a la salida y entrada del compresor en  $kJ/kg$ .  
 $h_2'$  : Entalpía específica de descarga isentrópica,  $kJ/kg$ .  
 $h_3, h_4$  : Entalpía a la salida del condensador y a la entrada del evaporador respectivamente.  
 $h_{br}$  : Longitud de seguridad entre el devanado y el rotor.  
 $h_{cf}$  : Coeficiente de convección,  $W/m^2 \cdot ^\circ K$   
 $h_i, h_o$  : Coeficiente de transferencia de calor inducido por convección sobre la pared interior y exterior del tubo del IC respectivamente,  $W/m^2 K$ .  
 $h_r, h_s$  : Altura del polo del rotor y del estator, respectivamente.  
 $h_w$  : Máxima altura del devanado del estator en la ventana.  
 $H$  : Intensidad del campo magnético, de manera general.  
 $Ha_i, Ha_f$  : Humedad absoluta del aire a la entrada y salida del IC,  $kg$  de agua por  $kg$  de aire seco  
 $H_s, H_r, H_y, H_{rc}, H_g$  : Intensidad del campo magnético en los polos del estator, del rotor, en los yugos del estator y del rotor y del entrehierro, respectivamente.  
 $i$  : Valor de corriente en un instante determinado.  
 $i_o$  : Valor de corriente en el instante inicial.  
 $IC$  : Intercambiador de calor.

- $I_{ph\_max}$  : Corriente de fase máxima.  
 $I_{ref}$  : Corriente de referencia utilizada en el esquema de control por Histéresis.  
 $I_{sat}$  : Corriente de saturación.  
 $J$  : Momento de inercia  
 $J$  : Densidad de corriente para cada conductor a la temperatura de operación.  
 $J_{rms}$  : Densidad de corriente eficaz en el devanado.  
 $k$  : Coeficiente de conducción termal,  $W/m.K$   
 $k$  : Constante de parametrización empírica, para el dimensionado del par en el motor SRM.  
 $k_L$  : Relación de solapamiento de la inductancia en un motor SRM  
 $k_r, k_a$  : Coeficiente de conductividad térmica del refrigerante y del aire respectivamente,  $W/m.K$   
 $K_{ripple}$  : Factor de rizado de par.  
 $l$  : Camino magnético promedio de la sección.  
 $l_m$  : longitud promedio de una vuelta del devanado.  
 $l_s, l_r, l_y, l_{rc}, l_g$  : Longitud del camino magnético en el estator, rotor, los yugos del estator, del rotor y del entrehierro, respectivamente.  
 $L$  : Calor latente de evaporación del agua, en  $J/kg$   
 $L$  : longitud total del intercambiador.  
 $L$  : Longitud axial de la maquina.  
 $L_{nsat}, L_{max}$  : Inductancia no saturada de polos alineados.  
 $L_{sat}$  : Inductancia saturada de polos alineados.  
 $L_{tub}$  : Longitud por cada tubo de un circuito para el IC.  
 $L_u, L_{min}$  : Inductancia de polos no alineados en el SRM.  
 $m_a$  : Caudal masico de aire que atraviesa el evaporador,  $kg/s$ .  
 $\dot{m}_r$  : Flujo másico refrigerante, en  $kg/s$ .  
 $\dot{m}_3, \dot{m}_4$  : Flujo masico refrigerante a la entrada y salida de la válvula de expansión.  
 $m_{tub}$  : Caudal masico refrigerante que circula por cada tubo,  $kg/s$ .  
 $M$  : Numero de circuitos del intercambiador de tubos y aletas.  
 $MC$  : Equivalente del calor especifico del aire en el interior y en la pared de la cabina  
 $M_w$  : Masa equivalente a partir de la composición de la estructura de la pared.  
 $n$  : Factor de proporcionalidad, relacionado al tamaño de la cabina y espesor de la pared.  
 $N$  : Numero de tubos por circuito del intercambiador de tubos y aletas  
 $N_{LV}, N_{LH}$  : Numero de capas transversales y horizontales del devanado, respectivamente.  
 $N_{ocup}$  : Numero de ocupantes en el interior de la cabina.  
 $N_{ph}$  : Numero de fases del motor SRM  
 $N_r, N_s$  : Numero de polos del rotor y del estator, respectivamente.  
 $N_{rep}$  : Numero de repeticiones.  
 $P_{ave}$  : Potencia promedio establecida por el SRM.  
 $P_c, P_{comp}$  : Potencia demandada por el compresor,  $kW$ .  
 $P_d/P_s$  : Relación de presiones a la salida y a la entrada del compresor.  
 $Peso_{cu}$  : Peso total del cobre empleado en el motor,  $kg$ .  
 $Peso_{eje}$  : Peso del eje,  $kg$ .  
 $Peso_{neto}$  : Peso total del cobre y del acero empleado en la fabricación del motor,  $kg$ .  
 $Peso_{polo\_estator}, Peso_{polo\_rotor}$  : Peso del polo del estator y rotor respectivamente,  $kg$ .  
 $Peso_{total\_estator}, Peso_{total\_rotor}$  : Peso total del estator y rotor respectivamente,  $kg$ .  
 $Peso_{yugo\_estator}, Peso_{yugo\_rotor}$  : Peso del yugo del estator y rotor respectivamente,  $kg$ .  
 $PI$  : Control proporcional integral.  
 $P_{net\_cab}$  = Potencia neta de la cabina.  
 $P_r$  : Numero de  $Prant$ .  
 $P_{rated}$  : Potencia nominal establecido por el SRM  
 $P_{tot}$  : Potencia demandada por el compresor para motor/accionamiento manejado por polea.  
 $q$  : Energía calorífica de una sustancia.  
 $\dot{q}$  : Índice de transferencia de calor en un intercambiador  
 $Q_c$  : Calor transmitido por conveccion.  
 $Q_{cab}$  : Transferencia de calor entre el aire que entra y sale de la cabina. Referido a la potencia de refrigeración de la cabina.  
 $Q_{cab\_in}, Q_{cab\_out}$  : Transferencia de calor en terminales del intercambiador.

$Q_{c,i}$ ,  $Q_{c,o}$ : Transferencia de calor debida a la convección en la pared interior y exterior de la cabina respectivamente.

$Q_{con,i}$ : Transferencia de calor debida a la conducción dentro de la pared de la cabina

$Q_{diss}$ : Disipación de calor desde el interior al exterior, debida a la conducción, convección o radiación.

$Q_{evap}$ : Potencia frigorífica del IC

$\dot{Q}_{in}$ : Capacidad de refrigeración, en kW.

$Q_k$ : Calor transmitido por conducción.

$\dot{Q}_{out}$ : El cambio de transferencia de calor del refrigerante.

$Q_r$ : Energía radiante, W

$Qr$ : Relación de energías.

$Q_{r,i}$ : Radiación neta de flujo de calor en el interior y la pared de la cabina.

$Q_{r,o}$ : Radiación correspondiente entre el exterior y la pared de la cabina.

$Q_{room}$ : Disipación de calor debida a las luces, personas o equipamiento dentro de la cabina.

$Q_w$ : Incremento de calor en las paredes de la cabina.

$Q_{\Delta cab}$ : Incremento de calor en el interior de la cabina.

$r_T$ : Resistencia para semiconductores.

$R$ : Resistencia de fase del SRM.

$R_c$ : Resistencia térmica, para la obtención del calor por convección.

$Re_D$ : Numero de *Reynolds*.

$R_{eq}$ : Resistencia térmica de la pared del IC

$R_{eq cab}$ : Resistencia térmica total de las diferentes capas de material dentro de las paredes de la cabina.

$SRM$ : Motor de reluctancia autoconmutada

$t_r$ ,  $t_s$ : Ancho del polo del rotor y del estator, respectivamente.

$T_{ave}$ : Par promedio establecido por el SRM

$T_C$ ,  $T_H$ : Temperatura en la región fría y calida del ciclo de vapor compresión, respectivamente.

$T_{Cin}$ ,  $T_{Cout}$ : Temperatura del aire en la cabina antes y después de pasar por el IC, respectivamente.

$T_{cond}$ : Temperatura del condensador.

$T_{comp}$ : Par del compresor, N.m

$T_{Cout}$ : Temperatura asociada a la temperatura a la salida de la cabina.

$T_{Cout}$ ,  $T_{Cin}$ : Temperatura del flujo frio/refrigerado a la salida y entrada del IC, respectivamente.

$T_e$ : Par instantáneo equivalente total.

$T_{ej}$ : Para generado en cada fase.

$T_{evap}$ : Temperatura del evaporador.

$T_{ext}$ : Temperatura ambiente.

$T_f$ : Temperatura del fluido sin perturbación, °K

$T_b$ ,  $T_j$ : Temperatura del aire a la entrada y salida del haz de tubos del intercambiador respectivamente, °C

$T_{h out}$ ,  $T_{h in}$ : Temperatura del flujo calido a la salida y entrada del IC, respectivamente.

$T_{inst}$ : Par instantáneo establecido por el SRM.

$T_L$ : Par de carga.

$T_p$ ,  $T_{pf}$ : Numero de espiras por polo y de espiras por fase, respectivamente.

$T_{ph}$ : Par por fase, N.m.

$T_r$ : Periodo o zona de operación para una fase del SRM, correspondiente a  $2\pi/N_r$ .

$T_{rated}$ : Par nominal establecido por el SRM

$T_s$ : Temperatura de la superficie, °K

$T_{sh}$ ,  $T_{sc}$ : Temperatura de sobrecalentamiento y subenfriamiento, en referencia al ciclo vapor-compresión.

$U$ : Coeficiente global de transferencia de calor en  $W/m^2K$ .

$v_T$ : Tensión umbral para semiconductores.

$VA$ : Volt-Amperio

$V_{DC}$ : Valor nominal de la tensión DC en terminales del accionamiento, V.

$W_{aligned}$ ,  $W_{unaligned}$ : Valor de coenergía desde la posición de polos alineados y no alineados respectivamente.

$\dot{W}_c$ : Trabajo hecho por el compresor, en kJ/s

$W_c$ : Coenergía.

$W_f$ : Energía de campo almacenada.

$W_M$ : Trabajo mecánico.

$W_w$ : Ancho del devanado.

$y_r$ ,  $y_s$ : Yugo del rotor y del estator, respectivamente.

### Letras griegas:

$\alpha$  : Fracción de alineación de polos.  
 $\beta_r, \beta_s$  : Arco del polo del rotor y del estator, respectivamente.  
 $\varepsilon$  : Emisividad de la superficie del cuerpo.  
 $\eta_{belt}, \eta_{gen}, \eta_{mot}$  : Eficiencia del accionamiento manejado por polea, del alternador y su motor.  
 $\eta_{vol}, \eta_{is}, \eta_{mec}$  : Eficiencias volumétrica, isentrópica y mecánica respectivamente  
 $\eta_{evap}$  : Eficiencia del evaporador.  
 $\Delta I$  : Delta de histéresis, para el control de corriente por Histéresis  
 $\Delta t_{im}$  : Diferencia de temperatura promedio entre fluidos o entre dos puntos del intercambiador.  
 $\Delta t_{Im,CF}, \Delta t_{Im,CF}$  : Diferencia de temperaturas promedio entre fluidos del IC de tubos concéntricos en configuración flujo paralelo y contra flujo, respectivamente.  
 $\theta$  : Posición del rotor.  
 $\theta_d, \theta_q$  : Posición angular “dwell” o de diferencia entre el ángulo de encendido y apagado; posición a corriente cero del estator después de la conmutación del accionamiento.  
 $\theta_f$  : Angulo correspondiente a la caída de la corriente desde el momento del apagado del accionamiento.  
 $\theta_{on}, \theta_{off}$  : Ángulos de encendido y apagado de los interruptores del accionamiento.  
 $\theta_s$  : Posición angular de desplazamiento de dos fases contiguas.  
 $\rho_{cu}$  : Resistividad del cobre  
 $\rho_s$  : Densidad en la presión de succión en kg/m<sup>3</sup>  
 $\sigma$  : Constante de Stefan-Boltzman  
 $\tau_{fall}$  : Instante que toma lugar desde el apagado del accionamiento hasta cuando la corriente se establece en su valor cero, s.  
 $\tau_{rise}$  : Instante que toma lugar desde el encendido del accionamiento hasta el valor máximo de corriente, s.  
 $v$  : Tensión en los terminales de una fase del motor SRM  
 $\phi, \phi_{ph}$  : Flujo magnético general y flujo magnético por fase.  
 $\phi_0$  : Enlace de flujo magnético inicial.  
 $\phi_s, \phi_y$  : Flujo en el polo y en el yugo del estator, respectivamente.  
 $\omega, \omega_r$  : Velocidad nominal de operación del rotor .  
 $\omega_b, \omega_c$  : Velocidad base y crítica en la operación del motor SRM  
 $\omega_{comp}$  : Velocidad de rotación del compresor.  
 $\mu_a, \mu$  : Permeabilidad del vacío y del material, respectivamente.  
 $\tilde{J}$  : Numero de Ampere-vueltas requeridos en la operación a plena carga.  
 $\mathcal{R}$  : Reluctancia general.  
 $\mathcal{R}_s, \mathcal{R}_r, \mathcal{R}_y, \mathcal{R}_{rc}, \mathcal{R}_g$  : Reluctancia en el estator, del rotor, en los yugos del estator y del rotor y en el entrehierro, respectivamente.

### Indicadores:

$QI, DI$  : Indicación de semiconductor y diodo utilizado en la topología convertidor de transistor compartido.  
 $Q_D, L_D, C_D$  : Indicación de semiconductor, inductancia y condensador utilizado en la topología convertidor “C-Dump”



## ÍNDICE DE FIGURAS

### Capítulo I

- Figura 1.1 Características de las diferentes topologías de motores cuando la tensión de alimentación es de 12V y 42V
- Figura 1.2 Proyección de los motores eléctricos para accionamientos control-velocidad en los últimos años
- Figura 1.3 Configuración del control para accionamientos SRM enfocado a esta aplicación.

### Capítulo II

- Figura 2.1 Ciclo de refrigeración de vapor compresión
- Figura 2.2 Diagrama p-h del refrigerante R134a, para la representación del ciclo vapor-compresión, para el modo de operación del compresor
- Figura 2.3 Diagrama de presión/entalpía, con ciclo de vapor compresión. La línea roja y azul corresponden al caso estándar y práctico respectivamente.
- Figura 2.4 Compresor de cilindrada variable y válvula de regulación.
- Figura 2.5 Modelo general del diagrama de flujo de carga para el compresor
- Figura 2.6 Evaporador de placas.
- Figura 2.7 Evaporador de tubos y aletas
- Figura 2.8 Intercambiadores de calor de tubos concéntricos. (a) Configuración flujo paralelo, (b) Configuración a contra flujo
- Figura 2.9 Modelo general del diagrama de flujo de carga para el evaporador
- Figura 2.10 Composición de las paredes en la cabina. Circuito eléctrico análogo, conexión serie-paralelo.
- Figura 2.11 Diagrama de bloques del procedimiento general de un sistema A/C
- Figura 2.12 Vista del modelo para un compresor. a) Modelo de caja negra. b) Vista interior con sus entradas y salidas.
- Figura 2.13 Curvas experimentales tomadas de [21] de las eficiencias volumétrica e isentrópica del compresor para varias relaciones de presión ( $P_d/P_s$ ), en un compresor con 162.2 cc de cilindrada.
- Figura 2.14 Curvas tomadas con un software comercial de las eficiencias volumétrica e isentrópica del compresor para varias relaciones de presión ( $P_d/P_s$ ) y de cilindrada.
- Figura 2.15 Vista del modelo para el control de sistema A/C. a) Modelo de caja negra. b) Vista interior con sus entradas y salidas basadas en el conjunto de ecuaciones de la sección 2.3.2.
- Figura 2.16 Vista del modelo para el control de sistema A/C. a) Modelo de caja negra. b) Vista interior con sus entradas y salidas.
- Figura 2.17 Vista del modelo de la cabina del automóvil
- Figura 2.18 Vista del modelo de la ecuación de conservación de la energía en la cabina
- Figura 2.19 Vista del modelo completo del sistema de aire acondicionado.
- Figura 2.20 Curvas de la temperatura interna de la cabina cuando  $T_{ext}=30^{\circ}\text{C}$ ,  $\eta_{mec}=85\%$ , cilindrada 112.5 cm<sup>3</sup> y  $P_d=13$  Bar (a) Con cambios del flujo másico de aire, con velocidad del compresor constante en 3000 RPM. (b) Con cambios en la velocidad rotacional del compresor, con flujo masico de aire constante de 400kg/h.
- Figura 2.21 Mínima temperatura alcanzada en la cabina ante variaciones en el flujo masico de aire y en la velocidad del compresor, cuando  $T_{ext}=30^{\circ}\text{C}$ ,  $\eta_{mec}=85\%$ , cilindrada 112.5 cm<sup>3</sup> y  $P_d=15$  Bar
- Figura 2.22 Curvas de la temperatura interna de la cabina cuando  $T_{ext}=30^{\circ}\text{C}$ ,  $\eta_{mec}=85\%$ , cilindrada 112.5 cm<sup>3</sup>. (a) Con cambios en la temperatura del condensador, con velocidad del compresor constante en 3000 RPM y flujo masico de aire de 400kg/h. (b) una vista de la variación de  $P_d/P_s$  ante cambios en la temperatura del condensador.
- Figura 2.23. Curvas de (a) La variación del coeficiente operacional y (b) La capacidad del compresor cuando  $T_{ext}=30^{\circ}\text{C}$ ,  $\eta_{mec}=85\%$ , cilindrada 112.5cm<sup>3</sup>,  $P_d=13$  Bar, ante cambios en la velocidad rotacional del compresor cuando el flujo másico de aire es constante de 400kg/h.

- Figura 2.24 Curva del coeficiente de operación cuando  $T_{ext}=30^{\circ}\text{C}$ ,  $\eta_{mec}=85\%$  con velocidad rotacional del compresor de 3000 RPM ante cambios en el flujo masico de aire y su ejecución ante un tiempo de operación determinado.
- Figura 2.25 Curvas de el coeficiente de operación - COP cuando  $T_{ext}=30^{\circ}\text{C}$ ,  $\eta_{mec}=85\%$ , velocidad del compresor constante en 3000 RPM. (a) Con cambios en la presión de descarga, (b) Con cambios en la resistencia termal de la cabina y  $P_d = 15$  Bar
- Figura 2.26 Curva de par del compresor cuando  $T_{ext} = 30^{\circ}\text{C}$ ,  $\eta_{mec} = 85\%$ , cilindrada = 112.5 cc. Flujo másico de aire constante de 400kg/h (a) ante cambios en la velocidad rotacional del compresor y  $P_d = 13$  Bar, (b) ante cambios en la presión de descarga, con velocidad rotacional constante = 3000rpm
- Figura 2.27 Curvas de el par del compresor cuando  $T_{ext}=30^{\circ}\text{C}$ ,  $\eta_{mec}=85\%$ , velocidad del compresor constante en 3000 RPM, cilindrada=112.5 cc y  $P_d= 13$  Bar. (a) ante cambios en el flujo másico de aire con velocidad rotacional del compresor constante. (b) ante cambios en la resistencia termal de la cabina
- Figura 2.28. Curvas de la dinámica del sistema A/C cuando  $T_{ext}=30^{\circ}\text{C}$ ,  $\eta_{mec}=85\%$ , con el calendario de eventos de la Tabla 2.9. (a)  $T_{cond}=49.46^{\circ}\text{C}$  ( $P_d= 13$  Bar), cilindrada del compresor =112.5 cm<sup>3</sup>. (b)  $T_{cond}=55.2^{\circ}\text{C}$  ( $P_d= 15$  Bar), cilindrada del compresor =162.2cm<sup>3</sup>

### Capítulo III

- Figura 3.1 Un SRM 6/4 con sus tres fases “a”, “b”, y “c”. Cambio periódico de los polos en la fase “a” a la fase “c”
- Figura 3.2 Inductancia ideal vs. Posición del rotor para una corriente constante.
- Figura 3.3 Definición de coenergía, energía de campo y trabajo mecánico.
- Figura 3.4 Convertidor clásico de 2-interruptores/fase para un SRM 8/6- 4fases
- Figura 3.5 Convertidor de transistor compartido para un SRM 3-fases
- Figura 3.6 Topologías de convertidor C-Dump a) C-Dump convencional, b) C-Dump Energy-efficient para un SRM 4-fases
- Figura 3.7 Topologías de convertidores bipolares para SRM a 4-fases
- Figura 3.8 Característica corriente-voltaje del accionamiento de interrupción en su estado de encendido.
- Figura 3.9 Limites de manejo de los ángulos de encendido y apagado para cualquier fase en un motor SRM
- Figura 3.10 Algoritmo del control de corriente por Histéresis.
- Figura 3.11 Forma de corriente en cada fase utilizando el control por Histéresis.
- Figura 3.12 Característica de la curva de enlace de flujo vs corriente a varias posiciones del rotor, incluye las posiciones alineada y no alineada de los polos del rotor y el estator para un motor 8/6- 4ph
- Figura 3.13 Modelo dinámico del SRM + control de corriente por Hysteresis para una sola fase del SRM (Fase A mostrada)
- Figura 3.14 Modelo dinámico completo de un SRM 4 fases utilizando Matlab-Simulink
- Figura 3.15 Resultados del modelo no- lineal para un SRM 8/6,  $I_{ref}=30\text{A}$ ,  $\theta_{on}=0^{\circ}$ ,  $\theta_{off}=25^{\circ}\text{mec}$ . a) Curvas de corriente y de par para la fase A. b) Curvas del enlace de flujo por fase y del esquema de coenergía.
- Figura 3.16 Característica par-velocidad y diferentes regiones de trabajo para un accionamiento SRM.
- Figura 3.17 Resultados de las corrientes, par y flujo magnético en cada fase para varios estados de la característica par velocidad de un SRM 8/6 modelado linealmente, a) curvas a par constante, b) curvas a potencia constante y c) curvas en el modo de alta velocidad

### Capítulo IV

- Figura 4.1 Influencia del numero de fases y el ángulo “stroke” (grados eléctricos) sobre el rizado del par
- Figura 4.2 Influencia del numero de fases con respecto a la relación de solapamiento de inductancias,  $K_L$
- Figura 4.3 a) Esquema de un SRM de 4 fases. b) Sección de corte de un 8/6 SRM
- Figura 4.4 a) Curvas del Enlace de flujo vs. Corriente por fase b) Curvas de par vs. velocidad del rotor en función del entrehierro
- Figura 4.5 Influencia de  $A_e$  sobre el par y la velocidad del rotor.
- Figura 4.6 Variación de las curvas de enlace de flujo vs. corriente de operación ante la variación del número de espiras en el polo del estator  $T_p$  en las posiciones del rotor y estator alineada y no alineada.

- Figura 4.7 Influencia de  $T_p$  sobre el par y la velocidad del rotor.
- Figura 4.8 Influencia de  $T_p$  sobre la eficiencia del motor.
- Figura 4.9 Influencia de  $T_p$  y la laminación sobre la eficiencia
- Figura 4.10 Influencia de  $D/D_o$  sobre la potencia de salida del motor.
- Figura 4.11 Diagrama de flujo del programa SRM CAD
- Figura 4.12 Característica BH material magnético M19-24G
- Figura 4.13 Curvas de los caminos magnéticos promedio para varias secciones en un motor SRM
- Figura 4.14 Circuito magnético del SRM
- Figura 4.15 Descripción de la ventana para el diseño del SRM
- Figura 4.16 Descripción de la aproximación dada por [4,9,23,24] para el cálculo de las curvas de enlace de flujo
- Figura 4.17 Curvas de flujo magnético del diseño prototipo mostrando la circulación del flujo magnético: cuando los polos de rotor y estator se encuentran alineados y desalineados. (b) cuando los polos de rotor y estator se encuentran en posiciones intermedias de alineación.
- Figura 4.18 Comparación de las curvas de enlace de flujo utilizando el modelo analítico CAD (--) y el software de simulación RMXprt-Ansoft (-)
- Figura 4.19 Comparación de las inductancias en la posición alineada y no-alineada por medio de CAD y del software comercial. (a) Ante la variación de la posición del rotor cuando la corriente de operación es menor a la de saturación,  $I_{sat}$ . Valor de las inductancias en las posiciones alineadas y no alineadas utilizando el programa CAD para SRM en relación al valor de la corriente.
- Figura 4.20 Evaluación de las corrientes por fase (a) utilizando el modelo analítico CAD (--) y el software comercial de elementos finitos (-) para el modelo de diseño prototipo. (b) utilizando el modelo analítico CAD, en una vista general con todas las fases.
- Figura 4.21 (a) Característica del par por fase vs. posición del rotor para el diseño SRM CAD. (b) Par total desarrollado y su comparación con el par promedio.
- Figura 4.22 Característica de par y eficiencia en función de la velocidad del rotor realizado con ayuda del software RMXprt-Maxwell Ansoft.
- Figura 4.23 Modelo No-lineal de SRM: a) Tablas “look-up” flujo-posición-corriente. b) Tablas “look-up” par-posición-corriente, utilizando datos de simulación por elementos finitos.

## Capítulo V

- Figura 5.1 (a) Algoritmo del convertidor para ángulos de encendido positivos y tensión a la salida del convertidor al aplicar el algoritmo. (b) Algoritmo del convertidor para ángulos de encendido negativos y tensión a la salida del convertidor al aplicar el algoritmo.
- Figura 5.2 Relación corriente-enlace de flujo para los ángulos de conmutación del accionamiento  $\theta_{on}=31^\circ\text{elec.}$ ;  $\theta_{off}=124^\circ\text{elec.}$ ,  $I_{ref}=62.5A$ ,  $\Delta I=2.5A$  con *Matlab-Simulink*
- Figura 5.3 Características de operación del SRM 8/6, estimada con ayuda del *Matlab-Simulink* y *RMxpirt-Maxwell*, para los ángulos de conmutación del accionamiento  $\theta_{on}=31^\circ\text{elec.}$ ,  $\theta_{off}=124^\circ\text{elec.}$  (a) Tensión de fase. (b) Corriente de fase. (c) Flujo magnético por fase.
- Figura 5.4 Característica de operación del par total para un accionamiento-SRM 8/6 con ángulos de conmutación  $\theta_{on}=31^\circ\text{elec.}$ ,  $\theta_{off}=124^\circ\text{elec.}$ , para una velocidad de operación alrededor de los 4300rpm utilizando *Matlab-Simulink*
- Figura 5.5 Estimación de los ángulos de conmutación. (a) Para el ángulo de encendido. (b) Para el ángulo de apagado del convertidor.
- Figura 5.6 (a) Modelo esquemático del control de par. (b) Formas de obtención de los ángulos de disparo del accionamiento.
- Figura 5.7 Modelo dinámico completo del accionamiento SRM 8/6 operando a 42V incluyendo el control de par y la obtención de los ángulos de encendido y apagado del convertidor realizado en *Matlab-Simulink*.
- Figura 5.8 Característica de ejecución del par para una corriente de operación constante,  $I_{ref}=57.5A$  para dos velocidades de operación del rotor (a)  $\omega = 3847$  rpm, (b)  $\omega = 7675$  rpm.
- Figura 5.9 Ejecución óptima del ángulo de apagado vs. Corriente de referencia en un rango amplio de velocidad.
- Figura 5.10 Óptimos ángulos de encendido y apagado del convertidor para la obtención del máximo par por amperio vs. velocidad del rotor, para una corriente de operación,  $I_{ref} = 62.5A$

- Figura 5.11 Comparativa de la velocidad del rotor vs. tiempo de operación, para ángulos de conmutación fijos y variables del convertidor y una corriente de operación  $I_{ref}=62.5A$ . Operación con carga,  $T_L=3.1N.m$
- Figura 5.12 Desarrollo del accionamiento SRM alrededor de una velocidad de 4100rpm, operación con carga e  $I_{ref}=62.5A$ . (a) Estrategia de conmutación con ángulos fijos. (b) Estrategia de conmutación con ángulos variables.
- Figura 5.13 Ajuste de los ángulos de conmutación del accionamiento SRM cuando la corriente de referencia se reduce de 62.5A a 42.5A y la operación con carga es alrededor de los 3.1N.m. (a) Desempeño general del controlador (b) Ejecución de las curvas al transitorio para  $t=1.0$
- Figura 5.14 Modelo completo de simulación dinámica del accionamiento SRM con control de velocidad. (a) Modelo esquemático por fase. (b) Utilizando *Matlab-Simulink* incluyendo modulo de estimación de eficiencia.
- Figura 5.15 Diagrama de bloques del lazo de control de velocidad.
- Figura 5.16 Desarrollo general del control de par-velocidad cuando la referencia de corriente se ve incrementada desde los 4000rpm a los 5000rpm y el par de carga es constante alrededor de los 2.5N.m
- Figura 5.17 Desarrollo general del control de par-velocidad cuando el par de carga se incrementa desde los 2.5Nm a los 3.0Nm y la velocidad de referencia es de 4000rpm.
- Figura 5.18 Avance de la eficiencia y del par de carga en un rango amplio de velocidad y detalle de la eficiencia tomado de la figura anterior.
- Figura 5.19 Rizado del par vs. Par de carga en un rango amplio de velocidad.
- Figura 5.20 Vista general del par total vs. velocidad de operación. Comparativa entre ángulos de conmutación del accionamiento fijos y variables,  $I_{ref}=62.5A$ .
- Figura 5.21 Curvas de fabricante de compresores, donde se establece la relación entre la diferencia de presiones del compresor, la velocidad del compresor y su efecto en el aumento de la potencia.
- Figura 5.22 Curvas de operación del sistema HVAC en relación a la velocidad rotacional del compresor y la temperatura mínima esperada en cabina ante variaciones discretas del flujo masico de aire y la temperatura exterior.
- Figura 5.23 Modelo completo de un sistema que describe el modelo del sistema de aire acondicionado automotriz y el bloque correspondiente al motor SRM 8/6 control de par y de velocidad.
- Figura 5.24 Ejecución del control de temperatura de la cabina ante cambios en la temperatura de consigna.  $T_{ext}=35^{\circ}C$ ,  $P_d=13Bar$ ,  $\eta_{mec}=75\%$ , cilindrada  $112.5cm^3$ ,  $R_{eq}=300^{\circ}K/W$ . (a) Evento A. (b) Evento B.
- Figura 5.25 Comportamiento de la velocidad y el par en el eje del compresor, y la temperatura del evaporador ante cambios en la temperatura de consigna.  $T_{ext}=35^{\circ}C$ ,  $P_d=13Bar$ ,  $\eta_{mec}=75\%$ , cilindrada  $112.5cm^3$ ,  $R_{eq}=300^{\circ}K/W$ . (a) Evento A. (b) Evento B.
- Figura 5.26 Comportamiento del par en el eje del compresor y en el accionamiento SRM.  $T_{ext}=35^{\circ}C$ ,  $P_d=13Bar$ ,  $\eta_{mec}=75\%$ , cilindrada  $112.5cm^3$ ,  $R_{eq}=300^{\circ}K/W$ . (a) Evento A. (b) Evento B.
- Figura 5.27 Comportamiento de las eficiencias del sistema HVAC ante cambios en la temperatura de consigna.  $T_{ext}=35^{\circ}C$ ,  $P_d=13Bar$ ,  $\eta_{mec}=75\%$ , cilindrada  $112.5cm^3$ ,  $R_{eq}=300^{\circ}K/W$ . (a) Evento A. (b) Evento B.
- Figura 5.28 Comportamiento de las potencias en el sistema HVAC ante cambios en la temperatura de consigna.  $T_{ext}=35^{\circ}C$ ,  $P_d=13Bar$ ,  $\eta_{mec}=75\%$ , cilindrada  $112.5cm^3$ ,  $R_{eq}=300^{\circ}K/W$ . (a) Evento A. (b) Evento B.
- Figura 5.29 Comportamiento de los flujos masico de aire y refrigerante del sistema HVAC y de la presión de succión a la entrada del compresor ante cambios en la temperatura de consigna.  $T_{ext}=35^{\circ}C$ ,  $P_d=13Bar$ ,  $\eta_{mec}=75\%$ , cilindrada  $112.5cm^3$ ,  $R_{eq}=300^{\circ}K/W$ . (a) Evento A. (b) Evento B.
- Figura 5.30 Comportamiento de la potencia establecida por el accionamiento SRM y aquella demandada por el compresor.  $T_{ext}=35^{\circ}C$ ,  $P_d=13Bar$ , cilindrada  $112.5cm^3$ ,  $R_{eq}=300^{\circ}K/W$ . (a) Evento A. (b) Evento B.
- Figura 5.31 Comportamiento de la corriente promedio del accionamiento SRM.  $T_{ext}=35^{\circ}C$ ,  $P_d=13Bar$ ,  $\eta_{mec}=75\%$ , cilindrada  $112.5cm^3$ ,  $R_{eq}=300^{\circ}K/W$ . (a) Evento A. (b) Evento B.
- Figura 5.32 Ejecución del control de temperatura de la cabina ante cambios en la temperatura de consigna para el evento C.  $T_{ext}=31^{\circ}C$ ,  $P_d=13Bar$ ,  $\eta_{mec}=75\%$ , cilindrada  $112.5cm^3$ ,  $R_{eq}=300^{\circ}K/W$ .
- Figura 5.33 Comportamiento de la velocidad y el par en el eje del compresor, y la temperatura del evaporador ante cambios en la temperatura de consigna para el evento C.  $T_{ext}=31^{\circ}C$ ,  $P_d=13Bar$ ,  $\eta_{mec}=75\%$ , cilindrada  $112.5cm^3$ ,  $R_{eq}=300^{\circ}K/W$ .

- Figura 5.34 Comportamiento del par en el eje del compresor y en el accionamiento SRM para el evento C.  $T_{ext}=31^{\circ}\text{C}$ ,  $P_d=13\text{Bar}$ ,  $\eta_{mec}=75\%$ , cilindrada  $112.5\text{cm}^3$ ,  $R_{eq}=300^{\circ}\text{K/W}$ .
- Figura 5.35 Comportamiento de las eficiencias del sistema A/C ante cambios en la temperatura de consigna para el evento C.  $T_{ext}=31^{\circ}\text{C}$ ,  $P_d=13\text{Bar}$ ,  $\eta_{mec}=75\%$ , cilindrada  $112.5\text{cm}^3$ ,  $R_{eq}=300^{\circ}\text{K/W}$ .
- Figura 5.36 Comportamiento de las potencias en el sistema A/C ante cambios en la temperatura de consigna para el evento C.  $T_{ext}=31^{\circ}\text{C}$ ,  $P_d=13\text{Bar}$ ,  $\eta_{mec}=75\%$ , cilindrada  $112.5\text{cm}^3$ ,  $R_{eq}=300^{\circ}\text{K/W}$ .
- Figura 5.37 Comportamiento de los flujos masico de aire y refrigerante del sistema A/C y de la presión de succión a la entrada del compresor ante cambios en la temperatura de consigna para el evento C.  $T_{ext}=31^{\circ}\text{C}$ ,  $P_d=13\text{Bar}$ ,  $\eta_{mec}=75\%$ , cilindrada  $112.5\text{cm}^3$ ,  $R_{eq}=300^{\circ}\text{K/W}$ .
- Figura 5.38 Comportamiento de la potencia demandada por el compresor y aquella generada por el accionamiento SRM para el evento C.  $T_{ext}=31^{\circ}\text{C}$ ,  $P_d=13\text{Bar}$ ,  $\eta_{mec}=75\%$ , cilindrada  $112.5\text{cm}^3$ ,  $R_{eq}=300^{\circ}\text{K/W}$ .
- Figura 5.39 Comportamiento de la corriente promedio en el accionamiento SRM para el evento C.  $T_{ext}=31^{\circ}\text{C}$ ,  $P_d=13\text{Bar}$ ,  $\eta_{mec}=75\%$ , cilindrada  $112.5\text{cm}^3$ ,  $R_{eq}=300^{\circ}\text{K/W}$ .

## Capítulo VI

- Figura 6.1 Corte transversal del SRM 8/6 - 48VDC establecido para el análisis experimental y adquirido de *Rocky Mountain Technologies, Inc.*
- Figura 6.2 Fotografía - Descripción del accionamiento y control para la operación del SRM.
- Figura 6.3 Diagrama esquemático del circuito de medida para la característica de enlace de flujo del SRM
- Figura 6.4 Placa de desarrollo para la lectura del encoder; con el circuito de conexión encoder-puerto paralelo -Fotografía
- Figura 6.5 Oscilogramas par la obtención de la característica lineal de enlace de flujo, SRM 8/6-4f, (a) Posición de  $0^{\circ}\text{mec}$ .  $I_{ss}=24.787\text{A}$  (b) Posición de  $22^{\circ}\text{mec}$ .  $I_{ss}=26.649\text{A}$ .
- Figura 6.6 Conjunto de ensayos 1. Obtención de la característica de enlace de flujo, SRM 8/6-4F. Corriente de operación= 22A, resolución del paso 2 grados mecánicos.
- Figura 6.7 Conjunto de ensayos 2. Obtención de la característica de enlace de flujo, SRM 8/6-4F. Corriente de operación= 70A, resolución del paso 1 grado mecánico.
- Figura 6.8 Obtención de la característica de enlace de flujo, SRM 8/6-4F.  $I_{max}=65\text{A}$ . Muestra experimental y curvas de aproximación realizadas en *RMXprt-Ansoft* para el motor prototipo de establecido en el Capítulo IV y V. Para varias posiciones del rotor, incluye la curva de saturación ( $30^{\circ}\text{mec}$ ).
- Figura 6.9 Obtención de la característica de par por fase a partir de las curvas de enlace de flujo, SRM 8/6-4F,  $I_{max}=65\text{A}$ , 42V. Posición polos no alineados ( $0^{\circ}\text{mec}$ ). (a) Simulación, para el prototipo original. (b) Medida experimental, sobre el motor real.
- Figura 6.10 (a) Descripción esquemática del montaje final - SRM 8/6 y accionamiento. (b) Fotografía del montaje general
- Figura 6.11 Grafico de los posibles ensayos experimentales ante variaciones de la velocidad:  $n_1 = 1000\text{rpm}$ ,  $n_2 = 2000\text{rpm}$ ,  $n_3 = 3000\text{rpm}$ ,  $n_4 = 4000\text{rpm}$  y de la carga  $T_{m1} = 0,5\text{Nm}$ ,  $T_{m2} = 1,5\text{Nm}$ .
- Figura 6.12 Marco general de la visualización de las figuras de osciloscopio para cada uno de los ensayos experimentales. Caso A.1:  $I=22\text{A}$ ,  $w=1005\text{rpm}$  y  $\text{Par}=0,6\text{Nm}$ . SRM 8/6
- Figura 6.13 Ensayo A.1:  $I=22\text{A}$ ,  $w=1005\text{rpm}$  y  $\text{Par}=0,6\text{Nm}$ . SRM 8/6
- Figura 6.14 Ensayo A.2:  $I=22\text{A}$ ,  $w=2007\text{rpm}$  y  $\text{Par}=0,5\text{Nm}$ . SRM 8/6
- Figura 6.15 Ensayo A.3:  $I=22\text{A}$ ,  $w=3036\text{rpm}$  y  $\text{Par}=0,4\text{Nm}$ . SRM 8/6
- Figura 6.16 Ensayo A.4:  $I=22\text{A}$ ,  $w=4070\text{rpm}$  y  $\text{Par}=0,4\text{Nm}$ . SRM 8/6
- Figura 6.17 Ensayo A.5:  $I=38\text{A}$ ,  $w=1001\text{rpm}$  y  $\text{Par}=1,6\text{Nm}$ . SRM 8/6
- Figura 6.18 Ensayo A.6:  $I=42\text{A}$ ,  $w=2009\text{rpm}$  y  $\text{Par}=1,6\text{Nm}$ . SRM 8/6
- Figura 6.19 Ensayo A.7:  $I=42\text{A}$ ,  $w=3010\text{rpm}$  y  $\text{Par}=1,4\text{Nm}$ . SRM 8/6
- Figura 6.20 Ensayo A.8:  $I=36\text{A}$ ,  $w=4014\text{rpm}$  y  $\text{Par}=1,3\text{Nm}$ . SRM 8/6
- Figura 6.21 Grafico de los posibles ensayos experimentales ante variaciones de la velocidad:  $n_1 = 2000\text{rpm}$ ,  $n_2 = 3000\text{rpm}$ ,  $n_3 = 4000\text{rpm}$  y de la carga  $T_{m1} = 1,5\text{Nm}$ ,  $T_{m2} = 1,3\text{Nm}$ ,  $T_{m3} = 1,1\text{Nm}$ ,  $T_{m4} = 0,9\text{Nm}$ ,  $T_{m5} = 0,7\text{Nm}$  y  $T_{m6} = 0,5\text{Nm}$ .
- Figura 6.22 Ensayo C1: Corriente Max. 19.2 A,  $\Delta I = 3\text{A}$ ,  $w \sim 1055\text{rpm}$ ,  $V = 30\text{V}$ ,  $\theta_{on} = 0.0^{\circ}\text{mec}$ ,  $\theta_{off} = 25.86^{\circ}\text{mec}$  con  $\text{Par} = 0.5\text{Nm}$ , y  $P = 80\text{W}$ . SRM 8/6

- Figura 6.23 Ensayo C2: Corriente Max. 25 A,  $\Delta I = 6.0A$ ,  $w \sim 1603rpm$ ,  $V = 30V$ ,  $\theta_{on} = 0.0^\circ mec$ ,  $\theta_{off} = 27.12^\circ mec$  con  $Par = 1.0 Nm$ , y  $P = 220W$ . SRM 8/6
- Figura 6.24 Ensayo C.3: Corriente Max. 23 A,  $\Delta I = 3.4A$ ,  $w \sim 3470rpm$ ,  $V = 30V$ ,  $\theta_{on} = 3.4^\circ mec$ ,  $\theta_{off} = 25,96^\circ mec$  con  $Par = 0.75Nm$ , y  $P = 440W$ . SRM 8/6
- Figura 6.25 Compilación de los ensayos C1-C2 y C3 para un SRM 8/6 utilizando *RMXprt-Ansoft*.
- Figura 6.26 Variación del par y la eficiencia ante variación de la tensión en un rango amplio de velocidad utilizando *RMXprt-Ansoft* haciendo uso del diseño original. (a) Par vs. velocidad. (b) Eficiencia vs. velocidad.

# ÍNDICE DE TABLAS

## Capítulo I

- Tabla 1.1 Tabla 1.1 Requerimientos futuros en algunas aplicaciones típicas en el automóvil
- Tabla 1.2 Comparativa entre diferentes tipos de accionamientos. Ventajas y desventajas

## Capítulo II

- Tabla 2.1 Características representativas de compresores del sector de la automoción.
- Tabla 2.2 Constantes utilizadas en el calculo del coeficiente de transferencia de calor, U.
- Tabla 2.3 Constitución de la cabina, materiales y descripción.
- Tabla 2.4 Listado de resultados experimentales para el compresor tomado de [21] y su comparación con un software comercial
- Tabla 2.5 Listado de resultados tomados de simulación del compresor con Matlab-Simulink
- Tabla 2.6 Rangos de operación de algunas variables del sistema A/C
- Tabla 2.7 Resultados de la simulación para el sistema A/C. Valores finales del estado estacionario para diferentes pruebas
- Tabla 2.8 Secuencia de eventos en la simulación del conjunto A/C

## Capítulo IV

- Tabla 4.1 Configuración inicial para el diseño del SRM
- Tabla 4.2. Consideraciones para el aumento de la eficiencia
- Tabla 4.3 Consideraciones para el aumento de potencia de salida
- Tabla 4.4 Rangos de variación de los parámetros de forma utilizados en el proceso de diseño.
- Tabla 4.5 Datos del diseño laminar y del devanado realizado por el modelo SRM-CAD
- Tabla 4.6 Comparación de los parámetros eléctricos suplementarios en los modelos SRM-CAD y FEM, para un modelo final de SRM

## Capítulo V

- Tabla 5.1 Configuración de las dimensiones laminares y del devanado del diseño previo de SRM.
- Tabla 5.2 Óptimos ángulos de conmutación para una muestra de valores de corriente y velocidad en un SRM 8/6 – Objetivo maximización del par
- Tabla 5.3 Óptimos ángulos de conmutación para una muestra de valores de corriente y velocidad en un SRM 8/6 – Objetivo maximización de eficiencia
- Tabla 5.4 Resultados de la simulación para el sistema A/C. Valores finales del estado estacionario para diferentes pruebas con  $P_d=13\text{Bar}$ ,  $\eta_{\text{mec}}=75\%$ , cilindrada  $112.5\text{cm}^3$ ,  $R_{\text{eq}}=300^\circ\text{K/W}$  y flujo masico de aire= $400\text{kg/h}$
- Tabla 5.5 Resultados de la simulación para el sistema A/C. Valores finales del estado estacionario para diferentes pruebas con  $P_d=13\text{Bar}$ ,  $\eta_{\text{mec}}=75\%$ , cilindrada  $112.5\text{cm}^3$ ,  $R_{\text{eq}}=300^\circ\text{K/W}$  y flujo masico de aire= $600\text{kg/h}$
- Tabla 5.6 Secuencia de eventos en la simulación del conjunto A/C, accionamiento, controlador y motor, ante diversos cambios externos cuando la temperatura en el exterior es constante,  $T_{\text{ext}}=35^\circ\text{C}$
- Tabla 5.7 Secuencia de eventos en la simulación del conjunto A/C, accionamiento, controlador y motor, ante diversos cambios externos cuando la temperatura de consigna es constante,  $T_{\text{ext}}=31^\circ\text{C}$

## Capítulo VI

- Tabla 6.1. Datos experimentales del modelo prototipo experimental.
- Tabla 6.2. Especificaciones generales de operación del accionamiento SRTD-5050
- Tabla 6.3. Descripción de las entradas para la operación del accionamiento SRTD-5050

- Tabla 6.4. Valores experimentales para la estimación de la resistencia en cada posición.
- Tabla 6.5. Valores experimentales para la estimación de la resistencia en cada fase a diferentes valores de corriente.
- Tabla 6.6. Comparativa de la medida experimental SRM 8/6 y los valores estimados del prototipo original.
- Tabla 6.7. Ensayos experimentales realizados ante diferentes puntos de velocidad y carga a  $V=48V$ .
- Tabla 6.8. Ensayos realizados en diferentes puntos de operación de velocidad y par.  $V=48V$ . – Simulación con ángulos de conmutación fijos.
- Tabla 6.9. Ensayos realizados en diferentes puntos de operación de velocidad y par.  $V=48V$ . – Simulación con ángulos de conmutación variables.
- Tabla 6.10. Conjunto de ensayos realizados para distintos puntos de trabajo velocidad- par. – Medida de Rendimientos (48V)
- Tabla 6.11. Conjunto de ensayos experimentales realizados para distintos puntos de trabajo velocidad - par.  $V=30V$



# CONTENIDO

## CAPITULO I

### INTRODUCCION A LOS ACCIONAMIENTOS ELECTRICOS DE BAJA TENSION EN EL AUTOMOVIL

- 1.1 El sistema de voltaje dual y su relevancia en la sustitución a accionamientos eléctricos en el automóvil.
  - 1.2 Beneficios esperados y características a desarrollar en sistemas operando a 42V.
  - 1.3 Estado del arte de los accionamientos eléctricos de baja tensión para el automóvil
    - 1.3.1 Características y estado del arte del motor sin escobillas DC (BLDC)
      - 1.3.1.1 Características del motor BLDC.
      - 1.3.1.2 Estado del arte del motor BLDC.
    - 1.3.2 Características y estado del arte del motor de reluctancia autoconmutada (SRM)
      - 1.3.2.1 Características del motor SRM.
      - 1.3.2.2 Estado del arte del motor SRM
  - 1.4 El desarrollo del proyecto bajo la tecnología de los motores SRM
- Referencias

## CAPITULO II

### MODELADO DEL SISTEMA DE AIRE ACONDICIONADO (A/C) EN EL AUTOMOVIL

- 2.1 Introducción
- 2.2 Ciclo de Vapor Compresión
  - 2.2.1 Compresión.
  - 2.2.2 Condensación.
  - 2.2.3 Expansión Isoentálpica
  - 2.2.4 Evaporación
  - 2.2.5 Rendimiento del ciclo Vapor-Compresión
  - 2.2.6 Diferenciación caso real vs. caso teórico.
- 2.3 Modelo Matemático del Sistema A/C
  - 2.3.1 Compresor.
    - 2.3.1.1 Tipos de Compresor
    - 2.3.1.2 Modelo del proceso de compresión
    - 2.3.1.3 Consideraciones realizadas
  - 2.3.2 El intercambiador de Calor
    - 2.3.2.1 Tecnologías de Intercambiadores de calor (IC)
    - 2.3.2.2 Modelo del proceso de intercambio de calor – Evaporador
    - 2.3.2.3 Consideraciones realizadas para el intercambiador de calor funcionando como evaporador
    - 2.3.2.4 Consideraciones realizadas para el intercambiador de calor funcionando como condensador
  - 2.3.3 Mecanismos de regulación de presión
    - 2.3.3.1 Tubo capilar
    - 2.3.3.2 Válvula de expansión termostáticas
    - 2.3.3.3 Válvulas Manuales
    - 2.3.3.4 Consideraciones realizadas para los mecanismos de regulación de presión
  - 2.3.4 Otros componentes del sistema A/C
    - 2.3.4.1 Acumulador
    - 2.3.4.2 Ventilador de refrigeración
  - 2.3.5 Modelo de Cabina
    - 2.3.5.1 Consideraciones realizadas para el modelado
    - 2.3.5.2 Ley de conservación de la energía
    - 2.3.5.3 Disipación de calor dentro de la cabina
    - 2.3.5.4 Aspectos Vehiculares
  - 2.3.6 Modelo final
- 2.4 Validación de los resultados obtenidos por componentes
  - 2.4.1 Compresor
  - 2.4.2 Intercambiador de calor – Evaporador del tipo tubos y aletas
  - 2.4.3 Modelo A/C
- 2.5 Resultados de Simulación de un Sistema A/C Integral
  - 2.5.1 Efecto sobre la temperatura interna de la cabina
  - 2.5.2 Efecto sobre la capacidad del compresor y el coeficiente operacional COP del sistema A/C

- 2.5.3 Efecto sobre el par del compresor
- 2.5.4 Efectos sobre el estado estacionario
- 2.5.5 Dinámica de la operación del sistema A/C
- 2.6 Conclusiones
- Referencias

### **CAPITULO III**

## **PRINCIPIO DE FUNCIONAMIENTO, CARACTERIZACION E INTRODUCCION AL MODELO DEL SRM**

- 3.1 Principio de funcionamiento del motor.
  - 3.1.1 El termino de reluctancia variable [4]
  - 3.1.2 Principio de funcionamiento
  - 3.1.3 Ecuaciones del SRM
    - 3.1.3.1 Ecuación de Par [4-6]
    - 3.1.3.2 Ecuaciones Electromagnéticas [3,6]
    - 3.1.3.3 Estimación de la Posición del Rotor.
- 3.2 Topologías de convertidores para SRM en la industria automotriz
- 3.3 El esquema de control de corriente
- 3.4 Introducción al modelado del SRM
  - 3.4.1 Características de las curvas de enlace de flujo
  - 3.4.2 Modelo dinámico propuesto
  - 3.4.3 Resultados de Simulación
- 3.5 Conclusiones
- Referencias

### **CAPITULO IV**

## **PARAMETRIZACION, DIMENSIONADO Y DISEÑO DEL MOTOR SRM**

- 4.1 Introducción
- 4.2 Especificaciones del diseño
  - 4.2.1 Requerimientos relacionados con la velocidad.
  - 4.2.2 Requerimientos mecánicos.
  - 4.2.3 Requerimientos de temperatura.
  - 4.2.4 Limitaciones de espacio y empaquetamiento.
  - 4.2.5 Reducción de costo
  - 4.2.6 Modularidad
  - 4.2.7 Viabilidad de Control
- 4.3 Selección de parámetros iniciales
  - 4.3.1 Número de fases  $N_{ph}$  y de polos por fase
  - 4.3.2 Arcos de los polos del estator  $\beta_s$  y del rotor  $\beta_r$
- 4.4 Influencia de las variables constructivas y sizing en el SRM
  - 4.4.1 Sobre el par-velocidad
    - 4.4.1.1 Selección del entrehierro
    - 4.4.1.2 Dimensiones de envoltura del rotor ( $A_r$ )
    - 4.4.1.3 Selección del número de espiras por polo ( $T_p$ )
    - 4.4.1.4 Selección del arco del polo del estator ( $\beta_s$ ) y del polo del rotor ( $\beta_r$ )
    - 4.4.1.5 Selección de los yugos del estator ( $y_s$ ) y del rotor ( $y_r$ )
  - 4.4.2 Eficiencia-Velocidad del rotor
  - 4.4.3 Potencia-velocidad del rotor.
  - 4.4.4 Recomendaciones a algunos aspectos críticos.
- 4.5 Proceso Preliminar de Diseño
  - 4.5.1 Pasos 1 y 2: Especificaciones y selección de parámetros de forma
  - 4.5.2 Paso 3: Diseño laminar del motor
  - 4.5.3 Paso 4: Diseño del devanado del motor
  - 4.5.4 Paso 5 y 6: Curvas de ejecución estática y dinámica
- 4.6 Comparación del Modelo utilizando Maxwell-Ansoft y el modelo analítico
  - 4.6.1 Determinación de las curvas de enlace de flujo a diferentes posiciones del rotor.
  - 4.6.2 Determinación de las inductancias a diferentes posiciones del rotor.
  - 4.6.3 Computación de la estimación del ángulo de apagado y forma de la curva de corriente por fase.
  - 4.6.4 Determinación del par de salida.
  - 4.6.5 Comparación con parámetros adicionales
- 4.7 Conclusiones
- Referencias

## **CAPITULO V MODELADO, CONTROL Y SIMULACIÓN DEL ACCIONAMIENTO-MOTOR SRM Y APLICACIÓN**

- 5.1 Modelado del motor SRM propuesto.
  - 5.1.1 Resultados de simulación.
- 5.2 Control de par-velocidad de un SRM operado a 42V.
  - 5.2.1 Control de los ángulos de encendido y apagado del convertidor.
  - 5.2.2 Estrategia del control de par propuesto.
    - 5.2.2.1 Resultados de simulación.
  - 5.2.3 Estrategia del control de velocidad.
    - 5.2.3.1 Resultados de simulación.
- 5.3 Control completo de un compresor de aire acondicionado con un accionamiento SRM a través de lógica difusa.
  - 5.3.1 Conjunción entre el modelo del accionamiento SRM-Control y el modelo HVAC automotriz.
  - 5.3.2 Estrategia de control difuso.
  - 5.3.3 Resultados de simulación del sistema completo.
- 5.4 Conclusiones
- Referencias

## **CAPITULO VI IMPLEMENTACION Y VALIDACION DE RESULTADOS**

- 6.1 Justificación del procedimiento para la validación de los resultados.
- 6.2 Motor utilizado para la validación experimental del modelo
- 6.3 Medida de la característica de la curva de enlace de flujo y de par
  - 6.3.1 Técnica para el ensayo experimental
  - 6.3.2 Estimación de la resistencia.
  - 6.3.3 Estimación de la posición del rotor.
  - 6.3.4 Ensayo experimental y comparación con el diseño establecido en capítulos anteriores. – Curva de enlace de flujo
  - 6.3.5 Ensayo experimental y comparación con el diseño establecido en capítulos anteriores. – Característica de par
- 6.4 Ensayos finales del accionamiento y modulo de control- Etapa experimental
  - 6.4.1 Equipamiento utilizado para ensayos del motor
  - 6.4.2 Ensayos experimentales realizados para distintos puntos de trabajo par-velocidad del accionamiento.
    - 6.4.2.1 Utilización de ángulos de conmutación variables del accionamiento realizados para distintos puntos de trabajo par-velocidad.
  - 6.4.3 Ensayos realizados a distintos puntos de trabajo de la velocidad y carga. – Medida de Rendimientos
  - 6.4.4 Ensayos realizados a distintos puntos de trabajo de la velocidad y carga. – Variación de la tensión de operación.
- 6.5 Conclusiones
- Referencias

## **CAPITULO VII CONCLUSIONES Y TRABAJO FUTURO**

- 7.1 Conclusiones Generales
- 7.2 Trabajo futuro
- 7.3 Artículos, presentaciones a congresos y proyectos asociados.
- Referencias

## **ANEXOS**

- I. ASPECTOS FUNDAMENTALES PARA EL MODELADO DEL SISTEMA DE AIRE ACONDICIONADO (A/C)
- II. PARAMETRIZACION: INFLUENCIA DE ALGUNAS VARIABLES CONSTRUCTIVAS EN LAS PRESTACIONES DE UN SRM 8/6
- III. PROGRAMA DE DISEÑO ANALITICO SRM-CAD
- IV. CARACTERIZACION SRM Y A/C UTILIZANDO MATLAB-SIMULINK.
- V. CONTROL DIFUSO DE TEMPERATURA EN LA CABINA
- VI. MODELOS ESQUEMATICOS PARA LA IMPLEMENTACION

## CAPITULO I

# INTRODUCCION A LOS ACCIONAMIENTOS ELECTRICOS DE BAJA TENSION EN EL AUTOMOVIL

---

### *1.1 El sistema de voltaje dual y su relevancia en la sustitución a accionamientos eléctricos en el automóvil.*

Desde su aparición y hasta la actualidad, el automóvil ha ido incrementado paulatinamente tanto su uso como participación en la vida diaria. Esto ha motivado la inclusión de cada vez más y más accesorios y/o funciones en el mismo, ya sea, tanto por razones de seguridad como de confort.

El consumo de potencia eléctrica ha sufrido un incremento acelerado a lo largo de los años desde el establecimiento de la batería de 12V en los años 50s como el estándar de alimentación, de allí que los incrementos de los requerimientos de potencia han llevado al límite, en cuanto costos, eficiencia y corriente (alrededor de 100A a 150A) al actual bus de 14V.

En 1998, el MIT/ Industry Consortium on Advanced Automotive Electrical/Electronics Component and Systems había decidido que el nuevo sistema de alimentación sería de 42V, esto se debió en parte a políticas ambientales (protocolos sobre restricciones en las emisiones de gases y la reducción del consumo de combustible), cambios en el mercado del petróleo, al incremento de la funcionalidad, confort y seguridad para el consumidor, al crecimiento de la potencia demandada debido a la existencia de nuevas cargas, y a la evolución de la electrónica de potencia. El cambio de tensión se convertiría por tanto en el primer paso hacia los vehículos convencionales del futuro. [1]

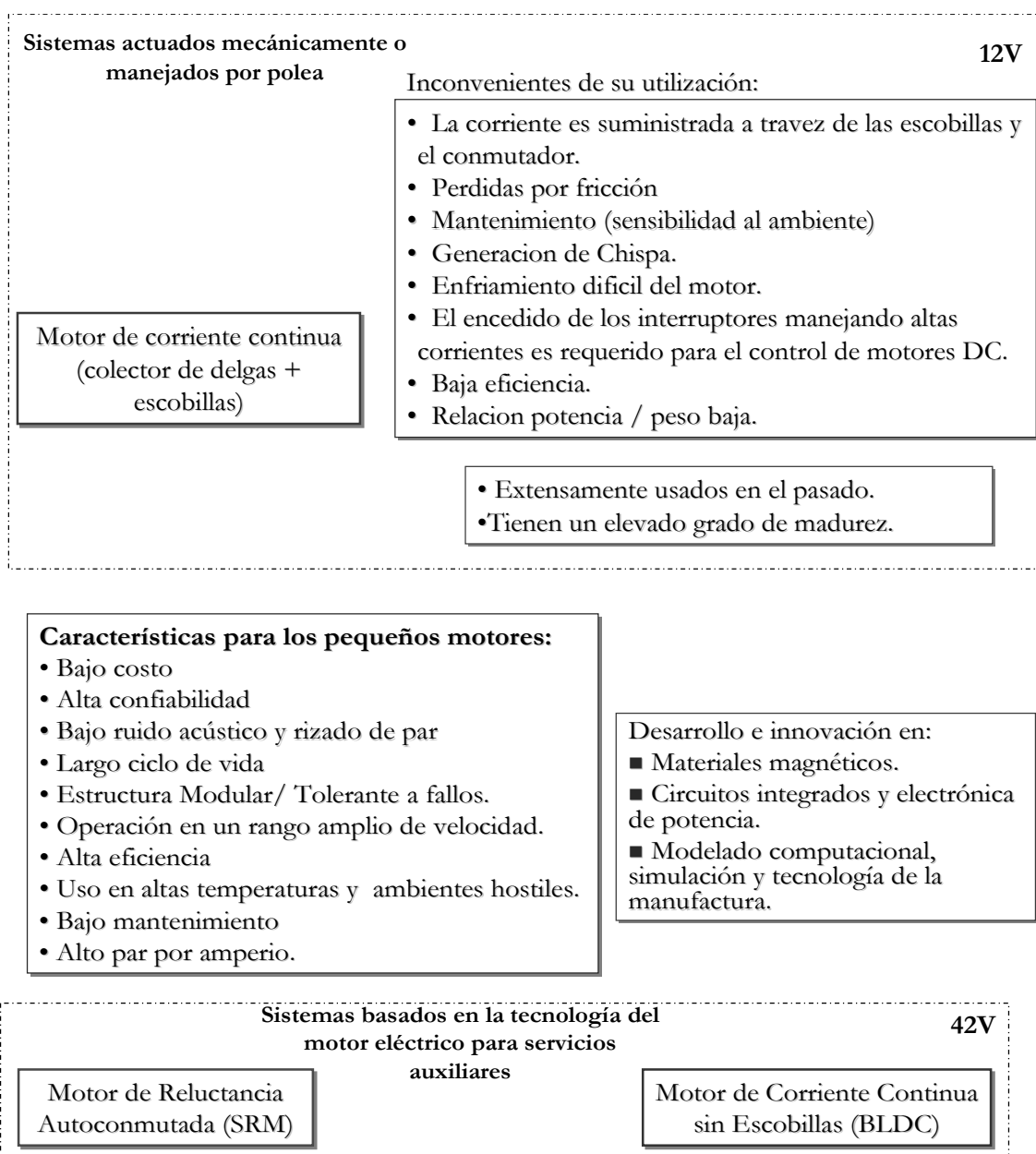
En lo que se refiere a los servicios del automóvil, que implican movimiento de masas, se busca reemplazar aquellos sistemas actuados mecánicamente o manejados por polea por sistemas basados en la tecnología del motor eléctrico y a su vez sustituir los tradicionales motores DC con escobillas por motores AC sin escobillas.

Por tanto el futuro de los accionamientos eléctricos en el automóvil, es el de los accionamientos de corriente alterna. En los accionamientos de corriente continua el conjunto colector de delgas + escobillas presenta limitaciones de tipo dimensional (potencia, velocidad, tensión de delgas) y de tipo funcional (incompatibilidad con las exigencias de seguridad en atmósferas explosivas) o de fiabilidad (atmósferas corrosivas, mantenimiento). Aunque se continúa trabajando en la línea de mejorar las prestaciones de los accionamientos DC y reducir los costos, este tipo de

CAPITULO I: INTRODUCCION A LOS ACCIONAMIENTOS DE BAJA TENSION EN EL AUTOMOVIL

accionamientos han evolucionado poco en los últimos años, debido a haber alcanzado un elevado grado de madurez. [2]

En cambio, los accionamientos de corriente alterna, especialmente los motores de reluctancia autoconmutada (SRM) y motores de corriente continua sin escobillas (BLDC), se encuentran en un periodo de rápida evolución en los últimos años debido a los desarrollos e innovaciones en los materiales magnéticos, circuitos integrados, electrónica de potencia, modelado computacional, simulación y tecnología de la manufactura, como consecuencia de este esfuerzo es posible hoy en día obtener prestaciones equiparables a los accionamientos de corriente continua sin sus incompatibilidades funcionales a un precio competitivo [3]. El esquema 1.1 resume las características más representativas del sistema convencional y aquel que utiliza el sistema a 42V.



**Figura 1.1 Características de las diferentes topologías de motores cuando la tensión de alimentación es de 12V y 42V**

## ***1.2 Beneficios esperados y características a desarrollar en sistemas operando a 42V.***

Como se detalló en la figura 1.1, el éxito de utilizar motores que no dependen de la velocidad de operación del motor principal de explosión, permiten mejorar la eficiencia de combustible y por ende, la ejecución de todo el sistema, haciendo funcional la demanda; incrementando la tolerancia a los fallos lo cual resulta en un producto más efectivo, al tener una confiabilidad más alta; e incrementa la modularidad sobre cada componente, lo que resulta en una disminución del mantenimiento y en un bajo costo por reemplazo de las piezas. Todo lo anterior representa la tendencia en los próximos años del vehículo convencional a ser cada vez más eléctrico. [4]

Concretamente, a partir del año 2005 hay una inflexión en la estrategia de diseño de las principales marcas de automóviles, en donde pierde interés los automóviles con motor de explosión y bus de alimentación de 42V y se tiende a fomentar el modelo híbrido. Esta previsto que a partir del 2010, paulatinamente vaya tomando protagonismo el vehículo híbrido, cuyos motores estarían alimentados por baterías de entre 350V a 500V. No obstante, parece que seguirá siendo una opción interesante, que motores auxiliares de media potencia, como puede ser el del aire acondicionado, operen a tensiones de 42V. Esta decisión esta relacionada con el interés de no extender el uso de altas tensiones (350V-500V) a muchas cargas del automóvil, dejando estas tensiones de trabajo solo para tracción. La no proliferación de altas tensiones en las cargas del automóvil esta relacionado con el mantenimiento de una aceptable seguridad eléctrica de los pasajeros por parte del vehículo.

De hecho hoy en día se pueden encontrar más de 100 motores eléctricos en un vehículo de lujo altamente equipado [5], pero la extensión de esta tecnología al mercado en masa de automóviles, se encuentra todavía en espera a que los nuevos motores mejoren tanto en peso, como en modularidad, seguridad, ahorro de combustible, confort y ante todo costo.

La tabla 1.1 muestra algunos ejemplos de mecanismos eléctricos, principalmente con requerimientos mayores a 1kW y las características que se desean desarrollar en un futuro. [6,7]

El objetivo de esta tesis se limita al segmento de accionamientos de media potencia y tensión reducida (42V) con aplicación al entorno del automóvil, mas exactamente en lo que refiere a la segunda fase de estudio del MIT para sustitución a accionamientos eléctricos en los servicios auxiliares. En lo que respecta a los servicios auxiliares del automóvil, la suma de las cargas de los principales motores que intervienen en el sistema de aire acondicionado como se observa en la parte baja de la tabla 1.1, de los cuales se cita: la bomba de refrigeración, el ventilador del radiador/condensador, el ventilador del evaporador y el compresor son bastante apreciables. Sin embargo la carga con mayores prestaciones en potencia, aunque también en par y velocidad (no citado), es el motor que maneja el compresor del sistema de aire acondicionado; en función de dicha carga y sus elementos asociados se concentrara la presente tesis, el desarrollo de dicha aplicación se describirá en el capítulo II.

## ***1.3 Estado del arte de los accionamientos eléctricos de baja tensión para el automóvil***

En la actualidad, el motor de inducción es el más introducido en la mayoría de las aplicaciones industriales, y el motor con escobillas DC aun lidera las aplicaciones automotrices a 12V.

*CAPITULO I: INTRODUCCION A LOS ACCIONAMIENTOS DE BAJA TENSION EN EL AUTOMOVIL*

Sin embargo, el éxito en la sustitución de los motores con escobillas por otros sin escobillas dependerá especialmente de tres aspectos; del adecuado diseño del motor, de las características de la aplicación y del desarrollo de controladores de bajo costo.

**Tabla 1.1 Requerimientos futuros en algunas aplicaciones típicas en el automóvil**

APLICACION	Potencia Max. (kW)	Potencia Promedio (W)	Nota	Ahorro de Combustible	Reducción de emisiones	Seguridad	Confort	Empaquetamiento	Peso	Otras Características
Frenos electromecánicos	1.5-4	100-200	b					X		
Convertidor catalítico eléctrico de calor	3	20-40			X					Arranque en frío
ISA Generador-Arrancador integrado	2.5-5	150-1000	a	X	X		X			
"Electric Power Steering"	1-1.4	100-250	a	X	X	X	X	X		
Estabilizador eléctrico de rodillo			b			X	X			
Accionamientos válvula electro hidráulica	2	100-300	b	X				X		
Válvula de actuación electromecánica	3	100-3000	b	X	X					
Bomba eléctrica de agua	0.5			X	X			X		
Calefacción para parabrisas (sin cables)	0.5-2	100-200				X	X			
Ventilador del motor eléctrico	0.8		a	X			X	X	X	
<b>Sistema de aire acondicionado</b>										
Compresor eléctrico AC	2.8	~2000		X	X		X	X	X	Hoy en día utiliza motor con escobillas y accionamiento por polea
Ventilador del radiador condensador	0.4-0.5			X	X		X	X	X	Utiliza motor con escobillas DC
Ventilador Evaporador	0.1-0.3			X	X		X	X	X	Utiliza motor con escobillas DC

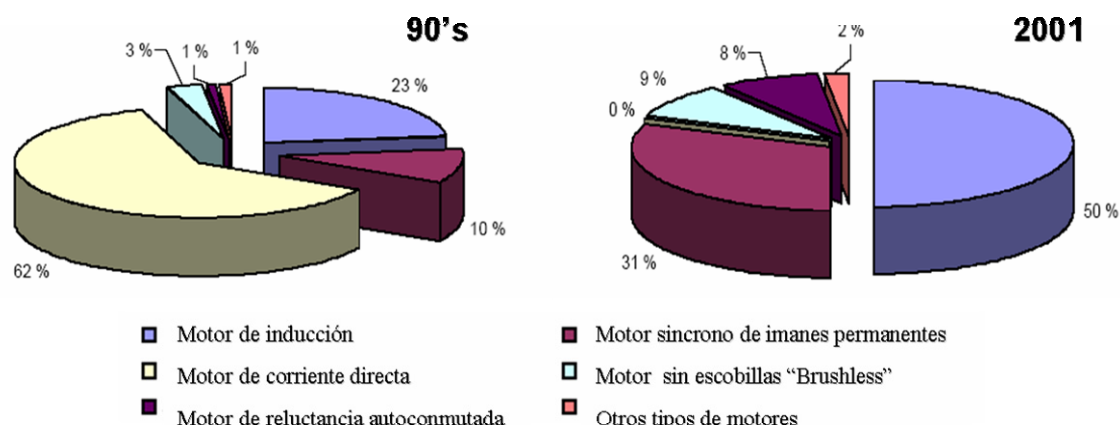
a, 42V requerido por tratarse de maquinas grandes y autos pesados  
 b, 42V requeridos.

Desde los años 90's hasta el 2001 el crecimiento de los motores eléctricos para accionamientos de control-velocidad ha aumentado significativamente, como se observa en la figura 1.2.

La tabla 1.2 muestra someramente las ventajas e inconvenientes que tienen los motores sin escobillas aplicados a los servicios del automóvil en comparación con algunos de los principales accionamientos eléctricos que se encuentran en el mercado.

La bibliografía más reciente sobre accionamientos motores, para las nuevas arquitecturas eléctricas de alimentación de vehículos, indican que los motores SRM y BLDC son los candidatos más factibles para sustituir a los accionamientos DC en los futuros automóviles en lo que se refiere a los servicios auxiliares [8]. En la sección siguiente, se anotan algunas de las características más representativas de estos dos motores.

*CAPITULO I: INTRODUCCION A LOS ACCIONAMIENTOS DE BAJA TENSION EN EL AUTOMOVIL*



**Figura 1.2** Proyección de los motores eléctricos para accionamientos control-velocidad en los últimos años [49]

**Tabla 1.2** Comparativa entre diferentes tipos de accionamientos. Ventajas y desventajas [3]

Accionamiento	Ventajas	Inconvenientes
<b>Motor de Corriente Continua</b>	<ul style="list-style-type: none"> <li>* Dependencia directa entre la velocidad y la tensión y del par con la corriente.</li> <li>* Tecnología madura.</li> <li>* Control simple de par y velocidad</li> <li>* Inversores no requeridos (excepto &gt; I)</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>* Colector de delgas + escobillas, necesario mantenimiento (sensitivo al ambiente)</li> <li>* Baja eficiencia.</li> <li>* Pérdidas por fricción, chispa.</li> <li>* Relación potencia/peso baja</li> </ul>
<b>Motor de Inducción</b>	<ul style="list-style-type: none"> <li>* Robusto y sencillo</li> <li>* Económico</li> <li>* Buena relación potencia / peso</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>* Control de flujo y par desde el estator</li> <li>* Dificultades asociadas a extraer el calor del rotor</li> <li>* Problemas de eficiencia al operar sobre rangos amplios de velocidad</li> </ul>
<b>Motor Síncrónico con Imanes (PMSM)</b>	<ul style="list-style-type: none"> <li>* Excelente calidad del par.</li> <li>* Buena relación potencia/peso</li> <li>* Bajo momento de inercia</li> <li>* Gran capacidad de sobrecarga</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>* Coste elevado</li> <li>* Necesita sensor de posición</li> </ul>
<b>Motor de Corriente Continua sin Escobillas (BLDC)</b>	<ul style="list-style-type: none"> <li>* Libre de mantenimiento.</li> <li>* Mayor eficiencia</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>* Coste elevado.</li> <li>* Necesita sensor de posición</li> </ul>
<b>Motor de Reluctancia Autoconmutado (SRM)</b>	<ul style="list-style-type: none"> <li>* Robusto y sencillo</li> <li>* Económico</li> <li>* Tolerante a fallos (convertidor)</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>* Rizado de par.</li> <li>* Ruido acústico.</li> <li>* Necesita sensor de posición</li> </ul>

### 1.3.1 Características y estado del arte del motor sin escobillas DC (BLDC)

#### 1.3.1.1 Características del motor BLDC.

El motor BLDC tiene algunas cualidades interesantes que lo hacen candidato para aplicaciones en servicios auxiliares del automóvil, a modo general estas cualidades incluyen:



## CAPITULO I: INTRODUCCION A LOS ACCIONAMIENTOS DE BAJA TENSION EN EL AUTOMOVIL

- Sus prestaciones en velocidad y par son comparables a los motores con escobillas.
- Al no tener anillos rozantes este tipo de máquina tiene un bajo coste de mantenimiento y un elevado rendimiento.
- Operación a par constante. Además, los motores BLDC producen máximo par desde el arranque. Esta es una de las razones porque se prefieren con respecto a los motores de inducción. [5]
- Operación a potencia constante a altas velocidades debido a su par de reluctancia.
- Alta confiabilidad debido a su par de reluctancia.
- Eficiencia superior al 90%
- Acústicamente silencioso. [9]
- Los BLDC necesitan sensores internos para proveer información, (sensores Hall, localizados en el centro de cada devanado), aunque puede ser posible controlar al motor BLDC por medio de técnicas sin sensores.
- Coste de producción y tecnología cada vez más competitivas.

Otras características correspondientes al control de los motores sin escobillas DC son:

- El control de los motores *BLDC* es más simple cuando se compara con el motor convencional AC. Esto es porque el campo del rotor es atravesado por una corriente constante (ello debido al campo magnético fijo producido por los imanes).
- El flujo generado por el estator interactúa con el flujo del rotor (aquel generado por los magnetos del rotor). La tensión debe ser adecuadamente aplicada a cada una de las fases, de tal manera que el ángulo entre el flujo del estator y del rotor se mantenga alrededor de los 90°, para conseguir el máximo par generado; debido a esto, el motor requiere control electrónico para su operación.
- El propósito del controlador del motor *BLDC* es por tanto el de proveer un control de velocidad y par del motor.

### **1.3.1.2 Estado del arte del motor BLDC.**

Realmente el motor BLDC tiene un grado mayor de aceptación en la industria automotriz, esto se debe en parte a que es mucho más conocido y el control del motor ligeramente pareciera más viable que el del motor *SRM*. Inclusive, muy pocas citas bibliográficas ya han relacionado este motor con la aplicación en particular o con algunas de las cargas auxiliares del automóvil en lo que refiere al nivel de tensión a 42V. Entre ellas esta el análisis de algunas topologías de motores BLDC para operar a alta eficiencia y a alta velocidad, con aplicación a un compresor operando a 42V [10]; la realización de un control de bajo costo y su aplicación a un compresor de aire acondicionado en vehículos a 42V [11] o la descripción de un accionamiento semi-integrado con control sin sensores de un motor *BLDC* para un compresor de aire acondicionado en automóviles operando a 42V auspiciado por *Delphi* [12]. Así mismo, otras aplicaciones automotrices relacionadas como lo es la bomba eléctrica de agua operando a 42V, cuyos aspectos técnicos del diseño y ejecución como unidad motor-controlador integrada se detallan en [13].

Aunque las citas anteriores están expresamente relacionadas con aplicaciones automotrices a 42V, el motor *BLDC* ha sido en estos últimos años muy esperado en otras aplicaciones de tipo industrial, por lo que en la literatura podemos encontrar desde sus métodos de diseño y modelado. [10,13-18]; el diseño y empleo de convertidores para alimentación del motor [11,19]; las técnicas de control [10-14,19-21] y otros relacionados al control como son la reducción de rizado de par [17,20] o la estimación de la posición sin el uso de sensores [12-13,16,20,22-23].

## CAPITULO I: INTRODUCCION A LOS ACCIONAMIENTOS DE BAJA TENSION EN EL AUTOMOVIL

Sin embargo, la misma relación de literatura científica correspondiente al motor SRM es considerablemente menor y mínima en los que corresponde a la aplicación del mismo en el entorno automotriz y casi nulo en lo que compete al nivel de alimentación a 42V, a pesar de que muchos autores incentivan su aplicación en esta rama. Entre las motivaciones que lo convierten en una solución competitiva para aplicaciones al sistema de aire acondicionado se encuentra la electrónica de potencia y su actual desarrollo, el cual proporciona al SRM en una atractiva alternativa sobre todo en la relación de coste, a su resistencia y estabilidad para trabajar a altas temperaturas [4], además de aquellas otras que se citan en el próximo parágrafo.

Para el caso de los motores *BLDC* o *PMSM* el diseño de los mismos esta basado en el uso de imanes permanentes de tierras raras *NdFeB*, los cuales son costosos, mientras su uso con magnetos de menor calidad empeorara los requerimientos de corriente. Por tanto la actuación del magneto es una de las principales preocupaciones en estos motores, particularmente cuando las temperaturas extremas pueden causar una variación significativa en el flujo del mismo [8].

A raíz de lo anterior, este proyecto intenta contribuir al estudio general, desarrollo y evaluación del *SRM* cuando opera como accionamiento-motor del compresor para el sistema de aire acondicionado de un automóvil, alimentado por un bus de 42V. Por tal motivo, las características y aspectos de control del *SRM* se citan a continuación.

### ***1.3.2 Características y estado del arte del motor de reluctancia autoconmutada (SRM)***

#### ***1.3.2.1 Características del motor SRM.***

Básicamente, el SRM es un motor de doble salientes y de excitación independiente. El rotor y el estator constan de laminaciones de hierro apiladas, donde el motor es excitado con un inversor que energiza apropiadamente las fases basado en la posición del rotor. La excitación de una fase crea un campo magnético que atrae al polo del rotor más cercano hacia el polo del estator excitado en un intento de minimizar el camino de reluctancia a través del rotor. La excitación es establecida a través de una secuencia que es ejecutada paso a paso alrededor del rotor lo cual permite una suave rotación. [8]

El SRM posee algunas cualidades que son muy interesantes en los pequeños motores para uso automotriz como son: una alta densidad de potencia, un alto par por amperio y su disposición a trabajar a altas velocidades.

Entre sus ventajas destacan:

- La sencillez de las estructuras de rotor y estator, y la carencia de imanes permanentes, implica que el SRM posee un bajo costo de producción en serie y una alta fiabilidad.
- Los devanados son concéntricos alrededor del polo, destacando una gran economía en su manufactura. Además, de la reducción del fenómeno de final de vuelta, minimizando la parte inactiva de los materiales, resultando en una menor resistencia y pérdidas en el cobre, comparado con aquellos devanados distribuidos de los motores AC y de todos los motores DC. [48]
- El rotor es el mas pequeño de todas las maquinas debido a que únicamente esta compuesto por el eje y el conjunto de chapas (ni bobinados, ni imán permanente alguno). De allí que el SRM posee un momento de inercia muy pequeño, especial para requerimientos dinámicos muy fuertes.

## CAPITULO I: INTRODUCCION A LOS ACCIONAMIENTOS DE BAJA TENSION EN EL AUTOMOVIL

- Debido a que el rotor no tiene bobinados, ni imán permanente alguno, es más robusto mecánicamente y mejor para operar a altas velocidades. En añadidura, el SRM es capaz de operar a altas velocidades sobre una amplia región a potencia constante. [4]
- Debido a que los devanados se ubican en el estator, la mayoría de fuentes de calor se encuentran en el, de esta manera la refrigeración del motor es más simple. Las pérdidas en el rotor son más pequeñas que las del estator, a diferencia de los motores AC y DC. [48]
- El SRM puede ser usado a altas temperaturas y en ambientes hostiles de operación. [15]
- Las características de control no son funciones de la temperatura, como es el caso del motor de inducción, donde las estructuras del rotor son las mayores fuentes de generación de calor de la máquina. [4]
- El flujo resultante unidireccional contribuye a disminuir las pérdidas en el hierro.
- Debido a que no hay imanes permanentes o devanados sobre el rotor, todo el par desarrollado por el SRM es el par de reluctancia, además la producción de par depende de la magnitud de la corriente del estator independientemente de la dirección.
- La inductancia mutua entre dos fases de un SRM es normalmente menor que el 10% de la autoinductancia, resultando en una generación independiente de par por cada fase. [15]
- Tolerancia a los fallos. Esto se debe a que los devanados están separados eléctricamente entre uno y otro y el acoplamiento mutuo es casi despreciable. Por tanto, las fases son independientes eléctricamente por lo que una falla en una de ellas no afectará a las otras, prolongando la operación del motor.

Las siguientes desventajas del *SRM* [48], y que en mayor o menor cuantía serán motivo de estudio son:

- El rizado de par es muy elevado, pero se puede reducir aumentando el número de fases o controlando el solapamiento de las corrientes de fase.
- El ruido acústico es alto, pero sus causas están siendo estudiadas y existen diversas recomendaciones que resultarían en una reducción considerable, entre ellas podrían figurar: utilizar en el diseño del motor una laminación de acero anisotrópico de grano no orientado de baja permeabilidad; multiplicidad de polos mayor a uno; establecer un yugo del estator lo más grueso posible o hacer los polos del rotor y del estator lo más amplios posible, donde los polos del rotor sean ligeramente más amplios que aquellos del estator, o establecer un diámetro del eje del motor lo mayor posible, entre otros.
- El *SRM* requiere de un convertidor electrónico de potencia para entrar en operación al igual que las máquinas sincrónicas de imanes permanentes y las máquinas *BLDC*. De allí que la relación motor-accionamiento debe tenerse en cuenta a diferencia del desarrollo con motores de inducción.
- Se necesita la información de la posición para el control del *SRM*, igual que en las máquinas *PMSM* y *BLDC*. Las máquinas de inducción y de continua son las excepciones de esta regla. Para competir en aplicaciones que no requieren sensor de posición y a un bajo costo, el *SRM* debería incorporar un control de la posición sin el uso de sensores.
- Aumentar el nivel de eficiencia en los accionamientos *SRM*, particularmente en amplios rangos de velocidad.

### **1.3.2.2 Estado del arte del motor SRM**

Aunque en menor cuantía que el motor BLDC, los desarrollos referidos a los motores SRM se concentran principalmente en los Estados Unidos como son los Departamentos de Ingeniería Eléctrica de: Virginia Polytechnic Institute and State University, Louisiana State University, Rensselaer Polytechnic Institute, University of Alabama, Ohio State University, University of Tennessee, Massachusetts Institute of Technology- Cambridge, Texas A&M University, Kansas State University, University of Akron, University of Kentucky. A nivel global, los grupos de trabajo se concentran en Alemania, Inglaterra, Japon, China, Corea, Portugal, Australia y en algunos países de Europa del este principalmente, algunos de esos grupos son: Universität Berlin, Technische Universiteit Eindhoven, RWTH-Aachen University, University of Glasgow, University of Canterbury, Graduate School of Tohoku University-Japan, The Hong Kong University of Science and Technology, University of Mining & Technology-China, Southwest Jiaotong University- China, National Cheng Kung University, Hanyang University-Korea, National University of Singapore, Instituto Superior Tecnico Portugal, University of Queensland, University of Adelaide-Australia, University of New South Wales-Australia, University of Montenegro, University of Zilina-Slovakia y Fredericton University-Canada. Estos grupos se han orientado en aspectos específicos como son:

- Los métodos de diseño y modelado. [14,15, 24-33]
- El diseño y empleo de convertidores para alimentación del motor. [16,21,26,34]
- El control del SRM. [21,24,26-27,29-30,34,44-47]
- El empleo de redes neuronales y lógica difusa. [35-36]
- La reducción del rizado de par, ruido y análisis de vibraciones. [35,37-38]
- La estimación de la posición sin el uso de sensores. [26,28-29,39-40]

A nivel local, se destacan los trabajos de investigación realizados por la Universidad de Zaragoza en lo que refiere al estudio del SRM en la aplicación a lavadoras comerciales, al Departamento de Ingeniería Eléctrica de la Universidad Politécnica de Catalunya UPC en lo que refiere al diseño y caracterización [3] y al control y desarrollo de motores SRM sin sensores de posición. [40,47]

Aunque a nivel global muchos grupos han estudiado el SRM, muy pocos se han concentrado en las aplicaciones automotrices con tensiones de alimentación de 42V. La bibliografía más representativa en relación al motor-accionamiento y su vinculación al campo automotriz propuesta en los últimos años, se concentra:

- En el análisis, estudio y desarrollo de pequeños motores al entorno del automóvil a 42V [5,8,14,41-43].
- Desarrollos más específicos analizan algunas topologías de motores sin escobillas *DC* para operar a alta eficiencia y a alta velocidad, con aplicación a un compresor para automóviles a 42V [10]. Así mismo, los estudios alrededor de la elección de diferentes “accionamientos” y/o configuración de los motores que son usados por algunos componentes del sistema completo de aire acondicionado como los ventiladores de refrigeración (cooling fan), cuando manejan tensiones de 12-48V y corrientes altas se anotan en [19].
- Sin embargo, las características de la aplicación, los aspectos de control y los criterios de diseño de un motor de reluctancia autoconmutada 8/6 con aplicación a una bomba de enfriamiento para vehículos alimentados a 42V, similares a los referidos en el presente tema se ahondan en [4].

## **1.4 El desarrollo del proyecto bajo la tecnología de los motores SRM**

La presente tesis considera el diseño de un accionamiento de velocidad variable basado en el motor SRM para la aplicación a un compresor en un sistema de aire acondicionado automotriz.

El proyecto esta basado en los siguientes pasos:

- El estudio de la aplicación: En el capítulo II, se trataran los procesos termodinámicos y de transferencia de calor que ocurren dentro del compresor y el sistema A/C con la finalidad de entender la ejecución del compresor cuando es participe del ciclo de refrigeración dentro de un sistema de aire acondicionado. Para ello, es necesario realizar el modelado, la simulación y la validación de la operación de la carga ante diversos puntos de operación.
- Aspectos básicos de operación del motor SRM: El capítulo III, establece los aspectos básicos de operación, la identificación apropiada de la tecnología del motor, basándose para ello en los requerimientos de velocidad, par, eficiencia y especificaciones térmicas deseadas para la caracterización del SRM. Además el capítulo incluye un examen de las topologías para el diseño del convertidor, la influencia de los ángulos de conmutación, así como el preludeo a los aspectos básicos de modelado del motor SRM.
- Parametrización, dimensionado y diseño del motor SRM: En el capítulo IV, se presenta un conjunto de criterios y directrices para el diseño de un motor de reluctancia autoconmutado operado a 42V. El estudio de las variables y su parametrización fue desarrollado utilizando el software analítico *RMXprt-Ansoft*. Finalmente, las consideraciones de diseño son introducidas como restricciones en un programa desarrollado en *MATLAB*, basado en un método analítico iterativo, el cual permite estimar con eficacia y en un relativo corto tiempo las bondades de un prototipo con respecto a otro.
- Modelado, control y simulación del motor SRM: El capítulo V, cubre la etapa del modelado y simulación, en esta es necesario obtener el modelo más aproximado con tal de crear un escenario “real” de trabajo para el SRM. Esto implica tener en cuenta los efectos de la saturación electromagnética de los materiales, dado que las corrientes por fase pueden alcanzar valores de hasta 65A y a esos márgenes no se puede trabajar con la característica lineal de la maquina. Estas no linealidades de la maquina pueden ser tomadas en cuenta con un apropiado modelado de la característica no lineal flujo-corriente-posición del rotor ( $\phi-i-\theta$ ) y del par electromagnético a la salida ( $T-i-\theta$ ), para lo cual se recurrirá a las herramientas de diseño de maquinas (*RMXprt-Maxwell2D* de *Ansoft*). En lo que respecta al tipo de control a implementar están, un control simple de velocidad y un control de par como se observa en la figura 1.3 [12]. Además, de la simulación total con la incorporación del modelo del capítulo II.
- Etapa experimental y validación total de resultados: La implementación y puesta en marcha de un prototipo óptimo o en caso excepcional la sustitución del mismo por un modelo comercial de cercanas prestaciones es discutida. El capítulo VI, también evalúa el comportamiento del motor y de su control, así como de su posterior evaluación con carga real.
- Conclusiones: En el capítulo VII, se anotan todas las observaciones, conclusiones y perspectivas futuras que han surgido a raíz del estudio general y evaluación del SRM

CAPITULO I: INTRODUCCION A LOS ACCIONAMIENTOS DE BAJA TENSION EN EL AUTOMOVIL

cuando opera como accionamiento-motor del compresor para el sistema de aire acondicionado de un automóvil, alimentado por un bus de 42V.

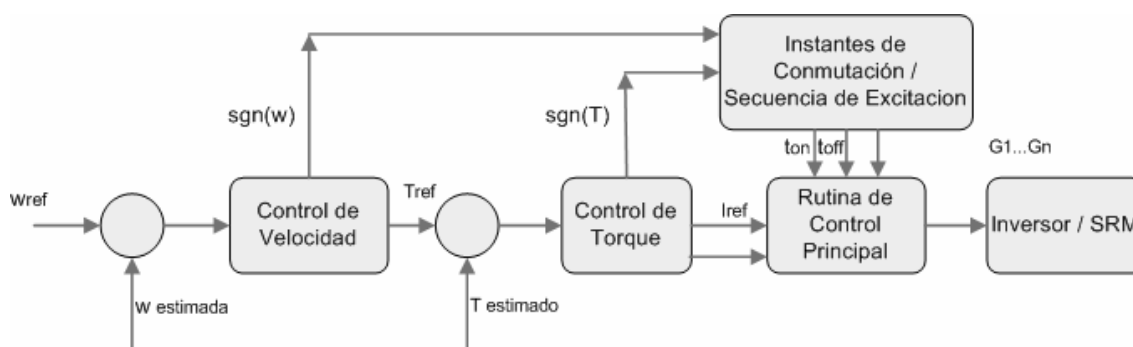


Figura 1.3 Configuración del control para accionamientos SRM enfocado a esta aplicación.

## Referencias

- [1] Ehlers K., Hartmann H.D., "42V-An Indication for Changing Requirements on the Vehicle Electrical System," *Elsevier, Journal of Power Sources* 95, pp.43-57, 2001.
- [2] Maixé Altes J., "Memoria Científico-Técnica del Proyecto: Sistemas Avanzados para la Nueva Arquitectura Eléctrica de los Automóviles", *Convocatorias de Ayudas de Proyectos de Investigación*, 2004.
- [3] Torrent M., "Aportaciones al Diseño y a la Caracterización del Motor de Reluctancia Autoconmutado," *UPC, Tesis Doctoral*, Ingeniería Eléctrica, Marzo 2002.
- [4] Edrington C.S., Fahimi B., "Coolant Pump Drive: An Application for Switched Reluctance Machines," *Vehicular Technology Conference, IEEE 58<sup>th</sup>*, vol. 5, Oct. 2003
- [5] Thiemer H., "Influence of Automotive 42V Powernet on Small PMDC Motors," *IEEE, Electric Machines and Drives Conference*, pp.591-593, 2001.
- [6] Frank R, West J., "The transition from 14 to 42Volt Systems," *Conference Intertech*, June11-12, 2001
- [7] Rajashekar K., "42V Architecture for Automobiles," *Electrical Insulation and Electrical Manufacturing & Coil Winding Technology Conference*, Sept. 2003.
- [8] Kokernak J.M., Torrey D.A., "Motor Drive Selection for Automotive Applications," [www.advanced-energy-conv.com/pdfs/pcim01.pdf](http://www.advanced-energy-conv.com/pdfs/pcim01.pdf)
- [9] Slemmon G.R., "Electrical Machines for Variable-Frequency Drives," *Proceedings of the IEEE*, vol.82, no.8, Aug. 1994.
- [10] Murakami H., Kataoka H., Honda Y., "Highly Efficient Brushless Motor Design for an Air-conditioner of the Next Generation 42V Vehicle," *IEEE Industry Applications Conference*, vol. 1, 30 Sept.-4 Oct. 2001.
- [11] Varsani A., "Low Cost Brushless DC Motor Controller," *Thesis in Engineering, University of Queensland*, Nov. 2003.
- [12] Naidu M., Nehl T. W., Würth L., "Keeping cool while saving space and money: a semi-integrated, sensorless PM brushless drive for a 42-V automotive HVAC compressor," *IEEE Industry Applications Magazine*, vol. 11, no.4, Aug. 2005
- [13] Harris N.C., Jahns T., Huang S., "Design of an Integrated Motor/Controller Drive for an Automotive Water Pump Application," *IEEE, Industry Applications Conference*, vol.3, pp. 2028-2035, 2002.
- [14] Kokernak J.M, Torrey D.A., "Design Motor Drives for Low-Voltage Applications," *Conference Intertech*, June13-14, 2001.

CAPITULO I: INTRODUCCION A LOS ACCIONAMIENTOS DE BAJA TENSION EN EL AUTOMOVIL

- [15] Chang L., "Switched Reluctance Motors: Small Motors of the Next Generation for Automoviles?," *Vehicular Technology Conference*, IEEE 58<sup>th</sup>, vol 5, 6-9 Oct. 2003
- [16] Miller T.J.E., "Electronic Control of Switched Reluctance Machines," *Newnes Power Engineering Series*, 2001
- [17] Wijenayake A.H, Bailey J.M., McCleer P., "Design Optimization of an Axial Gap Permanent Magnet Brushless DC Motor for Electric Vehicle Applications," *Industry Applications Conf.*, vol.1, pp.685, Oct.1995.
- [18] Chang L., Muszynski J., "Design of a 5-Phase Permanent Magnet Brushless DC Motor for Automoviles," *IEEE 58<sup>th</sup> Vehicular Technology Conference*, vol 5, Oct 2003.
- [19] Lim J.Y., Jung Y.CH., Kim S.Y., "High Efficiency and Low Cost Switched Reluctance Motor for Air-Conditioner Blower," *IEEE PCC-Osaka* 2002.
- [20] Emadi A., "Handbook of Automotive Power Electronics and Motor Drives," *CRC Taylor & Francis*, 2005
- [21] Shao J., "Direct Back EMF Detection Method for Sensorless Brushless DC (BLDC) Motor Drives," Thesis Master of Science in Electrical Engineering, *Virginia Polytechnic Institute*, Sept. 2003.
- [22] Rajashekara K., Kawamura A., "Sensorless Control of Permanent Magnet AC motors," *IECON '94 20th International Conference*, vol. 3, 5-9 Sept. 1994
- [23] Anwar M. N., Husain I., Radun A. V., "A Comprehensive Design Methodology for Switched Reluctance Machines," *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 37, no. 6, pp. 1684-1692, Nov-Dec 2001.
- [24] Islam M.S., Anwar M. N., Husain I., "Design and Control of Switched Reluctance Motors for Wide-Speed-Range Operation," *IEE Proceedings Electronic Power Applications*, vol. 150, no. 4, pp. 425-430, July 2003
- [25] Chang L., "Design Procedures of a Switched Reluctance Motor for Automotive Applications," *IEEE, Electrical and Computer Engineering*, vol. 2, pp. May 1996
- [26] Krishnan R., "Switched Reluctance Motor Drives: Modeling, Simulation, Analysis, Design, and Applications," *CRC*.
- [27] Rahman K.M., Fahimi B., Suresh G., "Advantages of Switched Reluctance Motor Applications to EV and HEV: design and Control Issues", *IEEE Trans. on Industrial Applic.*, vol. 36, no.1, pp.111, Jan 2000.
- [28] Fahimi B., "Design of Adjustable Speed Switched Reluctance Motor Drives," *IECON'01: The 27<sup>th</sup> Annual Conference of the IEEE Industrial Electronic Society*, pp. 1577-1582, 2001.
- [29] Boldea I., "Reluctance Synchronous Machines and Drives," *Clarendon Press*. Oxford 1996.
- [30] Hossain S.A., Husain I., "Modeling, Simulation and Control of Switched Reluctance Motor Drives," *IECON '03, Industrial Electronics Society*, vol.3, Nov. 2003
- [31] Chang L., "Modeling of Switched Reluctance Motor," *IEEE, Electrical and Computer Engineering*, vol.2, pp. 866-869, May 1997.
- [32] ANSOFT, Manual-examples, <http://www.ansoft.com/products/em/max2d/>
- [33] Vukosavić S., "SRM Inverter Topologies. A Comparative Evaluation," *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 27, no.6, pp. 1034-1047, Nov-Dec1991.
- [34] Bose, B.K., "Power Electronics and Variable Frequency Drives: Technology and Applications," *IEEE Press*, 1997.
- [35] Husain I., "Minimization of Torque Ripple in SRM Drives," *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 49, no. 1, pp. 28-39, Feb 2002.
- [36] Derdiyok A., Inanc N., Özbülür V., "Improving Performance of Switched Reluctance Motor by Fuzzy Logic Controller," *Wiley, International Journal of Robust and Nonlinear Control*, no.9, pp. 307-317, 1999.
- [37] Stanković A.M., Tadmor G., Corić Z.J., "On Torque Ripple Reduction In Current-Fed Switched Reluctance Motors," *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 46, no.1, pp. 177-183, Feb 1999.

CAPITULO I: INTRODUCCION A LOS ACCIONAMIENTOS DE BAJA TENSION EN EL AUTOMOVIL

- [38] Anwar M.N., Husain I., Mir S., "Evaluation of Acoustic Noise and Mode Frecuencies with Design Variations of Switched Reluctance Machines," *IEEE Transactions on Industrial Applications*, vol. 39, no.3, pp. 695-703, May-June 2003.
- [39] Ehsani M., Fahimi B., "Elimination of Position Sensors in Switched Reluctance Motor Drives: State of the Art and Future Trends," *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 49, no.1, pp. 40-47, Feb 2002.
- [40] Castellana i Mendez F., "Aportacions al Desenvolupament dels motors de Reluctancia Autocommutats sense sensors de posicio," *UPC, Tesis Doctoral*, Dept. de Ingeniería Eléctrica, 1999.
- [41] Keim, T.A., "Systems for 42V Mass-Market Automoviles," *Elsevier, Journal of Power Sources* 127, pp.16-26, 2004.
- [42] Fahimi B., Gao Y., Ehsani M., "On the Suitability of Switched Reluctance Motor Drives for 42V Super High Speed Operation: Application to Automotive Fuel Cells," *The 27<sup>th</sup> Annual Conference of the IEEE Industrial Electronic Society*, 2001.
- [43] McCleer P.J., "Electric Drives for Pump, Fan, and Compressor Loads in Automotive Applications," *IEEE Industrial Electronics, ISIE '95*, vol. 1, 10 July 1995
- [44] Gao Y., "Speed Control of Switched Reluctance Motors," Thesis Master in Electrical Engineering, *Hong Kong University of Science and Technology*, Aug 2000.
- [45] Sozer Y., Torrey D.A., Mese E., "Automatic Control of Excitation Parameters for Switched Reluctance Motor Drives" *IEEE Transactions on Power Electronics*, vol. 18, no.2, pp. 594-603, March 2003.
- [46] Gallegos-Lopez G., Walters J., Rajashekara K., "Switched Reluctance Machine Control Strategies for Automotive Applications," *SAE Society of Automotive Engineers*, 2001.
- [47] Perat B. Jose I., "Contribucion al control de motores de reluctancia autoconmutados" *UPC, Tesis Doctoral*, Dept. Ingeniería Eléctrica, Junio 2006.
- [48] Salsench Jordi., "Accionaments per a motors de reluctancia commutada" *URV, Tesis Ingeniería Dept. Ingeniería Eléctrica*, Noviembre 2003.
- [49] Kuzmichev V., "Switched reluctance motors for electrical drives of electric power plants equipment", *Presentation MPEI (TU), ORGRES*,



## CAPITULO II

# MODELADO DEL SISTEMA DE AIRE ACONDICIONADO (A/C) EN EL AUTOMOVIL

---

### 2.1 Introducción

Con la finalidad de entender la actuación del compresor asociado a su operación con un motor eléctrico, es necesario entender como es la operación del compresor cuando es participe del ciclo de refrigeración dentro de un sistema de aire acondicionado. Es decir, es necesario tratar los procesos termodinámicos y de transferencia de calor que ocurren dentro del compresor y todo el sistema *A/C* con el fin de estimar un punto de operación acorde a los sistemas térmico y eléctrico.

Este capítulo introduce de manera sencilla y práctica un modelo matemático de estado estacionario de las componentes de sistema de aire acondicionado de un automóvil y su cabina realizado en *MATLAB-Simulink* siguiendo los pasos de herramientas de análisis térmico y de diseño *HVAC* en el automóvil como: *e-Thermal* desarrollado por *General Motor Co.*[1], *HVAC* de *Amesim* para *Renault* [2], *Dymola* por *Modelon* [3], *Delphi* [4-5], *Condiz* [46], *D. Chrysler* [6] y de otros módulos o sistemas en estudio [7-9]. Así como literatura concerniente a la aplicación y/o desarrollo del producto para accionamientos eléctricos en sistemas de enfriamiento, bombas, compresores y relacionados [10-20].

Debido a la ausencia de datos experimentales en lo que al sistema *A/C* se refiere, este modelo es validado y confrontado en lo que al compresor y a los intercambiadores de calor se refiere a partir de [21], el cual a su vez dispone de datos experimentales suministrados por *Renault*.

### 2.2 Ciclo de Vapor Compresión

En actuales aplicaciones automotrices el ciclo de refrigeración más común es el ciclo de vapor compresión utilizando como refrigerante el R134a [22]. El ciclo de vapor compresión, ya utilizado para el acondicionamiento de aire en los edificios, tiene que adaptarse en este caso a un ambiente adverso, sumamente cálido, en movimiento, vibrante y que proporciona energía mecánica con potencia variable.

*CAPITULO II: MODELADO DEL SISTEMA DE AIRE ACONDICIONADO (A/C) EN EL AUTOMOVIL*

Para ello se asume que el sistema esta operando en estado estacionario, por lo que los cambios en las energías cinética y potencial son despreciables [23]. Una mayor descripción del vocabulario utilizado en esta sección se encuentra en el Anexo 1. A continuación se explican brevemente todos los procesos referentes al proceso de refrigeración, los cuales se presentan como internamente reversibles con excepción del proceso de expansión. A pesar de la inclusión de este proceso irreversible, el ciclo es normalmente referido a un ciclo ideal.

Por consiguiente, el ciclo teórico presentado en la figura 2.1, se divide en cuatro etapas: 1. Compresión, 2. Condensación del vapor, 3. Expansión y 4. Evaporación del fluido refrigerante.

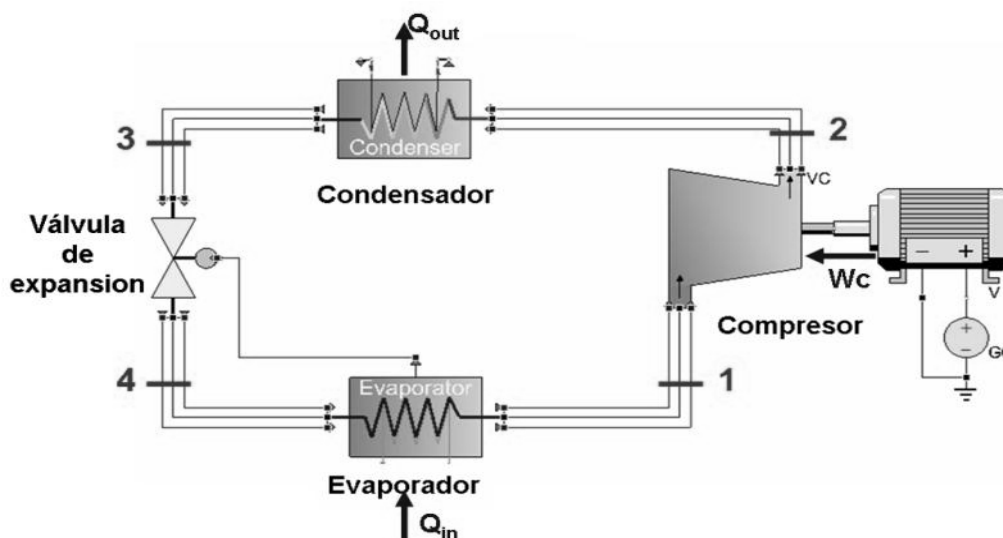


Figura 2.1 Ciclo de refrigeración de vapor compresión [24]

### 2.2.1 Compresión.

El proceso de compresión es realizado por el compresor y corresponde a las etapas 1 a 2 de la figura 2.1 y figura 2.2. El punto 1 establece que el refrigerante deja el evaporador e inmediatamente es comprimido a una presión y temperatura relativamente alta. Es por ello que el compresor tiene dos funciones dentro del ciclo de refrigeración: extraer los vapores de baja presión generados en el evaporador, y además comprimir estos vapores a una presión suficiente para que se pueda realizar la condensación, la cual corresponde a la siguiente etapa. La finalidad primordial del compresor es asegurar la circulación del flujo masico refrigerante ( $\dot{m}_r$ ) a través de todas las componentes del sistema.

Es importante para el presente trabajo asumir que no hay transferencia de calor desde o hacia el compresor. Por lo tanto, es bien conocido que la conservación de la masa y la energía aplicada al control del volumen encerrado en el compresor da como resultado:

$$\frac{\dot{W}_c}{\dot{m}_r} = h_2 - h_1 \quad (2.1)$$

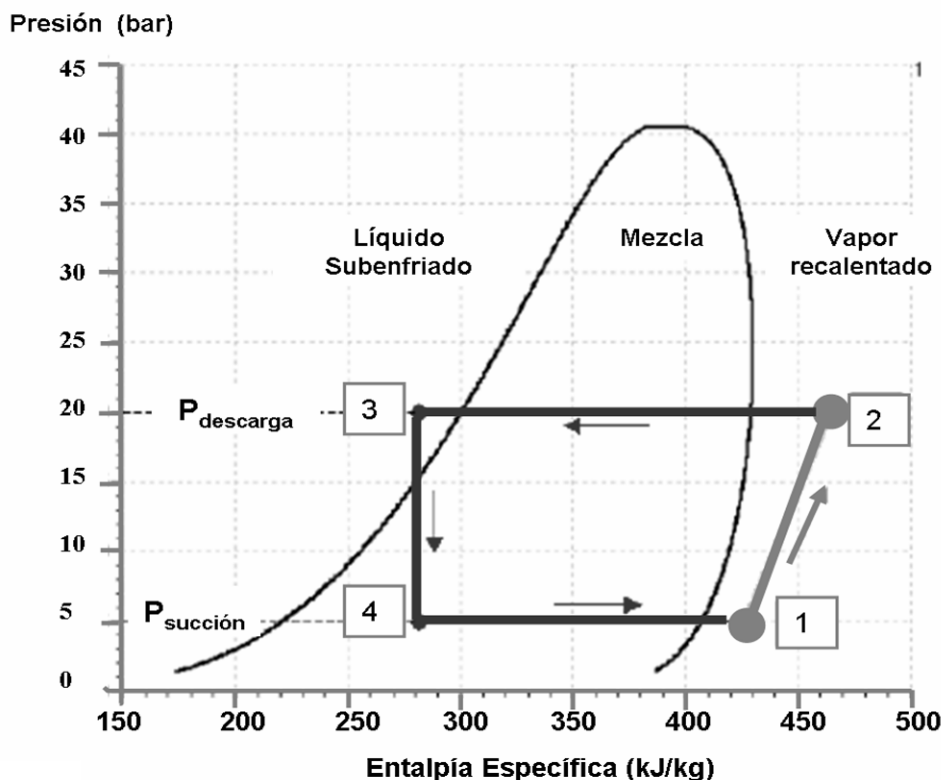
Donde :

$\dot{W}_c$  : Trabajo hecho por el compresor, en kJ/s

$\dot{m}_r$  : Flujo masico refrigerante, en kg/s.

*CAPITULO II: MODELADO DEL SISTEMA DE AIRE ACONDICIONADO (A/C) EN EL AUTOMOVIL*

$h_2, h_1$  : Valor de las entalpías a la salida y entrada del compresor en kJ/kg, las cuales se hallan a partir del diagrama de Mollier.



**Figura 2.2** Diagrama p-h del refrigerante R134a, para la representación del ciclo vapor-compresión, para el modo de operación del compresor

**2.2.2 Condensación.**

La condensación es el proceso realizado en un intercambiador de calor denominado condensador correspondiente a los puntos 2-3 de la figura 2.1 y figura 2.2. Esto significa que al pasar el fluido refrigerante a través del condensador, el refrigerante es condensado, este fenómeno se produce porque inicialmente el vapor que sale del compresor se des-recalienta a temperatura variable, y a continuación cambia al estado líquido a temperatura constante. Corresponde a un estado de alta presión y alta temperatura, por lo que hay transferencia de calor desde el refrigerante a alrededores del condensador.

Para un volumen controlado encerrado en el lado refrigerante del condensador. El cambio de transferencia de calor del refrigerante  $\dot{Q}_{out}$ , por unidad de masa de refrigerante  $\dot{m}_r$ , corresponde a la diferencia de entalpías a la entrada y salida del condensador,  $h_2-h_3$  así:

$$\frac{\dot{Q}_{out}}{\dot{m}_r} = h_2 - h_3 \tag{2.2}$$

### **2.2.3 Expansión Isoentálpica**

La expansión isoentálpica corresponde al proceso realizado por un dispositivo de expansión y concierne a los puntos 3-4 de la figura 2.1 y figura 2.2. En este proceso la presión se reduce sin intercambio de calor o de trabajo. Además de la pérdida de presión el refrigerante líquido se vaporiza parcialmente, con un descenso significativo de la temperatura. En la válvula de expansión la presión del refrigerante se decreta en un proceso isoentálpico fuertemente irreversible por lo cual no hay transferencia de calor, lo que significa que las entalpías a la entrada,  $h_3$  y salida del proceso,  $h_4$  son iguales como se observa en la ecuación 2.3.

$$h_4 = h_3 \quad (2.3)$$

El proceso de expansión no involucra una entrada o salida de potencia, por lo que al ser un proceso isoentrópico, el flujo de masa refrigerante es constante, como se anota en la ecuación 2.4. Sin embargo el refrigerante al dejar la válvula (punto 4) se encuentra en un estado de mezcla a dos fases liquido-vapor.

$$\dot{m}_3 = \dot{m}_4 = \dot{m}_r \quad (2.4)$$

### **2.2.4 Evaporación**

La evaporación es el proceso realizado por un intercambiador de calor denominado evaporador correspondiente a los puntos 4-1 de la figura 2.1 y figura 2.2. En este proceso se tiene lugar el efecto de enfriamiento de la cabina cuando se trabaja como refrigeración. Al pasar el refrigerante a través del evaporador, la transferencia de calor realizada por el intercambiador desde el espacio refrigerado resulta en la vaporización del refrigerante. Idealmente, el vapor a la salida del proceso de evaporación sale en forma saturada y a baja presión.

Al considerar un volumen controlado del refrigerante encerrado en el lado del evaporador, las leyes de conservación de masa y energía aplicada sobre este volumen permiten dar el cambio de transferencia de calor por unidad de masa del fluido refrigerante en el evaporador, como se establece en la ecuación 2.5.

$$\frac{\dot{Q}_{in}}{\dot{m}_r} = h_1 - h_4 \quad (2.5)$$

Donde: el cambio de transferencia de calor del refrigerante en el evaporador,  $\dot{Q}_{in}$  es referido como la capacidad de refrigeración, en kW.

### **2.2.5 Rendimiento del ciclo Vapor-Compresión**

El propósito de la maquina de refrigeración A/C consiste en la remoción de calor del interior de la cabina, mientras el trabajo para realizar dicho proceso sea el mínimo posible. Una medida de la eficiencia energética del sistema general es el coeficiente de operación (*COP-Coefficient of Performance*) y se establece así:

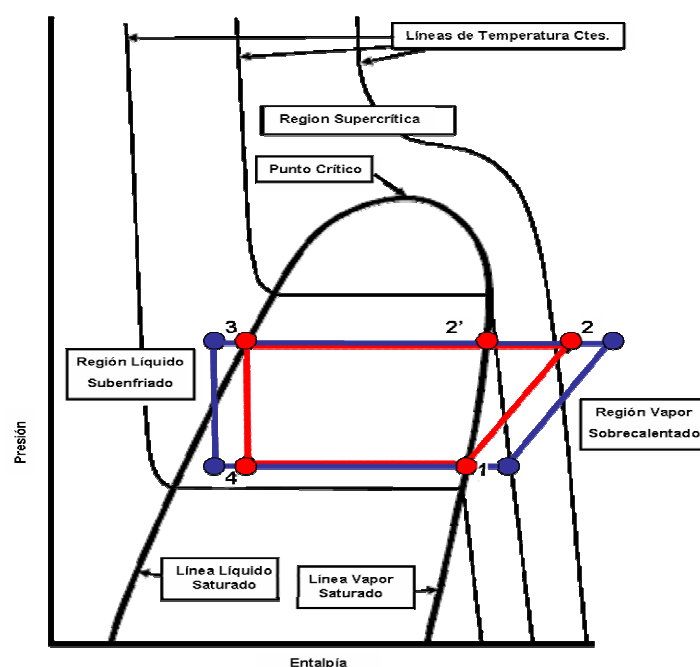
$$COP = \frac{\dot{Q}_{in}}{\dot{W}_c} = \frac{h_1 - h_4}{h_2 - h_1} \quad (2.6)$$

CAPITULO II: MODELADO DEL SISTEMA DE AIRE ACONDICIONADO (A/C) EN EL AUTOMOVIL

Este parámetro es de especial importancia en secciones posteriores con el fin de evaluar la bondad de un sistema sobre otro, su valor es participe en el diseño del control para el motor que maneja dicho compresor y objeto de esta investigación. Generalmente el rendimiento del sistema A/C en condiciones nominales de trabajo es superior a la unidad.

### 2.2.6 Diferenciación caso real vs. caso teórico.

En el mundo real la operación practica del sistema A/C, se desvía respecto al ciclo estándar de vapor compresión, ambos son representados en trazos negros y rojos en el diagrama p-h o de presión entalpía de la figura 2.3 respectivamente. Cabe señalar que el paso del refrigerante por los sistemas condensador y evaporador ocasiona caídas de presión, las cuales desvían el proceso ligeramente del comportamiento que le correspondería si fuera un ciclo estándar, de allí radica la dificultad tanto para el condensador y evaporador de finalizar exactamente en puntos de operación sobre las líneas de líquido y vapor saturado respectivamente. [23]



**Figura 2.3 Diagrama de presión/entalpía, con ciclo de vapor compresión. La línea roja y azul corresponde al caso estándar y práctico respectivamente [23]**

Lo más conveniente es la operación del condensador en la región de líquido subenfriado, con el fin de asegurar una aceptable ejecución bajo diferentes tipos de carga, además de cerciorar que solo líquido refrigerante fluye al mecanismo de expansión. De igual manera, los evaporadores están diseñados para trabajar ligeramente sobrecalentados (5-15%), esto asegura que solo vapor y no líquido fluya al compresor.

Aunque el ciclo de refrigeración de una maquina de frío real, se desvíe ligeramente del ciclo vapor-compresión "ideal"; tiene sentido en este trabajo, hacer un estudio del proceso de enfriamiento utilizando el ciclo estándar de vapor compresión. En tal ciclo, los procesos fundamentales son la base para entender e identificar con facilidad el ciclo de refrigeración real así como sus condiciones de operación. A raíz de lo anterior, el sistema de A/C para el automóvil ha sido modelado basado en el ciclo típico estándar del modelo vapor-compresión.

## **2.3 Modelo Matemático del Sistema A/C**

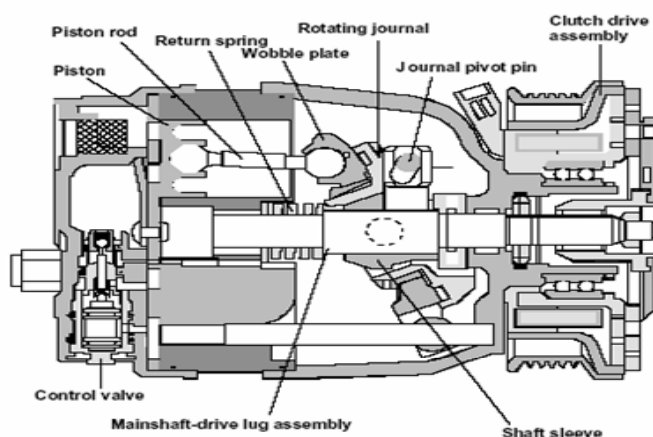
La simulación del sistema A/C esta basado en los modelos matemáticos de estado estacionario de cada una de las componentes del circuito de refrigeración entre los que se incluyen el compresor, los intercambiadores de calor, la válvula de expansión termoestática, así como la cabina, el ventilador del evaporador y el acumulador. Como es de prever, en la literatura técnica constan desarrollos o estudios que abordan el modelado del sistema de aire acondicionado automotriz [7,9,19,21,25-31]; en parte la metodología a continuación esta basada en dichos modelos.

Cada componente del sistema anteriormente mencionado, es modelado en base a una serie de consideraciones y en otros casos en razón a los datos de manufactura, como en el caso del compresor. Sin embargo el procedimiento a continuación presentado, no se restringe a un modelo de componentes y de manufactura en particular, ya que el procedimiento de trabajo es de ámbito general.

### **2.3.1 Compresor.**

#### **2.3.1.1 Tipos de Compresor**

Como bien se conoce, el compresor es el corazón del sistema de refrigeración de vapor-compresión. Existen muchos tipos de compresores disponibles para el automóvil, ello es debido a la variedad de formas y tipos de sistema de compresión, y características. Las ventajas de cada uno de ellos se indican en la tabla 2.1. La figura 2.4 muestra un diagrama del compresor de cilindrada variable incluyendo su válvula de regulación.



**Figura 2.4 Compresor de cilindrada variable y válvula de regulación. [25]**

Aunque el compresor de cilindrada variable es hoy por hoy el más popular en el sector automotriz, el objetivo de este estudio es utilizar un compresor de cilindrada fija con el fin de estudiar la operación del compresor a su máxima capacidad y de sus incidencias sobre todo el sistema A/C, considerando la cilindrada del compresor de 162.2 cm<sup>3</sup>, 118.6 cm<sup>3</sup> o 112.5 cm<sup>3</sup> como ejemplo.

*CAPITULO II: MODELADO DEL SISTEMA DE AIRE ACONDICIONADO (A/C) EN EL AUTOMOVIL*

**Tabla 2.1 Características representativas de compresores del sector de la automoción [26]**

<b>Tipo de Compresor</b>	<b>Características Representativas</b>	
	<b>Descripción</b>	<b>Ventajas</b>
<b>Alternativos con pistones y cigüeñal</b>	De uno a tres cilindros y pistones de aluminio con uno o dos aros, bielas de aluminio o acero, cigüeñal de acero sobre cojinetes de bronce, bolas o agujas.	Ampliamente establecido y más antiguo. Mayor fiabilidad, alto rendimiento y menor absorción de potencia.
<b>Rotativos de paletas</b>	Pueden ser cilíndricos u ovalados con rotor excéntrico de dos a cinco paletas o tres o cuatro paletas respectivamente. El rotor tiene ranuras longitudinales inclinadas donde van alojadas las paletas.  Al girar el rotor, las paletas por la fuerza centrífuga tienden a salir del mismo y se produce el contacto con el interior de cilindro efectuándose el barrido del gas comprimiéndolo.	Buen rendimiento a velocidades medias y altas debido a que las paletas barren perfectamente por la parte frontal.  Sin embargo, en los laterales presentan deficiencias al presentarse escape del gas comprimido
<b>Rotativos sistema Wankel</b>	Formado por un rotor semitriangular movido por un cigüeñal excéntrico y en una doble cámara. Dispone de dos lumbreras de admisión y dos válvulas de descarga situadas en el lateral del compresor.	Alto rendimiento volumétrico para giros de hasta 12.000 r.p.m.
<b>Compresores de espiral</b>	Es un tipo rotativo sin paletas, utiliza un sistema de espirales fija y móvil.	Silencioso y prometedor
<b>Compresores radiales</b>	Lanzado al mercado en 1975. Actualmente en estudio y desarrollo los turbo compresores, los de membrana magnética y los de pistones electromagnéticos.	Usado durante años con buen resultado y rendimiento. La desventaja radica en su peso
<b>Compresor de cilindrada fija</b>	Compuestos por cinco o siete pistones, donde el ángulo del plato oscilante define el desplazamiento de los pistones.  Así mismo, la variación del plato oscilante es impuesta por la rotación en el eje del compresor.	Diseñado para trabajar a máxima capacidad o equivalente a condiciones climáticas de verano donde por lo general esta en marcha.  El COP empeora debido a que el flujo masico refrigerante es mayor.
<b>Compresor axial de cilindrada variable</b>	Sus pistones pueden efectuar una cilindrada variable entre el 6% y el 100% de su cilindrada. Estos tienen los pistones fijos en un plato-leva de ángulo variable, el cual varía su ángulo de giro según la presión de retorno del gas, variando entre 1,5° y 24°.  Corresponde a un compresor controlado internamente a través de una válvula automática llamada <i>Mass Flow Compensated Valve (MFCV)</i> que controla la presión de evaporación; teniendo en cuenta la presión de descarga del compresor se activa las posiciones del plato-leva.	Este compresor no se ve expuesto al golpe de entrada, o sea, al retorno de gas en fase líquida al compresor, causante de los gripamientos.

**2.3.1.2 Modelo del proceso de compresión**

El modelo de compresor de cilindrada fija y variable esta basado en la inclusión de las eficiencias volumétrica ( $\eta_{vol}$ ) e isentrópica ( $\eta_{is}$ ) las cuales son función de la velocidad de rotación del compresor ( $w_{comp}$ ) y en función de la relación de presiones a la salida y a la entrada del compresor ( $P_d/P_s$ ).

$$\eta_v, \eta_{is} \cong f((P_d / P_s), \omega_{comp}) \quad (2.7)$$

La variación de la presiones de succión y descarga cambia en función del flujo masico refrigerante ( $\dot{m}_r$ ), del cambio en la relación de entalpías a la salida y entrada del compresor, y de la eficiencia volumétrica. Por tal motivo la eficiencia volumétrica es usada para computar el flujo masico refrigerante a su paso por el compresor, así:

$$\dot{m}_r = \eta_{vol} \cdot \rho_s \cdot w_{comp} \cdot d_{comp} \quad (2.8)$$

CAPITULO II: MODELADO DEL SISTEMA DE AIRE ACONDICIONADO (A/C) EN EL AUTOMOVIL

Donde:  $\rho_s$  corresponde a la densidad en la presión de succión en  $\text{kg/m}^3$ ; y  $d_{comp}$  a la posición fija de la válvula de desplazamiento del compresor,  $\text{cm}^3$ .

La eficiencia isentrópica es usada para computar el incremento de entalpía a través del compresor. La eficiencia isentrópica puede ser expresada como sigue, basada en la figura 2.3.

$$\eta_{is} = \frac{h_2' - h_1}{h_2 - h_1} \quad (2.9)$$

Donde:  $\eta_{is}$  corresponde a la eficiencia isentrópica,  $h_2'$  es la entalpía específica de descarga isentrópica,  $h_1$  es la entalpía específica de succión y  $h_2$  es la entalpía específica de descarga.

El incremento de entalpía se calcula como sigue:

$$\Delta h_{2-1} = h_2 - h_1 = \frac{h_2' - h_1}{\eta_{is}} \quad (2.10)$$

El cambio entálpico en la zona 2-1, corresponde al cambio de entalpías en terminales del compresor, junto con el flujo de masa refrigerante circulando entre los terminales del compresor. Esto implica una potencia demandada por el compresor que de acuerdo con la ecuación 2.1, podemos expresar de la siguiente manera:

$$P_{comp} = \dot{m}_r \cdot \Delta h_{2-1} \quad (2.11)$$

Como resultado el cambio de flujo entálpico en la succión y a la salida del compresor en estado de saturación es función de:

$$h_1 = f(P_s, \rho_s) \quad (2.12)$$

$$h_2' = f(P_d) \quad (2.13)$$

La eficiencia mecánica  $\eta_{mec}$ ; la potencia del compresor  $P_{comp}$  en kW; y la velocidad de rotación del compresor  $\omega_{comp}$  en este caso en rpm, son usadas para computar el par  $T_{comp}$ , en Nm; como se expresa a continuación:

$$T_{comp} = 9550 \frac{P_{comp}}{\eta_{mec} \cdot \omega_{comp}} \quad (2.14)$$

### 2.3.1.3 Consideraciones realizadas

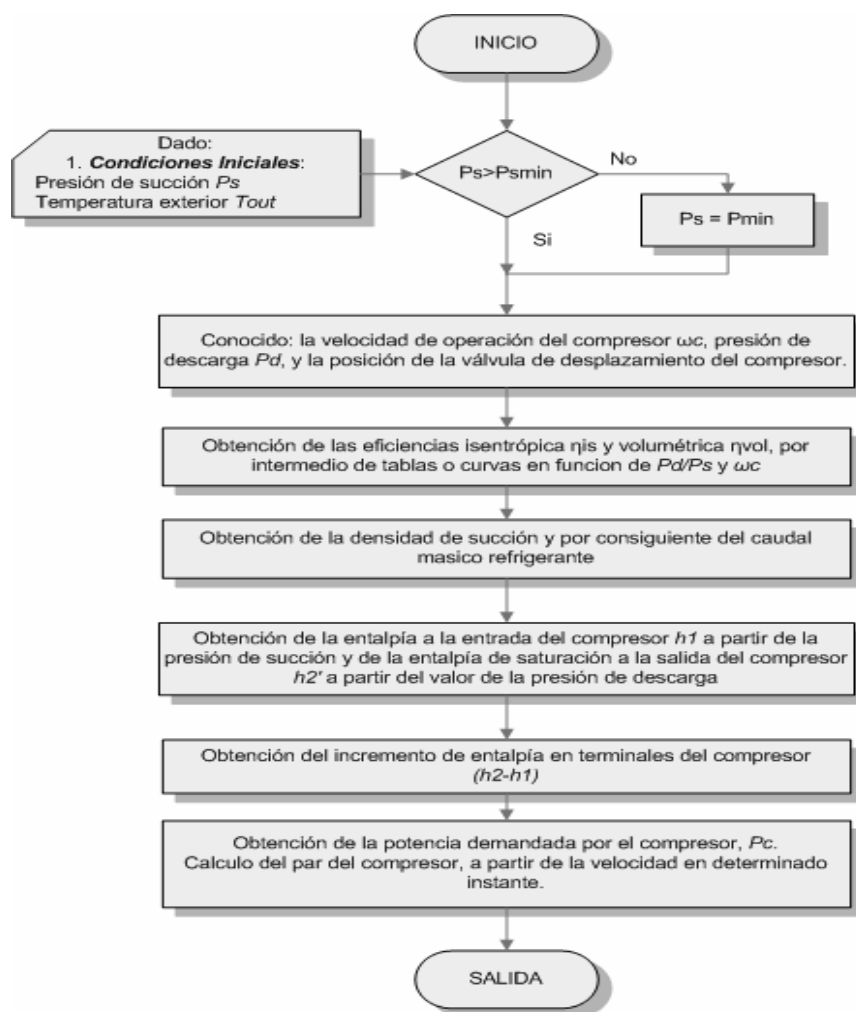
- Para el modelo, las eficiencias isentrópicas y volumétricas son suministradas como tablas en función de la velocidad de rotación del compresor y de la diferencia de presiones. Estas tablas son suministradas por el fabricante [32], a partir de datos conocidos experimentales [21] o con ayuda de un software de simulación alternativo de ámbito automatizado [2].



*CAPITULO II: MODELADO DEL SISTEMA DE AIRE ACONDICIONADO (A/C) EN EL AUTOMOVIL*

- Cuando se habla de la potencia del compresor, se debe tener en cuenta las pérdidas debidas a las resistencias por rozamientos de los pistones (aros), cojinetes, prensaestopas, etc. Por lo que el rendimiento mecánico suele ser del 80-90% [33]
- El valor de la densidad de succión se considera función de la presión de succión en saturación es decir sobre la región de vapor en saturación.

El diagrama de flujo de la figura 2.5 resume el cálculo anteriormente expuesto del modelo del compresor.



**Figura 2.5 Modelo general del diagrama de flujo de carga para el compresor**

### 2.3.2 El intercambiador de Calor

Tanto el evaporador como el condensador son intercambiadores de calor. El funcionamiento de los intercambiadores de calor depende de un gran número de parámetros de diseño y condiciones de operación muy complejas, de allí la gran ayuda de una herramienta computacional o de un conjunto de suposiciones que permitan reproducir fácilmente la gran variedad de propiedades termodinámicas del refrigerante a su paso por intercambiador de calor.

Es por ello, que al establecer un modelo genérico del evaporador, se asume que la resistencia térmica debida a las paredes de conducción, los contactos y la fricción son insignificantes.

## CAPITULO II: MODELADO DEL SISTEMA DE AIRE ACONDICIONADO (A/C) EN EL AUTOMOVIL

En el caso del condensador todo se resume en establecer un rango de presiones de trabajo estable y constante.

Es importante resaltar que para un automóvil, el evaporador suele ser el más compacto de los intercambiadores de calor debido a que los coeficientes de convección son altos y a que su ubicación es bastante crítica al estar situado muy cerca de la cabina.

Las geometrías de intercambiadores de calor utilizadas por automóviles convencionales actualmente se basan en las siguientes combinaciones: Condensador: configuración de tubos planos y aletas. Evaporador: la combinación anterior además de aquella de tubos redondos y aletas, los cuales se utilizan en los modelos de Megane (X-64) y Clío (X-65) de Renault respectivamente [21].

Estos tipos de intercambiadores se detallan a continuación.

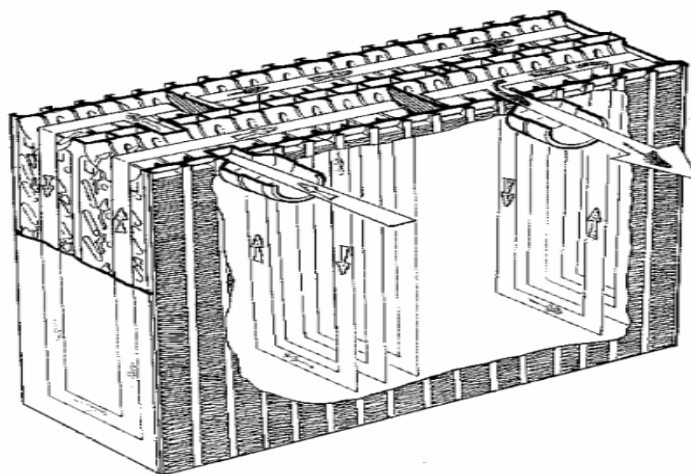
### **2.3.2.1 Tecnologías de Intercambiadores de calor (IC)**

Existen tres tecnologías de evaporadores actualmente en el mercado de la climatización del automóvil: tipo serpentín, tipo placas y aletas, y tipo tubos y aletas. Sobre estas dos últimas tecnologías se realiza una breve sinopsis.

#### *2.3.2.1.1 La tecnología de placas y aletas*

Esta sustituyendo progresivamente los evaporadores de tubos y aletas ya que resultan más económicos para grandes series. Esta tecnología es utilizada tradicionalmente por constructores americanos. [34]

El circuito esta formado por una serie de placas soldadas entre si formando canales en cuyo interior circula el refrigerante R134a. El fluido que realiza un recorrido de ida por la mitad del canal, da un giro de 180° y realiza un recorrido de vuelta por la otra mitad del canal, mientras se va evaporando al captar el calor del aire que circula por el exterior como se observa en la figura 2.6. Los canales de aire de la superficie exterior disponen de numerosas aletas tipo persianilla que permiten aumentar el área de transmisión de calor por el lado del aire.



**Figura 2.6 Evaporador de placas. [34]**

## CAPITULO II: MODELADO DEL SISTEMA DE AIRE ACONDICIONADO (A/C) EN EL AUTOMOVIL

Un ejemplo de ello es el Renault-Megane el cual posee 24 canales de refrigerante y 25 canales de aire. El fluido refrigerante entra en el evaporador a través de un colector de entrada, el cual divide el caudal másico entre los 24 canales y sale por un colector de salida que recoge el refrigerante evaporado de todos los canales. [21]

### 2.3.2.1.2 *La tecnología de tubos y aletas*

Están constituidos por tubos cilíndricos en forma de horquilla, insertados paralelamente entre unas aletas, y expandidos mecánicamente para favorecer los intercambios térmicos entre los tubos y las aletas. Los tubos se unen entre ellos en cada extremo mediante codos, de manera que se subdivide el intercambiador en varias secciones paralelas, de longitud e intercambio térmico idénticos, como se muestra en la figura 2.7. El aire circula por la parte exterior de los tubos en flujo cruzado con el refrigerante. Es una tecnología muy utilizada por los constructores europeos. [34]

Los tubos y las aletas están hechos de metales con un alto índice de conductividad y poco peso, con lo que el espesor de la superficie a mecanizar es reducido. El cobre y el aluminio poseen estas propiedades. Esta tecnología de IC es utilizada en el modelo Renault-Clío. El fluido refrigerante entra al evaporador a través de un colector de entrada, el cual divide el caudal másico entre los seis circuitos que forman los tubos del evaporador y sale a través de un colector de salida. [21].

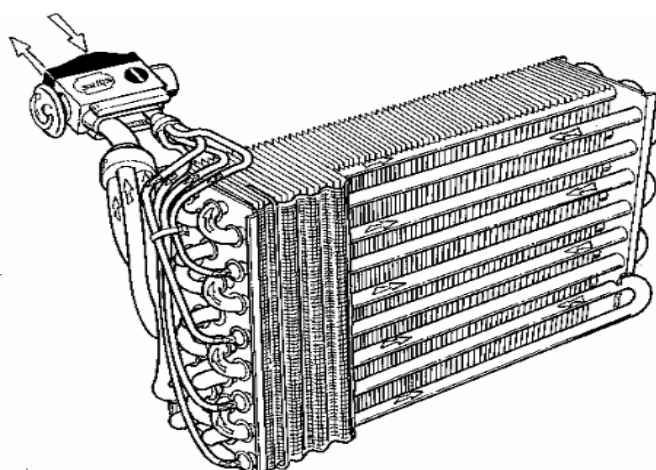


Figura 2.7 Evaporador de tubos y aletas [31]

### 2.3.2.2 *Modelo del proceso de intercambio de calor – Evaporador*

Desde el punto de modelado, el evaporador y el condensador son aproximados de manera similar. La forma más sencilla para el cálculo de las ecuaciones de transferencia de calor dentro del evaporador se realiza al analizar los balances energéticos tanto del lado del aire como del refrigerante.

#### 2.3.2.2.1 *Balance energético del aire*

La potencia cedida por el aire o potencia frigorífica del circuito,  $Q_{evap}$ , se puede descomponer en un término correspondiente a la potencia de refrigeración y otro debido a la potencia de condensación:

*CAPITULO II: MODELADO DEL SISTEMA DE AIRE ACONDICIONADO (A/C) EN EL AUTOMOVIL*

$$Q_{evap} = \dot{m}_a \cdot C_{p_a} \cdot (T_i - T_f) + \dot{m}_a \cdot L \cdot (Ha_i - Ha_f) \quad (2.15)$$

Donde:

$m_a$  : caudal masico del aire que atraviesa el evaporador, en kg/s

$C_{pa}$  : calor especifico del aire, en J/kg.°C

$T_i$  : temperatura del aire a la entrada del haz de tubos del intercambiador, en °C

$T_f$  : temperatura del aire a la salida del haz de tubos del intercambiador, en °C

$Ha_i$  : humedad absoluta del aire a la entrada del intercambiador, en kg de agua por kg de aire seco

$Ha_f$  : humedad absoluta del aire a la salida del intercambiador, en kg de agua por kg de aire seco.

$L$  : calor latente de evaporación del agua, en J/kg

Esta formula es valida si existe condensación en las aletas del evaporador. Al asumir que no hay condensación, es decir que el aire se lleva a una temperatura superior a la temperatura de rocío, la potencia calorífica cedida por el refrigerante se limita solo a la potencia de refrigeración, es decir:

$$Q_{evap} = \dot{m}_a \cdot C_{p_a} \cdot (T_i - T_f) \quad (2.16)$$

Aunque es muy difícil estimar las prestaciones de un ciclo frigorífico conociendo únicamente las temperaturas antes y después del evaporador. Se asume que la humedad del aire aspirado es siempre constante con una saturación del 100%. Esto se debe a que la humedad tiene una gran importancia ya que puede limitar de manera importante la potencia frigorífica del evaporador, así, cuanto más húmedo sea el aire aspirado, mayor será la condensación sobre las aletas y menos enfriamiento del aire. [34]

Al suponer que toda la potencia frigorífica del evaporador corresponde a la potencia de refrigeración de la cabina se puede aproximar que:

$$Q_{evap} = Q_{cab} \quad (2.17)$$

Para el tema de la cabina, se hablara de dos valores de temperatura que en refrigeración, nombraremos como  $T_{c_{in}}$  y  $T_{c_{out}}$  respectivamente. La primera corresponde a la temperatura del aire en la cabina que entraría al intercambiador de calor y la segunda a la temperatura del aire en la cabina justo después de pasar por el evaporador. De allí que para refrigeración  $T_{c_{in}} > T_{c_{out}}$

La potencia de refrigeración de la cabina vendrá determinada por la siguiente ecuación:

$$Q_{cab} = \dot{m}_a \cdot C_{p_a} \cdot (T_{c_{in}} - T_{c_{out}}) \quad (2.18)$$

### 2.3.2.2.2 Características de los intercambios térmicos

Cuando se intenta predecir el cambio de transferencia de calor entre dos fluidos en la geometría de un intercambiador de calor, la complejidad del problema es notable, debido a sus muchos caminos de flujo. Sin embargo, el cambio de transferencia de calor de un fluido a otro en el intercambiador de calor puede ser expresado como:

*CAPITULO II: MODELADO DEL SISTEMA DE AIRE ACONDICIONADO (A/C) EN EL AUTOMOVIL*

$$\dot{q} = U.A.(\Delta t_{lm}) \tag{2.19}$$

Donde:

- $\dot{q}$  : el índice de transferencia de calor en un intercambiador
- $\Delta t_{lm}$ : la diferencia de temperatura promedio entre fluidos o entre dos puntos del intercambiador.
- A : es el área total efectiva, la cual es asociada al tipo de intercambiador de calor.

La tarea principal de esta ecuación consiste en encontrar el valor de  $U$  o coeficiente global de transferencia de calor en  $W/m^2K$ ; el cual incorpora los valores de transferencia de calor tanto del lado del refrigerante como del aire y las resistencias térmicas generadas por la forma del intercambiador de calor.

De igual manera, acorde al tipo de construcción y la disposición del flujo, los intercambiadores de calor se clasifican en:

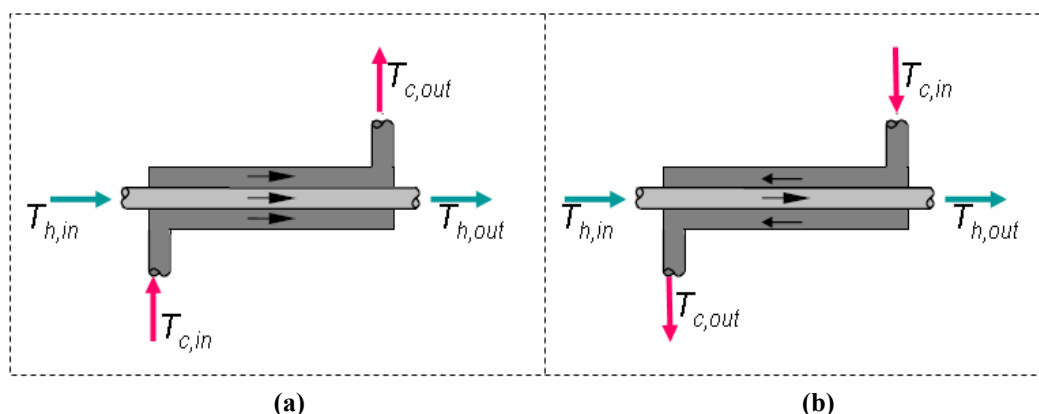
- ***Tubos concéntricos***: Es uno de los intercambiadores de calor mas simples en donde los fluidos calidos y fríos se mueven en la misma dirección o en sentido opuesto, en un tubo concéntrico o de construcción de doble tubo. [35]

***Configuración de flujo-paralelo***: tanto los flujos calidos y fríos entran por un mismo lado, moviéndose en una misma dirección y saliendo por un costado final simultáneamente, como se ve en la figura 2.8a

***Configuración a contra flujo***: los fluidos entran y salen en terminales opuestos y fluyen en direcciones contrarias, como se observa de la figura 2.8b

La diferencia de temperatura promedio entre fluidos o entre dos puntos del intercambiador  $\Delta t_{lm}$  corresponde de manera general a:

$$\Delta t_{lm} = \frac{\Delta T_2 - \Delta T_1}{\ln(\Delta T_2 / \Delta T_1)} = \frac{\Delta T_1 - \Delta T_2}{\ln(\Delta T_1 / \Delta T_2)} \tag{2.20}$$



**Figura 2.8 Intercambiadores de calor de tubos concéntricos. (a) Configuración flujo paralelo, (b) Configuración a contra flujo**

Ambas configuraciones de tubos concéntricos permiten determinar y variar  $\Delta t_{lm}$  en base a la figura 2.8 en:

CAPITULO II: MODELADO DEL SISTEMA DE AIRE ACONDICIONADO (A/C) EN EL AUTOMOVIL

Configuración flujo paralelo:

$$\Delta t_{lm,PF} = \frac{(T_{h_{out}} - T_{c_{out}}) - (T_{h_{in}} - T_{c_{in}})}{\ln\left(\frac{(T_{h_{out}} - T_{c_{out}})}{(T_{h_{in}} - T_{c_{in}})}\right)} \quad (2.21)$$

Configuración a contra flujo:

$$\Delta t_{lm,CF} = \frac{(T_{h_{out}} - T_{c_{in}}) - (T_{h_{in}} - T_{c_{out}})}{\ln\left(\frac{(T_{h_{out}} - T_{c_{in}})}{(T_{h_{in}} - T_{c_{out}})}\right)} \quad (2.22)$$

- Flujo cruzado: Es aquel en el que el movimiento de los fluidos se mueve cruzadamente o perpendicularmente uno del otro. Su campo de acción se centra en los intercambiadores de calor de placas, muy común en los automóviles actuales.

Todo lo anterior implica la elección de un tipo de intercambiador para la función de evaporación. A partir de [21], se elige como sujeto de esta aplicación el intercambiador de tubos y aletas (X-65) conformado por 6 circuitos,  $M$ ; de 12 tubos cada uno,  $N$ , cada tubo corresponde a cada uno de los pasos del circuito y cada tubo posee un diámetro,  $D_i$  de 10mm. Se asume que la configuración del intercambiador es a contra flujo.

Las condiciones de flujo se hacen mas complicadas cuando hay intercambiadores de calor de múltiple paso, sin embargo la ecuación 2.19 puede ser usada al aplicarse un factor de corrección o de ajuste  $F$ . El valor de  $F$  depende de la configuración del intercambiador y su multiplicidad [34]. La ecuación 2.23 muestra el caso de uso de un intercambiador de calor tipo tubular a contra flujo.

$$\Delta t_{lm} = F \cdot \Delta t_{lm,CF} \quad (2.23)$$

De igual manera, el coeficiente de transferencia de calor total para este tipo en particular de evaporador se deduce de la ecuación de resistencia térmica de la pared,  $R_{eq}$  equivalente así:

$$R_{eq} = \frac{1}{UA} = \frac{1}{h_i \cdot A_i} + \frac{\ln(D_o/D_i)}{2\pi kL} + \frac{1}{h_o \cdot A_o} \quad (2.24)$$

Donde: Las subcripciones  $o$  e  $i$  se refieren a las superficies exterior e interior del tubo del intercambiador.

$h$ , : valor del coeficiente de transferencia de calor inducido por convección sobre cada lado de fluido en  $W/m^2K$ .

Como se ve en la ecuación 2.24 los resultados de esta correlación se escriben en función de la forma y tipo de superficie que corresponde al tipo de intercambiador de calor, de tal manera se involucra el área de contacto sobre cada lado del fluido así:

$$\begin{aligned} A_o &= \pi \cdot D_o \cdot L \\ A_i &= \pi \cdot D_i \cdot L \end{aligned} \quad (2.25)$$

*CAPITULO II: MODELADO DEL SISTEMA DE AIRE ACONDICIONADO (A/C) EN EL AUTOMOVIL*

Se considera que para un solo circuito con  $N$  tubos, longitud por cada tubo  $L_{Tub}$  y diámetro interior del tubo  $D_i$  y asumiendo  $A_o = A_i = A$  se tiene:

$$A = N \cdot \pi \cdot D_i \cdot L_{tot} \quad (2.26)$$

$$L_{tot} = M \cdot N \cdot L_{tub}$$

Para el caso en particular de  $L_{tub} = 0.20\text{m}$ ; corresponde  $L_{tot} = 14.4\text{m}$  y  $A = 5.4287\text{m}^2$ .

Al asumir que la resistencia termal en la pared de cada tubo es despreciable debido a que es considerablemente delgada y no considerando los efectos de fricción se tienen por tanto:

$$\frac{1}{U} = \frac{1}{h_i} + \frac{1}{h_o} \quad (2.27)$$

Para encontrar  $U$ , es necesario encontrar  $h_i$ , el coeficiente de transferencia de calor inducido por conveccion en el interior del tubo en  $W/m^2K$ ; el cual se obtiene por medio del cálculo del número de Reynolds,  $Re_D$ ; de Prant,  $Pr$ , y del coeficiente de conductividad térmica del refrigerante  $k_r$ , así:

$$h_i = 0.023 \cdot Re_D^{0.8} \cdot Pr^{0.4} \cdot k_r / D \quad (2.28)$$

Con  $m_{tub} \equiv m_r / N$  en  $\text{kg/s}$ ; se aproxima al caudal másico de refrigerante por tubo, por lo que:

$$Re_D = \frac{4(m_r / N)}{\pi D \mu_r} \quad (2.29)$$

$$Pr = \frac{\mu_r \cdot Cp_r}{k_r} \quad (2.30)$$

Para el cálculo, se resume en la Tabla 2.2 las principales constantes para el refrigerante (30°C) y del aire.

**Tabla 2.2 Constantes utilizadas en el cálculo del coeficiente de transferencia de calor, U [35]**

<i>Aire*</i>	<i>Refrigerante R134a</i>
$Cp_a = 1.007 \text{ kJ/kg.K}$	$Cp_r = 1.044 \text{ kJ/kg.K}$
$\mu_a = 184.6 \cdot 10^{-7} \text{ N.s/m}^2$	$\mu_r = 12.48 \cdot 10^{-6} \text{ N.s/m}^2$
$k_a = 26.3 \cdot 10^{-3} \text{ W/m.K}$	$k_r = 14.56 \cdot 10^{-3} \text{ W/m.K}$
$Pr_a = 0.707$	

\* Temperatura promedio del aire 27°C

De lo anterior se reduce  $h_i$  de la ecuación 2.28 a:

CAPITULO II: MODELADO DEL SISTEMA DE AIRE ACONDICIONADO (A/C) EN EL AUTOMOVIL

$$h_i = 1774.9(\dot{m}_r)^{0.8} \quad (2.31)$$

Para  $h_o$  en  $W/m^2K$ , correspondiente al aire y referido en el anexo 1, se concluye lo siguiente:

$$25 \leq h_o \leq 100 \quad (2.32)$$

Al final al conocer los valores del caudal masico refrigerante en cada instante se puede conocer el valor de  $U$ . Un valor aproximado del punto medio del rango de caudal masico de refrigerante es de  $0.011kg/s$ , para ese valor en un instante determinado  $U = 24.52 W/m^2K$ . Este número se encuentra dentro del rango de valores de  $U$ , tomados de la Tabla I.3 del Anexo 1 en diferentes tipos de intercambiadores de calor.

Las ecuaciones 2.19, 2.22 y 2.23 se pueden escribir de manera conjunta para el caso de un intercambiador de calor “a contra flujo” y tomando en cuenta la notación de la figura 2.8b así:

$$\dot{Q}_{evap} = U.A.F \frac{(T_{cin} - T_{cout})}{\ln \left( \frac{T_{evap} - T_{cout}}{T_{evap} - T_{cin}} \right)} \quad (2.33)$$

Al reemplazar las ecuaciones 2.17 y 2.18 en la ecuación 2.33, se encuentra la eficiencia del evaporador  $\eta_{evap}$  y por consiguiente la temperatura del evaporador,  $T_{evap}$ ; clave en la retroalimentación del sistema.

$$\eta_{evap} = 1 - e^{-\left( \frac{UAF}{\dot{m}_a \cdot C_{pa}} \right)} \quad (2.34)$$

$$T_{evap} = T_{cout} - \frac{Q_{evap}}{\dot{m}_a \cdot C_{pa} \cdot \eta_{evap}} \quad (2.35)$$

Como se ve en la ecuación la componente  $UAF$  del intercambiador de calor ejerce una notable influencia en la mejora de la eficiencia del evaporador, ya que una disminución de dicha componente conlleva a una disminución de la eficiencia del evaporador.

Finalmente, a partir del valor de la temperatura del evaporador se obtiene el valor de presión a la salida del evaporador. Para el ciclo térmico completo, este valor establecerá los parámetros iniciales de presión a la entrada del compresor para luego renovar los valores de las distintas variables en todo el proceso. [27]

En la figura 2.9 se resume en un diagrama de flujo el cálculo del proceso anterior para la componente del evaporador.

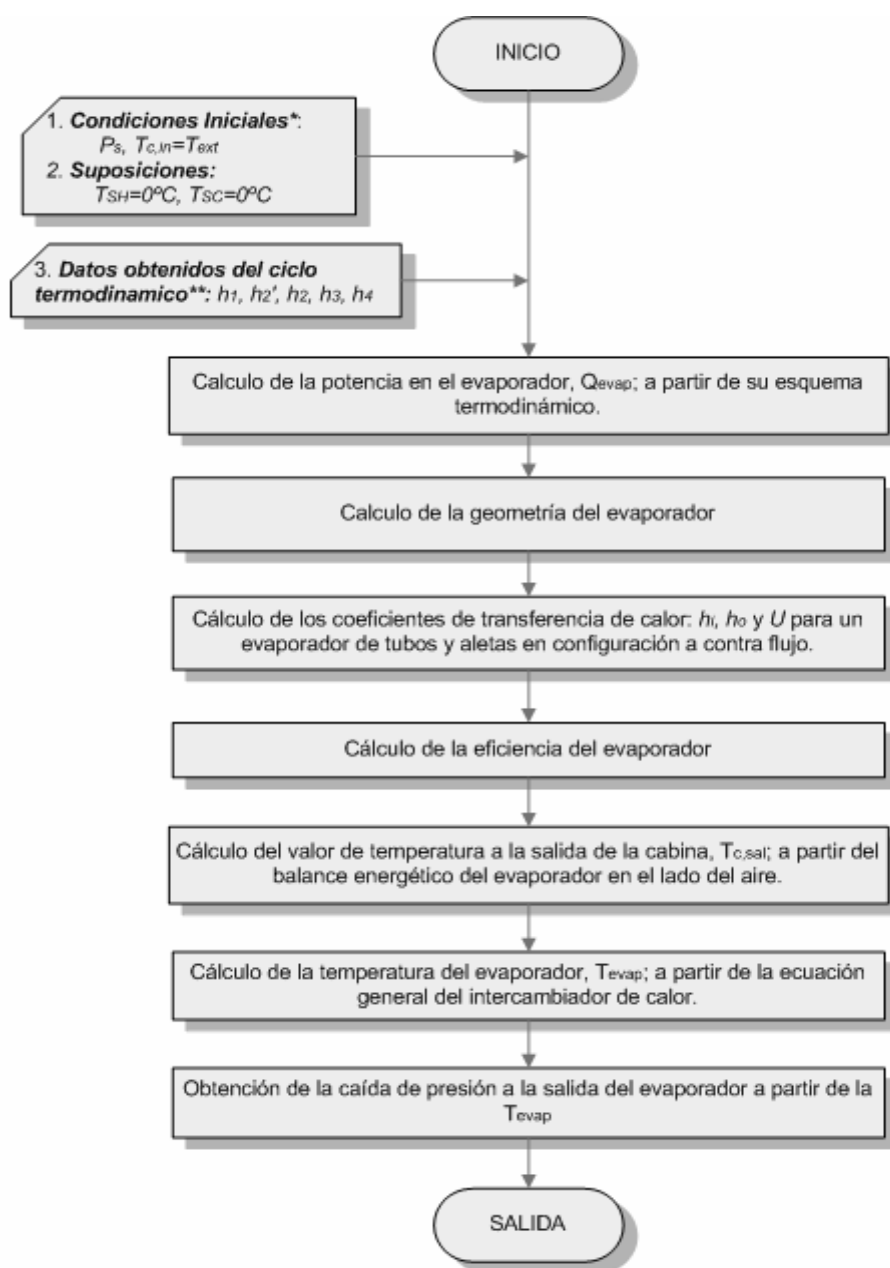
### **2.3.2.3 Consideraciones realizadas para el intercambiador de calor funcionando como evaporador**

Para concretar con precisión el funcionamiento del intercambiador funcionando como evaporador, enunciaremos las siguientes consideraciones:



*CAPITULO II: MODELADO DEL SISTEMA DE AIRE ACONDICIONADO (A/C) EN EL AUTOMOVIL*

- El evaporador se modela como dos regiones, las cuales están asociadas al estado del refrigerante. Se asume no considerar la región correspondiente a vapor sobrecalentado, debido a que el calor por sobrecalentamiento es nulo, ya que para este modelo la temperatura de sobrecalentamiento  $T_{sh}$ , es cero.
- El flujo en la región de vapor-mezcla se considera en equilibrio; el coeficiente de transferencia de calor por convección es constante.
- La energía cinética y la energía potencial son despreciables en la ecuación de conservación de energía del refrigerante.
- El calor por conducción axial en la pared de la tubería se desprecia.
- El refrigerante fluye en todos los circuitos del evaporador uniformemente [25]



\* Valores iniciales para t=0 solamente. A partir de allí cambian a causa de la realimentación térmica.

\*\* Valores puntuales para un ciclo completo obtenidos de las demás componentes del sistema: compresor, condensador y válvula de expansión

**Figura 2.9 Modelo general del diagrama de flujo de carga para el evaporador**

### **2.3.2.4 Consideraciones realizadas para el intercambiador de calor funcionando como condensador**

En teoría, las ecuaciones y el algoritmo usado para modelar el condensador sería el mismo que para el evaporador, pero con algunas diferencias. Se considera en el condensador tres zonas características, correspondientes a las regiones de vapor sobrecalentado, mezcla y de líquido subenfriado. Sin embargo, al asumir que no hay contribución por parte de la región de líquido subenfriado, debido a que su temperatura o  $T_{sc}$  es cero, el sistema trabaja a la salida del condensador en la zona de líquido saturado. En la zona de vapor sobrecalentado, los valores de las entalpías y temperaturas se obtienen a partir de los valores a la salida del compresor.

Sin embargo en este caso, se asume que los valores de trabajo del condensador se sitúan en un rango muy estrecho de valores. Esto significa que en vez de seguir el modelo estricto de intercambiador de calor funcionando como condensador, lo que se establece es una zona de operación del condensador.

Este procedimiento de trabajo generalmente se usa cuando se utilizan técnicas de modelado tipo algoritmos genéticos o redes neuronales, donde la temperatura del condensador se fija como entrada dentro de un rango de valores, y los demás parámetros del sistema se ajustan al valor de las entradas, esto significa que otros parámetros de entrada (diferentes de la temperatura del condensador) tendrán rangos de restricción y las salidas del sistema se auto ajustarán a dichos valores pero dentro de rangos “factibles” de operación [36].

De esta manera, la selección de región de operación es acorde a los valores de parámetros estándares de trabajo como se enuncian en [37-38] y presentados en la tabla 2.6 de la sección 2.5. Para ello se considera lo siguiente:

- El tamaño de la carga a refrigerar, ver sección correspondiente a la cabina del automóvil.
- El tipo de refrigerante.
- El rango de temperaturas que se espera en la cabina, con respecto a la temperatura exterior.
- La cantidad de flujo másico refrigerante que circula en el lazo térmico.
- La cantidad de caudal de aire que entraría al evaporador.

En base a lo anterior se establece que la región de operación de la temperatura del condensador  $T_{cond}$  y por ende de la presión de descarga del compresor esta delimitada por la siguiente zona de operación:

$$\begin{aligned} 13bar \leq P_d \leq 19bar \\ 48^\circ C \leq T_{cond} \leq 75^\circ C \end{aligned} \tag{2.36}$$

### **2.3.3 Mecanismos de regulación de presión**

El control de la temperatura del evaporador puede lograrse mediante el control del flujo masico refrigerante y la presión del flujo en el evaporador. Entre los tipos más destacables de dispositivos de expansión, se destacan lo siguiente: [33]

- Tubos capilares.
- Válvulas de expansión termostáticas.
- Válvulas manuales.

## CAPITULO II: MODELADO DEL SISTEMA DE AIRE ACONDICIONADO (A/C) EN EL AUTOMOVIL

Básicamente la función es la misma en cada una de ellas, en lo que se difiere unas u otras es en el tipo de aplicación, la cual se detalla brevemente a continuación:

### **2.3.3.1 Tubo capilar**

Se emplean en pequeñas instalaciones en las que varia poco la carga frigorífica principalmente instalaciones domesticas y comerciales de refrigeración, así como en acondicionamiento de aire. Por consiguiente es el regulador de presión más utilizado y el más económico (alrededor de 4 \$US), encontrado en la mayoría de los modelos *GM* y *Ford*. Las características fundamentales de los tubos capilares son el diámetro interior y su longitud, alrededor de 2mm y 76mm respectivamente.

### **2.3.3.2 Válvula de expansión termostática**

Este tipo de válvula puede censar tanto la temperatura como la presión, y es muy eficiente para regular el flujo de refrigerante al evaporador. El funcionamiento de esta válvula radica en que el fluido debe estar en estado liquido 100% a la temperatura de condensación o mejor aun subenfriado. Al sufrir la expansión, a la salida de la válvula estará en estado mezcla de liquido y vapor; la proporción deberá ser mucho mayor en liquido que en vapor para que tenga un buen rendimiento. Dicha válvula debe montarse lo más cerca posible del evaporador para compensar la perdida de rendimiento. Algunas variaciones de esta válvula se encuentran en el mercado; entre ellas las válvulas de expansión de flotador o válvulas de expansión termostáticas con presión máxima de servicio.

### **2.3.3.3 Válvulas Manuales**

Las válvulas manuales tienen muy poca aplicación. Son válvulas de aguja y se emplean en instalaciones cuya carga sea constante. También se utilizan montadas en “*by-pass*” con las válvulas de expansión, como complemento de regulación, o bien para que en un momento dado, por ejemplo una avería se pueda regular la cantidad de fluido a través de ellas.

### **2.3.3.4 Consideraciones realizadas para los mecanismos de regulación de presión**

Desde el punto de vista de modelado, el mecanismo de regulación de presión más simple es el tubo capilar, su modelo esta basado en la operación de flujo a dos fases. Sin embargo, una caracterización real del mismo debe de realizarse a partir de medidas experimentales con el refrigerante en cuestión, el R134a.

Para este caso, se ha adoptado un modelo más sencillo, al asumir que la válvula de regulación trabaja bajo unas condiciones estrictas de trabajo como son:

- Las presiones a la entrada y salida de la válvula conciernen a los valores de presiones en el condensador y el evaporador. Cuando se generaliza, se puede concluir que las temperaturas de operación del ciclo vapor compresión son establecidas por la temperatura  $T_C$ , situada en la región fría del ciclo o evaporador, y la temperatura  $T_H$  en la región calida, o condensador.
- Se considera que la válvula de expansión es adiabática.
- El flujo másico refrigerante tanto a la entrada como a la salida de la válvula corresponden a un mismo valor, como se especifico anteriormente, en el caso ideal, ecuación 2.4

## CAPITULO II: MODELADO DEL SISTEMA DE AIRE ACONDICIONADO (A/C) EN EL AUTOMOVIL

- Los valores de las entalpías a la entrada y a la salida de la válvula son iguales, como se especifico anteriormente, en el caso ideal y se determino en la ecuación 2.3
- Los efectos de conectividad del tubo capilar, así como los efectos de fricción debido a adherencia de suciedad o polvo se consideran despreciables.

### **2.3.4 Otros componentes del sistema A/C**

#### **2.3.4.1 Acumulador**

El acumulador se conecta directamente a la salida del evaporador y almacena el exceso de líquido refrigerante. La entrada de líquido refrigerante en un compresor puede hacer severos daños. Los compresores están diseñados para comprimir el gas más no el líquido, por lo que la principal función del acumulador es proteger el compresor de cualquier “líquido” refrigerante. Los acumuladores, también pueden servir para eliminar los desechos y la humedad del sistema. La humedad en mezcla con el refrigerante puede formar un ácido corrosivo.

#### **2.3.4.2 Ventilador de refrigeración**

El ventilador de refrigeración, diseñado para aplicaciones automotrices, normalmente está ubicado detrás del radiador. La función de ventilador es canalizar un volumen concreto de aire hacia el compartimiento de pasajeros, aumentando el flujo de aire cuando se circula a baja velocidad o el vehículo está parado, esto con el fin de prevenir el consumo inútil de combustible, para el caso de vehículos convencionales.

Sin embargo, en el caso de que tanto el compresor como el ventilador de refrigeración, no dependan de la velocidad del motor principal o de un sistema por polea, se puede considerar que la velocidad de dicho motor depende exclusivamente de las condiciones de carga y de tensión establecidas. De allí que cuando la unidad A/C este en funcionamiento, tanto ventilador como compresor estarán operando simultáneamente, independientemente de la velocidad de circulación del automóvil.

El interruptor selector asociado al ventilador: Permite al usuario elegir la velocidad del ventilador. La diferencia con algunos sistemas de A/C para el automóvil radica en que para el presente estudio se espera que la velocidad del compresor varíe acorde a los valores del caudal de aire, de acuerdo a la relación 2.37 y a los valores del rendimiento general del sistema. Si la temperatura exterior es ligeramente mayor que aquella de confort para el usuario (18-24°C), por ejemplo, se espera, el ventilador funcione a una velocidad más lenta y la velocidad del compresor se encuentre a un valor específico, determinado por el *COP* del sistema; de tal manera, halla una mejoría en la capacidad de refrigeración. El interruptor dispone de un valor inicial asignado por el usuario. Para esta tesis se aspira que la velocidad del flujo de aire que entre al evaporador se auto regule en pasos escalonados hasta alcanzar la temperatura de confort designada por el usuario.

$$200 \leq \dot{m}_a \leq 800 \quad [kg / h] \quad (2.37)$$

### **2.3.5 Modelo de Cabina**

#### **2.3.5.1 Consideraciones realizadas para el modelado**

El control de temperatura dentro de la cabina se basa en las siguientes suposiciones:

CAPITULO II: MODELADO DEL SISTEMA DE AIRE ACONDICIONADO (A/C) EN EL AUTOMOVIL

- La temperatura es uniforme en cualquier punto de la cabina.
- La disipación de calor dentro de la cabina se realiza por conducción y por convección y es unidimensional.
- La disipación por radiación se considera despreciable.
- La capacidad calorífica de las puertas, ventanas, en el espacio es despreciable. Se asume que las capas de material concernientes al espesor de la pared de la cabina son iguales en todo el espacio. [39]
- Los materiales utilizados en cada capa y que forman la pared de la cabina son materiales homogéneos con propiedades constantes.

### 2.3.5.2 Ley de conservación de la energía

Para ser capaz de modelar la temperatura dentro de la cabina el flujo calorífico desde y hacia la cabina tiene que ser conocido. Es por ello, que la ley de conservación de la energía, nos permite involucrar en una misma relación el entorno de la cabina y del intercambiador de calor – evaporador, respondiendo a ello así:

$$Q_{cab\_in} - Q_{cab\_out} = Q_{\Delta\_cab} + Q_{\Delta w} + Q_{diss} - Q_{room} \quad (2.38)$$

Donde:

$Q_{cab\_in} - Q_{cab\_out}$  : Transferencia de calor en terminales del intercambiador.

$Q_{\Delta\_cab}$  : Incremento de calor en el interior de la cabina.

$Q_w$  : Incremento de calor en las paredes de la cabina.

$Q_{diss}$  : Disipación de calor desde el interior al exterior, debida a la conducción, convección o radiación.

$Q_{room}$  : Disipación de calor debida a las luces, personas o equipamiento dentro de la cabina.

De la primera ley de la termodinámica, la diferencia de calor en el interior y en las paredes corresponden a:

$$Q_{\Delta\_cab} = m_a \cdot C_{p_a} \cdot \left( \frac{dT_{c_{in}}}{dt} \right) \quad (2.39)$$

$$Q_w = m_w \cdot C_w \cdot \left( \frac{dT_w}{dt} \right) \quad (2.40)$$

Donde:

$C_w$  : calor específico de la pared, ver valores de algunos materiales en la tabla del anexo 1.

$M_w$  : corresponde a la composición de la masa en la estructura de la pared.

$dT_w/dt$  : corresponde a la diferencial de temperatura de la pared.

Si la transferencia de calor en la pared es mayor que aquella en el aire, significa que el decremento de temperatura en la pared es mucho menor que el decremento de temperatura del aire en el interior de la cabina, basado en [39]. Por tal motivo se establece la siguiente relación:

$$\frac{dT_{c_{in}}}{dt} = n \frac{dT_w}{dt} \quad (2.41)$$

*CAPITULO II: MODELADO DEL SISTEMA DE AIRE ACONDICIONADO (A/C) EN EL AUTOMOVIL*

Donde:  $n$  es un parámetro subjetivo, se escoge en relación al tamaño de la cabina y al espesor de la pared, en este caso se toma  $n=40$ . Esto significa y tomando como ejemplo, si la disminución de la temperatura dentro de la cabina es a razón de  $1^{\circ}\text{C}$  en 10s, la disminución de temperatura en sus paredes se estima del orden de  $1^{\circ}\text{C}$  en 400s. Haciendo uso de la relación 2.41, las ecuaciones 2.38 y 2.40 quedan en función de la temperatura en el interior de la cabina.

La transferencia de calor entre el aire que entra y sale de la cabina constituye  $Q_{cab}$ , como se anoto previamente en la ecuación 2.18. Por lo que al final, solo se presta hallar es la disipación de calor desde el interior al exterior, debida a la conducción, convección o radiación y la estimación de la disipación dentro de la cabina, como sigue a continuación.

**2.3.5.3 Disipación de calor dentro de la cabina**

La transferencia de calor total implica la composición de todos los tipos de transferencia de calor. Por ejemplo, para el caso de una cabina de un automóvil convencional, se tiene transferencia de calor por convección del aire dentro de la cabina hacia la pared, por conducción a través de la pared y nuevamente por convección desde el lado exterior de la pared de la cabina hacia el exterior, además de la incidencia del calor por radiación.<sup>1</sup> Por consiguiente, la ecuación de transferencia de calor tiene las siguientes componentes:

$$Q_{diss} = Q_{c,i} + Q_{r,i} + Q_{con,i} + Q_{c,o} + Q_{r,o} \tag{2.42}$$

Donde:

$Q_{c,i}$ ,  $Q_{c,o}$  : corresponde a la transferencia de calor debida a la convección en la pared interior y exterior de la cabina respectivamente.

$Q_{r,i}$  : corresponde a la radiación neta de flujo de calor en el interior y la pared de la cabina.

$Q_{r,o}$  : el equivalente para el aire exterior y la pared de la cabina.

$Q_{con,i}$  : es la transferencia de calor debida a la conducción dentro de la pared de la cabina<sup>1</sup>

Como se anoto en el ítem anterior, en este caso la transferencia de calor por radiación se desprecia, por lo que  $Q_{r,i} = Q_{r,o} = 0$ . Si se reemplaza las expresiones para los diferentes modos de flujo de calor, se consigue:

$$Q_{diss} = (T_{c_{in}} - T_{ext}) / R_{eq\_cab} \tag{2.43}$$

Donde:

$R_{eq\_cab}$  esta asociado al coeficiente global de transferencia de calor, y corresponde a la resistencia termica total de las diferentes capas de material dentro de las paredes de la cabina.

Como se nota, este procedimiento es similar a aquel correspondiente para el intercambiador de calor, ecuación 2.24. De allí que sea la expresión de transferencia de calor, comúnmente usada en este capítulo. [40]

Basado en la segunda consideración del punto 2.3.5.1,  $R_{eq\_cab}$  tiene como resultado:

<sup>1</sup> La pared de la cabina esta construida de diferentes capas, las cuales incluyen gran variedad de materiales, lo cual significa que dicho punto corresponde a un conjunto de etapas de transferencia de calor.

*CAPITULO II: MODELADO DEL SISTEMA DE AIRE ACONDICIONADO (A/C) EN EL AUTOMOVIL*

$$R_{eq\_cab} = \frac{1}{UA} = \frac{1}{h_i \cdot A_i} + \frac{d_{xw}}{kA} + \frac{1}{h_o \cdot A_o} \quad (2.44)$$

Donde:

$A_i, A_o, A$  : área de contacto para el fluido en el interior, exterior y dentro de la pared de la cabina, correspondientemente.

$k$  : coeficiente de conducción termal en  $W/m.K$  – Tabla Anexo 1

$h_i, h_o$  : coeficiente de transferencia de calor por convección para cada fluido en el interior y exterior de la cabina respectivamente en  $W/m^2K$  - Tabla Anexo 1

$d_{xw}$  : espesor de la pared de la cabina en  $m$

Para la disipación de calor debida al número de ocupantes, las luces o equipamiento dentro de la cabina  $Q_{room}$ , se establece exclusivamente en función del número de sus ocupantes:

$$Q_{room} = 100 \cdot n_{ocup} \quad [W] \quad (2.45)$$

### 2.3.5.4 Aspectos Vehiculares

Para el caso en particular se establece un volumen de cabina basado en 1.5m de ancho, 2.0m de largo y 1.2m de alto, el cual usó la configuración geométrica y de materiales que se muestra en la Tabla 2.3, basada en el Anexo 1.

**Tabla 2.3 Constitución de la cabina, materiales y descripción [41]**

Índice	Material	Conductividad termal -k- (W/mK)	Espesor del Material - $d_{xw}$ - (m)	Superficie del material -A- ( $m^2$ )	$R=d_{xw}/(k \cdot A)$
R2	Listón metal plástico	0.47	0.003	6.3 <sup>a</sup>	1.0132e-03
R3	Espuma plástica	0.03	0.005	6.3 <sup>a</sup>	2.6455e-02
R4	Aluminio	250	0.002	6.3 <sup>a</sup>	1.2698e-06
R5	Ventanal vidrio	0.96	0.004	2.1 <sup>b</sup>	1.9840e-03
R6	Listón metal plástico	0.47	0.00786	6.0 <sup>c</sup>	2.7872e-03

<sup>a</sup> Correspondiente a las medidas en la cabina de (largo x altura) al 70%

<sup>b</sup> Correspondiente a las medidas en la cabina de (largo x altura) al 30%

<sup>c</sup> Correspondiente a las medidas en la cabina de (ancho x largo)

En la figura 2.10 se presenta el circuito eléctrico análogo al problema térmico utilizando los valores de las resistencias de la tabla 2.3 planteadas para la presente cabina, las cuales simulan las tres capas de material en su conexión en serie, pero también los techos, suelos y la participación de las ventanas como su homologos en conexión paralelo. Las resistencias  $R_i$  y  $R_o$  se asumen iguales por lo que  $h_i=h_o$ , y corresponde a  $75W/m^2K$  para conducción con aire forzado, ver Anexo 1. Para la superficie de exposición interna y externa  $A_i=A_o$ , ( $12m^2$ ). El valor de  $R_{eq\_cab}$  corresponde al valor total de  $3.334e-3$ , y su inverso  $UA$  al valor de  $299.94 K/W$ .

Cabe señalar que la constitución de la pared en la cabina es homogénea en todo el contorno, y corresponde a una estimación. Se sabe que los automóviles modernos se construyen actualmente con materiales más blandos en su exterior y más fuertes en su interior, como propósito de seguridad.

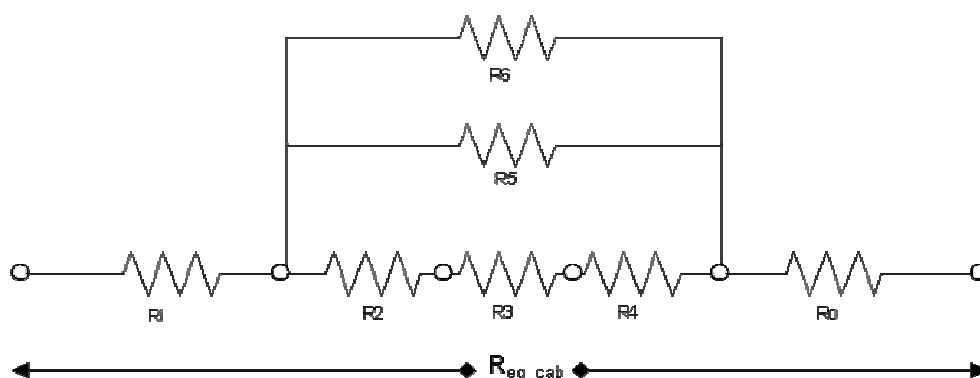


Figura 2.10 Composición de las paredes en la cabina. Circuito eléctrico análogo, conexión serie-paralelo.

De tal manera que un 7% del porcentaje de su peso, es aluminio el cual es el segundo material mas utilizado en carrocerías o material de construcción para la chapa del automóvil y un 10% corresponde a material plástico, ya sea espuma plástica, listones de plástico-metal, plástico-algodón o plástico sólido; cuyo empleo se debe a que son materialmente orgánicos fácilmente deformables cuando son sometidos a presión o temperatura, o inclusive duros y compactos cuando se le incluyen aditivos y refuerzos.

### 2.3.6 Modelo final

Como se observa, las ecuaciones del modelado de la cabina están en función de la temperatura ambiente  $T_{ext}$ , de la temperatura del aire en la cabina que entrara al intercambiador de calor y de la temperatura del aire en la cabina justo después de pasar por el evaporador, tomando como referencia la ecuación 2.38 se obtiene:

$$\dot{m}_a C_{p_a} (T_{c_{in}} - T_{c_{out}}) = m_a \cdot C_{p_a} \cdot \left( \frac{dT_{c_{in}}}{dt} \right) + \frac{m_w \cdot C_w}{n} \cdot \left( \frac{dT_{c_{in}}}{dt} \right) + \frac{(T_{c_{in}} - T_{ext})}{R_{eq\_cab}} - Q_{room} \quad (2.46)$$

Asumiendo que  $MC$  es el equivalente del calor especifico del aire en el interior y de la pared:

$$MC = m_a \cdot C_{p_a} + \frac{m_w \cdot C_w}{n} \quad (2.47)$$

Al conocer las dimensiones de la cabina y del material del que es conformado se encuentran los valores de las capacidades específicas del material  $C_w$  y del aire  $C_{pa}$ , ver el Anexo I.

Finalmente, la ecuación 2.46 se simplifica de tal manera que el incremento de la temperatura en el interior de la cabina queda registrado como:

$$\frac{dT_{c_{in}}}{dt} = \frac{\dot{m}_a C_{p_a} (T_{c_{in}} - T_{c_{out}}) + Q_{room} - \frac{(T_{c_{in}} - T_{ext})}{R_{eq\_cab}}}{MC} \quad (2.48)$$

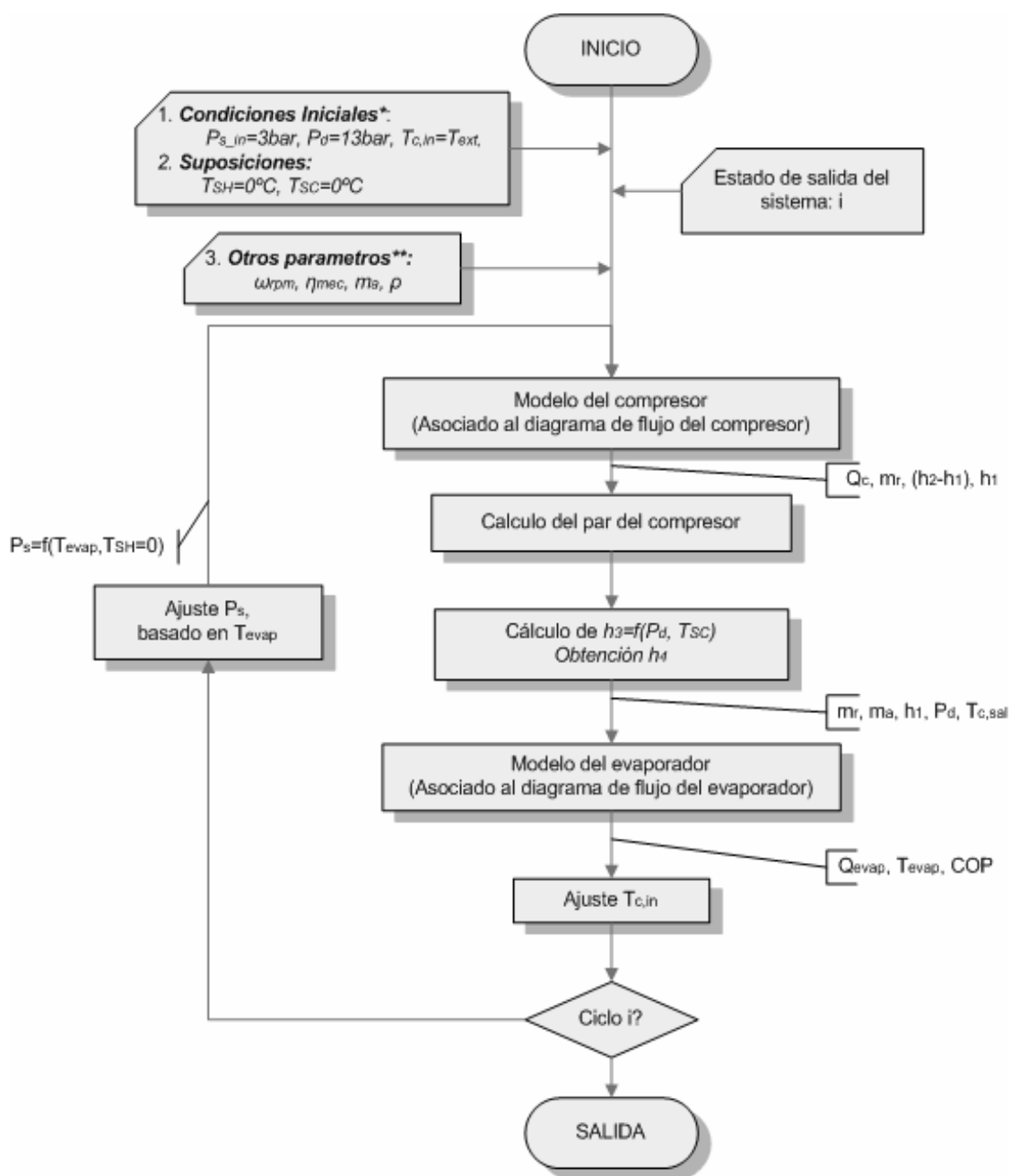


*CAPITULO II: MODELADO DEL SISTEMA DE AIRE ACONDICIONADO (A/C) EN EL AUTOMOVIL*

Esto permite poder realizar la retroalimentación del sistema y cerrar el modelado matemático del sistema A/C y la cabina. A continuación, se describe el diagrama de flujo final de todo el sistema A/C en la figura 2.11 basado en:

**Entradas:** Presión de descarga,  $P_d$  (Bar); Velocidad del compresor,  $\omega$  (rpm); Eficiencia mecánica,  $\eta_{mec}$  (%) y Flujo masico de aire,  $m_a$  (kg/h)

**Salidas:** Torque compresor,  $T_{comp}$  (N.m); Potencia salida compresor,  $Q_{comp}$  (kW); Temperatura del evaporador,  $T_{evap}$  (°K) y Temperatura de la cabina,  $T_{c,in}$  (°K)



\* Valores iniciales para t=0 solamente. A partir de allí cambian a causa de la realimentación térmica.

\*\* Valores constantes en el ciclo y más tarde afectados por el control

**Figura 2.11 Diagrama de bloques del procedimiento general de un sistema A/C**

## 2.4 Validación de los resultados obtenidos por componentes

Para ser capaz de modelar la temperatura dentro de la cabina, el flujo calorífico desde y hacia la cabina tiene que ser conocido. Una manera común de estudiar las interacciones que estas y otras variables acontecen sobre la temperatura de la cabina es realizando la aproximación por medio de una caja negra de cada una de las componentes del sistema A/C, separadamente del modelo de temperatura de la cabina. Esto significa que las salidas de algunos modelos (compresor, intercambiador, etc.) sirven de entradas al modelo de temperatura dentro de la cabina. Cabe aclarar que las ecuaciones que rigen a estos modelos ya fueron expuestas en la sección precedente. Es por ello, que esta sección busca mostrar el desarrollo y la ejecución de cada uno de los bloques componentes del sistema A/C mediante *Matlab-Simulink* [48] estableciendo su relación con [21] o un software comercial. Los modelos de esta investigación fueron construidos como sistemas continuos en el tiempo.

### 2.4.1 Compresor

El método realmente implica el desarrollo de esta componente del sistema como una caja gris (no como caja negra), esto significa que la técnica combina el conocimiento teórico del sistema basado en las ecuaciones que rigen al sistema y el conocimiento “empírico” correspondiente a las curvas (experimentales o de fabricante) de las eficiencias volumétrica e isentrópica del compresor y que corresponden a una “estimación” de dichos parámetros sobre las ecuaciones. El modelo se detalla en la figura 2.12a, donde las entradas corresponden a los valores de velocidad y de presión en terminales del compresor ( $P_d$  y  $P_s$ ), mientras las salidas de este bloque corresponden a los cambios en las entalpías del compresor, el caudal masico refrigerante y su capacidad. El modelo de la figura 2.12b usa un compresor de cilindrada fija a  $162.2 \text{ cm}^3$  o a  $118.6 \text{ cm}^3$ . Las curvas de eficiencias isentrópica y volumétrica para  $162.2 \text{ cm}^3$  son mostradas en la figura 2.13a y 2.13b y fueron anexadas al sistema en forma de tablas “look-up”.

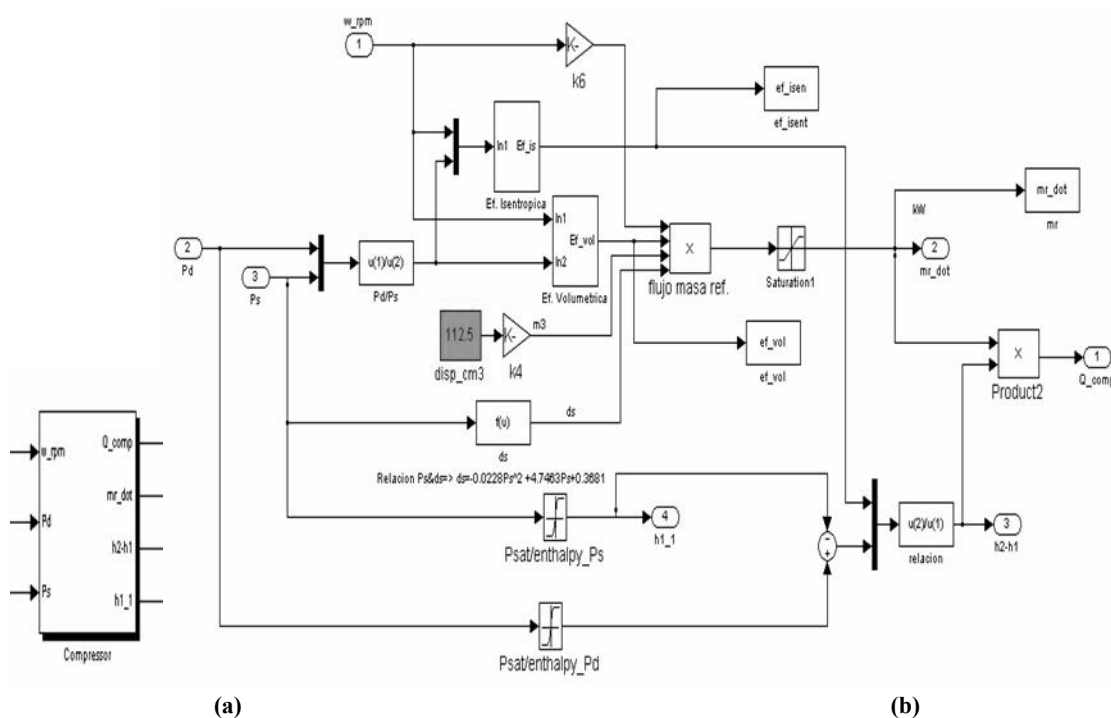
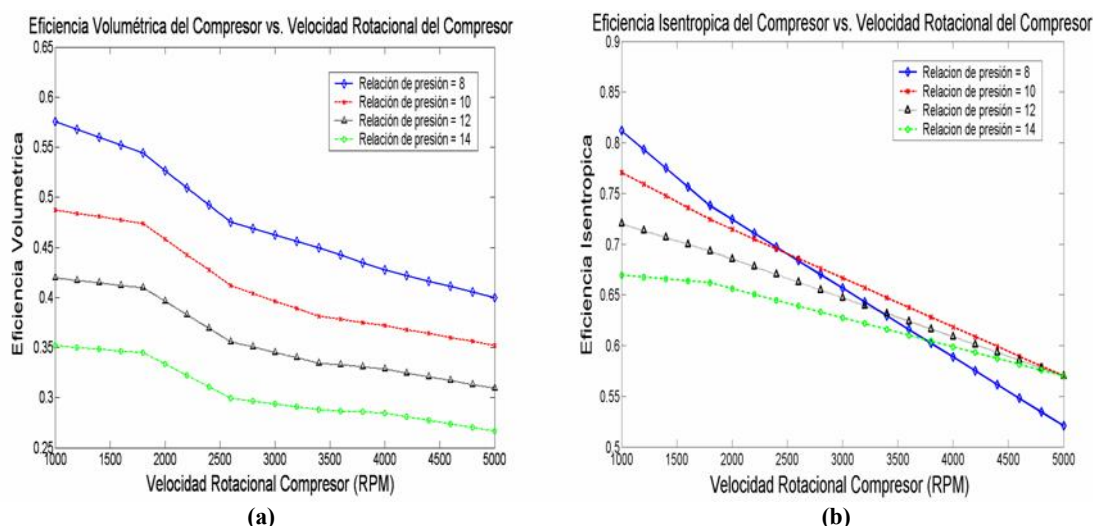


Figura 2.12. Vista del modelo para un compresor. a) Modelo de caja negra. b) Vista interior con sus entradas y salidas.

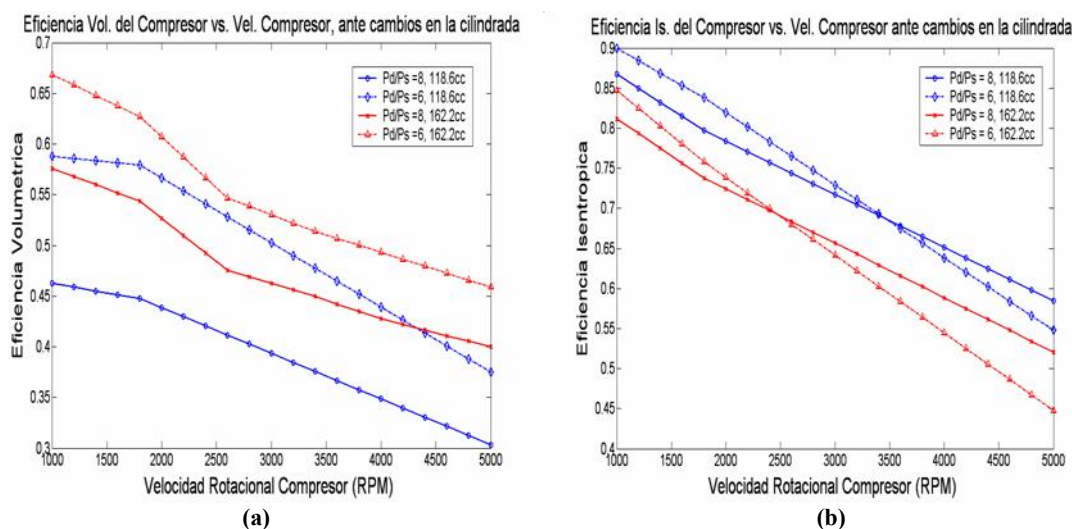
*CAPITULO II: MODELADO DEL SISTEMA DE AIRE ACONDICIONADO (A/C) EN EL AUTOMOVIL*

Estas curvas del compresor fueron tomadas de los datos experimentales que Renault cedió en [21] basadas en un compresor *Sanden SD7V16* [32] de cilindrada variable con un desplazamiento máximo de 161.3 cm<sup>3</sup>, de 7 pistones y con una velocidad máxima de 6000 rpm. El sub-modelo del compresor mostrado en la figura 2.12 trabajara a mínimas y altas relaciones de presiones, las cuales a condiciones normales puede que nunca operen, mas sin embargo se entienden puedan llevarse a cabo cuando el compresor opere en condiciones extremas. Los valores de las curvas de  $\eta_{is}$  y  $\eta_{vol}$  son clave para el correcto modelado y correspondiente simulación del sistema.

Como se observa en la figura 2.13, un decremento de estas eficiencias es producido cuando el compresor trabaja a alta velocidad o cuando la relación entre la presión de descarga y la presión de succión en el compresor aumenta. Para evitar una caída máxima en ambas eficiencias, un valor mínimo se ha establecido. Además, la disminución de la cilindrada de operación contribuye en un decremento de la eficiencia volumétrica y en un aumento de la eficiencia isentrópica como se anota en la figura 2.14. A raíz de ello, la tabla 2.4 muestra los valores de algunas variables tomadas experimentalmente por [21] y los datos simulados a partir de una demo de un software comercial.



**Figura 2.13. Curvas experimentales tomadas de [21] de las eficiencias volumétrica e isentrópica del compresor para varias relaciones de presión (Pd/Ps), en un compresor con 162.2 cc de cilindrada.**



**Figura 2.14. Curvas tomadas con un software comercial de las eficiencias volumétrica e isentrópica del compresor para varias relaciones de presión (Pd/Ps) y de cilindrada.**

**Tabla 2.4 Listado de resultados experimentales para el compresor tomado de [21] y su comparación con un software comercial**

<i>Listado de resultados experimentales para el compresor, tomados de [4]</i>										<i>Lista de resultados con un software comercial*</i>				
<i>Nº Ensayo</i>	<i>Cilindrada (cc)</i>	<i>P. Descarga (Mpa)</i>	<i>P. Admisión (Mpa)</i>	<i>Pd/Ps</i>	<i>Velocidad (rpm)</i>	<i>T. Admisión (°C)</i>	<i>T. Descarga (°C)</i>	<i>Caudal Masico Ref.(kg/h)</i>	<i>Rend. Volum. (%)</i>	<i>T. Descarga (°C)</i>	<i>Caudal Masico Ref. (kg/h)</i>	<i>Rend. Volum. (%)</i>	<i>Rend. Isent. (%)</i>	<i>Par (N.m)</i>
1	162.2	14.73	2.54	5.8	1000	6.2	74.9	84.8	67.8	74.91	78.39	67.2	85.0	11.51
2	162.2	14.73	2.54	5.8	1800	6.2	74.6	142.4	63.6	79.54	132.4	63.03	76.0	11.01
3	162.2	14.73	2.54	5.8	2600	6.2	84.7	179	55.4	84.81	170.5	56.21	68.0	10.95
4	162.2	17.67	2.33	7.58	1000	3.9	85.7	68.8	59.5	85.29	63.63	59.23	82.0	10.17
5	162.2	17.67	2.33	7.58	1800	3.9	90.2	114.9	55.9	90.22	106.14	54.89	74.0	10.45
6	162.2	17.67	2.33	7.58	2600	3.9	94.4	145.7	48.9	94.55	130.34	46.68	68.2	9.65
7	162.2	20.61	2.14	9.63	1000	1.7	95.5	54.3	50.0	95.76	50.07	50.53	78.0	9.41
8	162.2	20.61	2.14	9.63	1800	1.7	99	92.6	48.6	99.33	89.18	50.0	73.0	9.95
9	162.2	20.61	2.14	9.63	2600	1.7	102.9	115.9	42.2	102.6	115.64	44.89	69.0	9.45
10	162.2	23.55	1.93	12.2	1000	-0.9	108.3	38.8	41.3	108.36	37.4	41.65	71.5	8.47
11	162.2	23.55	1.93	12.2	1800	-0.9	110.6	67.4	40.3	110.59	65.92	40.78	69.0	8.59
12	162.2	23.55	1.93	12.2	2600	-0.9	113.7	85.0	35.0	113.52	88.73	38.0	66.0	8.37
13	162.2	23.55	3.11	7.58	1000	11.7	100	85.1	58.4	100.26	83.93	59.27	75.7	14.45
14	162.2	23.55	3.11	7.58	1800	11.7	101.8	146.2	55.5	101.63	140.0	54.92	73.5	13.79
15	162.2	23.55	3.11	7.58	2600	11.7	105.6	187.9	48.8	105.46	171.94	46.7	68.0	12.68
16	162.2	23.55	4.05	5.8	1000	19.4	96.7	123.0	67.0	96.8	122.61	67.13	78.0	17.75
17	162.2	23.55	4.05	5.8	1800	19.4	99.4	212.7	62.5	99.47	207.0	62.94	72.9	17.81
18	162.2	23.55	4.05	5.8	2600	19.4	103.1	273.5	55.2	103.1	260.35	56.09	67.0	17.28
19	118.6	11.78	2.75	4.28	1000	8.3	65.6	65.5	67.1	65.35	67.91	73.8	82.5	7.74
20	118.6	11.78	2.75	4.28	1800	8.3	67.8	118.3	67.4	67.76	126.38	76.3	79.9	8.28
21	118.6	11.78	2.75	4.28	2600	8.3	72.3	156.9	61.3	72.3	185.49	77.53	69.5	9.68
22	118.6	15.73	2.54	6.19	1000	6.2	75.2	52.7	57.9	75.22	55.82	65.45	90.8	7.25
23	118.6	15.73	2.54	6.19	1800	6.2	78.2	93.3	56.9	78.16	93.19	60.7	84.2	7.26
24	118.6	15.73	2.54	6.19	2600	6.2	81.8	123.8	51.9	81.79	117.54	53.0	77.3	6.904
25	118.6	18.67	2.33	8.01	1000	3.9	85.4	38.9	46.2	85.4	45.04	57.34	86.7	6.99
26	118.6	18.67	2.33	8.01	1800	3.9	89.2	68.5	44.7	89.19	75.89	53.67	79.7	7.12
27	118.6	18.67	2.33	8.01	2600	3.9	92.6	89.4	41.1	92.57	93.78	45.92	74.4	6.53

\* Utilizando Amesim con  $T_{SH}=10^{\circ}C$

*CAPITULO II: MODELADO DEL SISTEMA DE AIRE ACONDICIONADO (A/C) EN EL AUTOMOVIL*

Esta comparación de resultados nos permite verificar el error y establecer los valores de aquellas variables que no se obtuvieron experimentalmente como son: el par y la capacidad del compresor, con el fin de tener una referencia en su comparación con los resultados establecidos por el modelo de *Matlab-Simulink*. Dichos resultados se anotan en la tabla 2.5.

La simulación del modelo con *Matlab-Simulink*, produce unos valores de error promedio de 3.36% y 6.15% para el caudal masico refrigerante y el par del compresor respectivamente, para un valor de cilindrada de 162.2cm<sup>3</sup> cuando se compara con respecto a los valores del software comercial de la tabla 2.4. En particular, cuando la cilindrada disminuye, situándose en 118.6cm<sup>3</sup>, los valores de error promedio se incrementan, situándose en 9.97% y 8.37% para el caudal masico refrigerante y el par del compresor respectivamente.

En lo que concierne al caudal masico refrigerante bajo las condiciones de operación establecidas en [21], el error promedio se sitúa en 2.95% y 4.22% para cilindradas de 162.2 cm<sup>3</sup> y 118.6cm<sup>3</sup> respectivamente.

**Tabla 2.5 Listado de resultados tomados de simulación del compresor con *Matlab-Simulink***

<i>Listado de resultados tomados de simulación del compresor con <i>Matlab-Simulink</i></i>											
<i>Nº Ensayo</i>	<i>Cilindrada (cc)</i>	<i>P. Descarga (Mpa)</i>	<i>P. Admisión (Mpa)</i>	<i>Pd/Ps</i>	<i>Velocidad (rpm)</i>	<i>Q. Compresor (kW)</i>	<i>Caudal Masico Ref. (kg/h)</i>	<i>Rend. Volum. (%)</i>	<i>Rend. Isent. (%)</i>	<i>Par (N.m) Ef. (85%)</i>	<i>Par (N.m) Ef. (65%)</i>
1	162.2	14.73	2.54	5.80	1000	0.761	81.00	67.80	85.00	8.544	11.170
2	162.2	14.73	2.54	5.80	1800	1.436	136.80	63.60	76.00	8.964	11.720
3	162.2	14.73	2.54	5.80	2600	2.020	172.12	55.40	68.00	8.727	11.410
4	162.2	17.67	2.33	7.58	1000	0.716	65.45	59.48	81.99	8.045	10.520
5	162.2	17.67	2.33	7.58	1800	1.342	110.66	55.89	74.00	8.375	10.950
6	162.2	17.67	2.33	7.58	2600	1.839	139.82	48.89	68.20	7.949	10.390
7	162.2	20.61	2.14	9.63	1000	0.631	50.69	50.00	78.00	7.087	9.268
8	162.2	20.61	2.14	9.63	1800	1.179	88.70	48.60	73.00	7.361	9.625
9	162.2	20.61	2.14	9.63	2600	1.565	111.28	42.20	69.00	6.762	8.842
10	162.2	23.55	1.93	12.20	1000	0.548	37.94	41.29	71.49	6.153	8.046
11	162.2	23.55	1.93	12.20	1800	0.997	66.67	40.29	69.00	6.221	8.135
12	162.2	23.55	1.93	12.20	2600	1.307	83.63	34.99	66.00	5.649	7.387
13	162.2	23.55	3.11	7.58	1000	0.868	86.36	59.54	82.01	9.746	12.740
14	162.2	23.55	3.11	7.58	1800	1.626	146.09	55.93	74.01	10.150	13.270
15	162.2	23.55	3.11	7.58	2600	2.229	184.57	48.93	68.20	9.632	12.600
16	162.2	23.55	4.05	5.80	1000	1.048	126.68	67.73	84.98	11.770	15.390
17	162.2	23.55	4.05	5.80	1800	1.978	213.88	63.54	75.98	12.350	16.150
18	162.2	23.55	4.05	5.80	2600	2.781	269.10	55.35	68.00	12.020	15.720
19	118.6	11.78	2.75	4.28	1000	0.516	63.25	67.08	82.52	5.800	7.585
20	118.6	11.78	2.75	4.28	1800	0.964	114.34	67.38	79.91	6.016	7.867
21	118.6	11.78	2.75	4.28	2600	1.456	150.19	61.28	69.51	6.290	8.225
22	118.6	15.73	2.54	6.19	1000	0.458	50.58	57.88	90.79	5.146	6.730
23	118.6	15.73	2.54	6.19	1800	0.874	89.46	56.88	84.19	5.454	7.132
24	118.6	15.73	2.54	6.19	2600	1.254	117.83	51.88	77.30	5.419	7.086
25	118.6	18.67	2.33	8.01	1000	0.391	37.15	46.18	86.69	4.393	5.745
26	118.6	18.67	2.33	8.01	1800	0.741	64.69	44.68	79.69	4.624	6.046
27	118.6	18.67	2.33	8.01	2600	1.054	85.93	41.08	74.40	4.554	5.955

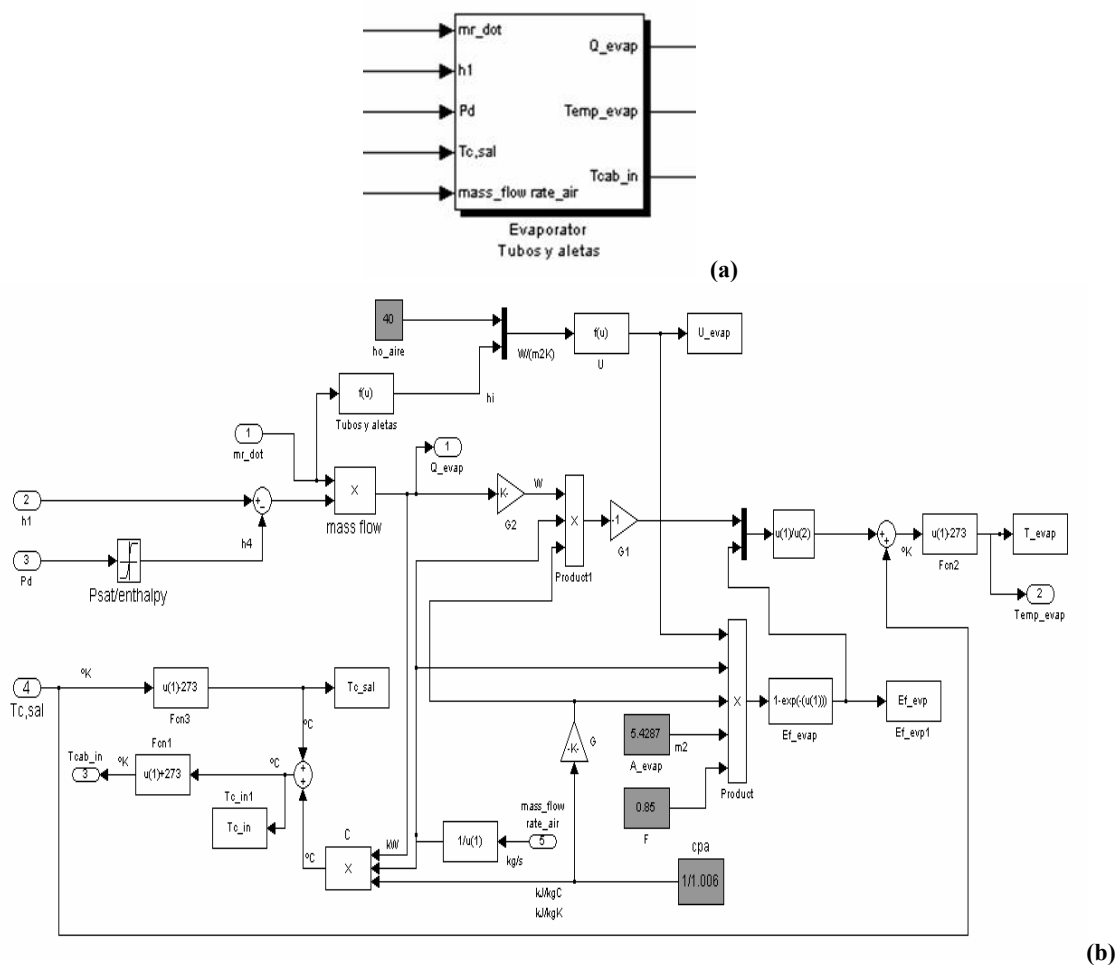
*CAPITULO II: MODELADO DEL SISTEMA DE AIRE ACONDICIONADO (A/C) EN EL AUTOMOVIL*

Los valores de las eficiencias isentrópicas y volumétricas son muy similares a los datos experimentales, puesto que de ellos se tuvo como guía no superando el 2%. Lo anterior, verifica la confiabilidad del modelo, aunque con restricciones para algunas zonas de operación como se discutió anteriormente.

**2.4.2 Intercambiador de calor – Evaporador del tipo tubos y aletas**

El modelo del intercambiador de calor esta basado en el modelo de tubos y aletas, especificado por las ecuaciones de la sección 2.3.2. El modelo del evaporador corresponde a una caja negra, como en la figura 2.15a, la cual tiene como entradas: el caudal masico refrigerante, el cual corresponde a una salida del compresor; la entalpía a la entrada del compresor; la presión de descarga del compresor; el caudal masico de aire que entra al evaporador y la temperatura del aire que sale de la cabina, la cual en  $t=0$  corresponde al punto de temperatura ambiente. Las salidas del evaporador corresponden a las variables de potencia demandada por el evaporador, la temperatura del evaporador y la temperatura del aire en la cabina justo después de haber pasado por el evaporador.

El modelo de la figura 2.15b como se detallo en la sección 2.3.2.1.2, usa el intercambiador de tubos y aletas (X-65) tomado a partir de [21]. Conformado por 6 circuitos de 12 tubos cada uno; cada tubo corresponde a cada uno de los pasos del circuito y posee un diámetro,  $D_i$  de 10mm.



**Figura 2.15. Vista del modelo para el control de sistema A/C. a) Modelo de caja negra. b) Vista interior con sus entradas y salidas basadas en el conjunto de ecuaciones de la sección 2.3.2.**

## CAPITULO II: MODELADO DEL SISTEMA DE AIRE ACONDICIONADO (A/C) EN EL AUTOMOVIL

Se asume que la configuración del intercambiador es a contra flujo. Las constantes para el cálculo del coeficiente de transferencia de calor de la Tabla 2.2 son usadas. Por tanto, se establece  $L_{tub} = 0.20\text{m}$ ; correspondiente a  $L_{tot} = 14.4\text{m}$  y  $A = 5.4287\text{m}^2$ .

Los datos experimentales se pueden extraer de [21] para un intercambiador de tubos y aletas con cercanas prestaciones. Los valores de humedad y de vapor mezcla en la zona de trabajo del evaporador, así como el ajuste de algunas variables del mismo evaporador ( $h_{o\_aire}$ ), además de la misma reducción del modelo, ocasionan que las medidas difieran notablemente, por lo que comparaciones no serian validas.

Sin embargo y mas adelante, la tabla 2.7 en la sección 2.5.4 detallara los valores de algunas variables del evaporador (eficiencia, potencia, temperatura y entalpías del evaporador etc.) y como estas permanecen dentro de rangos marcados de operación de acuerdo a [31,37,45]. Cuando estas se ven afectadas ante cambios en el caudal de aire, la temperatura del condensador, velocidad rotacional del compresor o resistencia térmica de la cabina, entre otras.

### **2.4.3 Modelo A/C**

Con el fin de mantener una metodología fácil de trabajo, el modelo A/C se ha dividido en tres submodelos. En un principio cada unos de ellos fueron modelados independientemente de los demás hasta construir el modelo completo. Estos submodelos corresponden a:

- Control A/C: Involucra los modelos de compresor, evaporador y las demás consideraciones realizadas en la anterior sección para el condensador y la válvula de expansión. La figura 2.16a y 2.16b muestra el esquema completo de dicha sección.

El sistema esta compuesto por 4 entradas: la velocidad rotacional del motor del compresor, el caudal masico de aire (indirectamente asociado a la velocidad del ventilador), la eficiencia mecánica y la temperatura del aire a la salida de la cabina. Las salidas están sujetas al cálculo de la temperatura en el evaporador, la cual depende de la temperatura dentro de la cabina, el par y la capacidad realizada del compresor y el evaporador, además del ajuste de la temperatura de la cabina al pasar por el intercambiador.

- Cabina: Este submodelo esta basado en la obtención de la temperatura en el interior de la cabina como única salida en base a la ecuación 2.48, ver figura 2.17. Durante la estimación inicial se establece que la temperatura en el ambiente corresponde a la temperatura en el interior de la cabina. El volumen y el material empleado en la cabina influyen en la estimación de dicho parámetro, como se observa en la siguiente sección.

Los parámetros de entrada corresponden a los valores de la temperatura en el exterior del habitáculo y de potencia neta en la cabina  $P_{net\_cab}$ , resultado de la ley de conservación de la energía, la cual se detalló en la sección 2.3.5.

- Ecuación de conservación de la energía: Siguiendo el modelo anterior de la cabina, este submodelo esta sujeto a la ecuación 2.49. Donde las entradas al modelo corresponden a las variables en cada uno de los términos de su lado derecho. La salida del modelo corresponde al valor de  $P_{net\_cab}$ , cuyo valor corresponde al balance energético en la cabina, lo cual significa que para un valor cercano a cero, la temperatura de la cabina se estabilizara en un determinado valor (alrededor de 18-25°C) dependiendo de la temperatura exterior o del flujo masico de aire. El modelo realizado en *Matlab-Simulink* se muestra en la figura 2.18.

CAPITULO II: MODELADO DEL SISTEMA DE AIRE ACONDICIONADO (A/C) EN EL AUTOMOVIL

$$P_{net\_cab} = \dot{m}_a C_{p_a} (T_{c_{in}} - T_{c_{out}}) + Q_{room} - \frac{(T_{c_{in}} - T_{ext})}{R_{eq\_cab}} \quad (2.49)$$

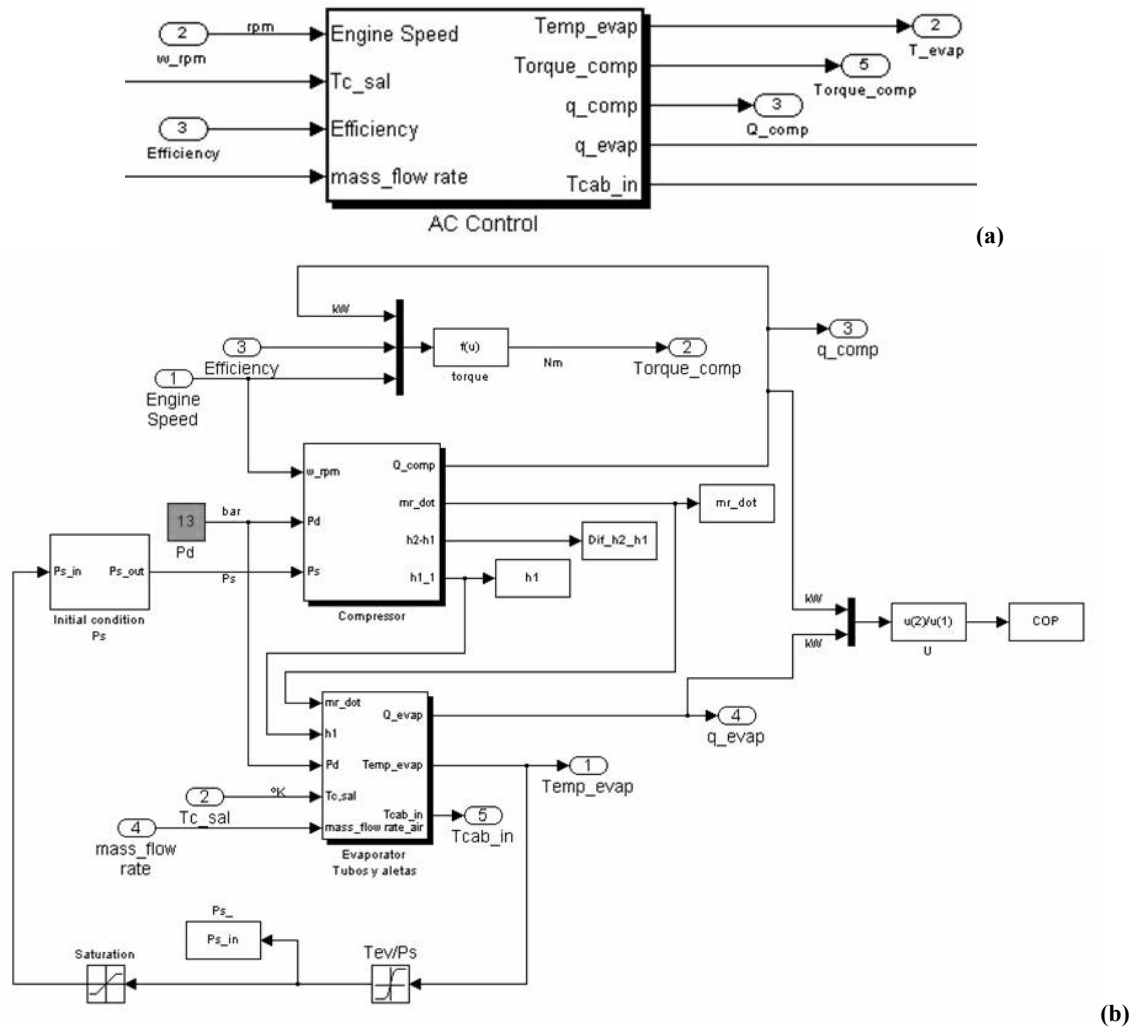


Figura 2.16. Vista del modelo para el control de sistema A/C. a) Modelo de caja negra. b) Vista interior con sus entradas y salidas.

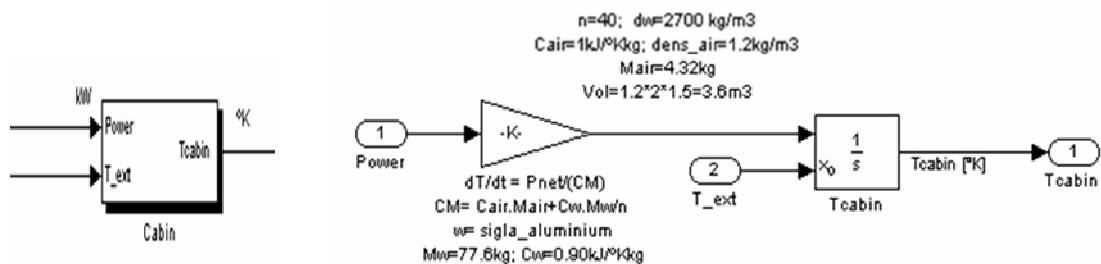


Figura 2.17. Vista del modelo de la cabina del automóvil

- **Modelo final:** Una vista general de todo el modelo, mostrando las tres componentes anteriores se observa en la figura 2.19. La temperatura de consigna dentro del modelo no se encuentra en operación como se evidencia, esto se debe a que la diferencia de



error existente entre la temperatura dentro de la cabina y aquella de referencia o consigna, servirá de entrada para el control del motor que a su vez opere el compresor en el sistema A/C. Es decir la magnitud del delta de error permitirá establecer la velocidad de operación del motor e inclusive la magnitud del flujo masico de aire (400 o 600 kg/h), como se vera con mas detalle en la sección relacionada al conjunto SRM-accionamiento-carga del capítulo 5.

Los resultados de la utilización de los modelos precedentes, y los valores de entrada como: el valor del caudal masico de aire, la velocidad rotacional del compresor o la temperatura exterior influyen sobre el conjunto operacional del motor, y se establecen en la siguiente sección.

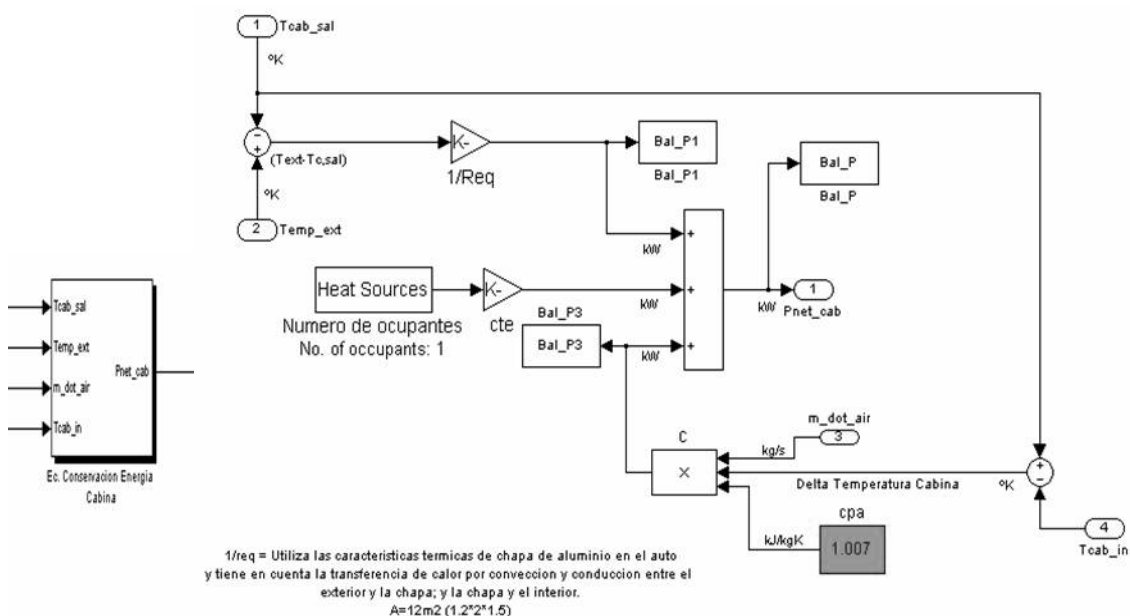


Figura 2.18. Vista del modelo de la ecuación de conservación de la energía en la cabina

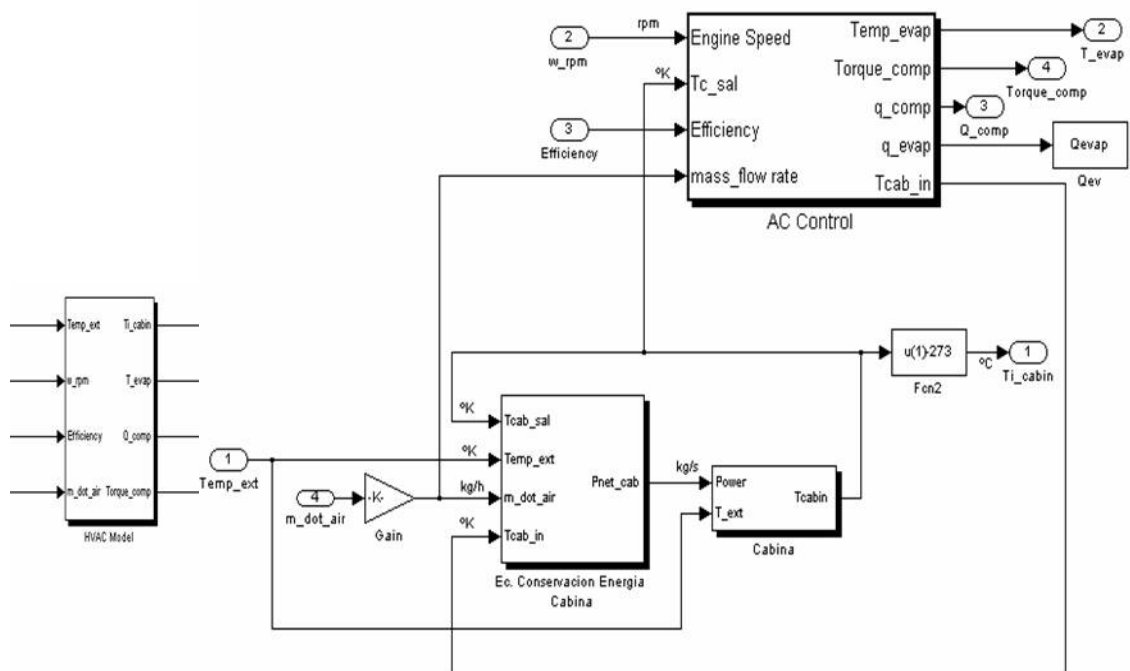


Figura 2.19 Vista del modelo completo del sistema de aire acondicionado.

## **2.5 Resultados de Simulación de un Sistema A/C Integral**

Para determinar la factibilidad del modelo, es necesario operar el modelo completo con las señales de entrada de acuerdo a los márgenes de operación para los cuales se ha diseñado, y los cuales se presentan en la Tabla 2.6. Aunque se tienen datos experimentales por componentes, como en el caso del compresor y del intercambiador, no se disponen datos experimentales para el modelo general. Sin embargo, es posible establecer los posibles rangos de valores de determinadas salidas al conocer los valores de las entradas del sistema, tomando como ayuda [7,18-20,22,25,28,29,47] u orientando algunas medidas bajo condiciones de operación al grupo diferentes para usarlas en la validación.

**Tabla 2.6 Rangos de operación de algunas variables del sistema A/C**

<i>Variable</i>	<i>Nom.</i>	<i>Rangos de Operación*</i>
Presión de entrada del compresor	$P_s$	1.2 – 3.5 Bar
Presión de salida del compresor	$P_d$	13 - 19 Bar
Par del compresor	$T_{comp}$	0.5 - 8 N.m
Velocidad rotacional del compresor	$w_{comp}$	100 - 6000 RPM
Temperatura operación del condensador	$T_{cond}$	48 – 75 °C
Caudal masico de aire	$\dot{m}_a$	200 - 800 kg/h
Temperatura exterior o ambiente	$T_{ext}$	< 35°C
Temperatura del evaporador	$T_{evap}$	12 a (-18) °C
Potencia del compresor	$P_{comp}$	< 2.2 kW

\* Basado en [7,18-20,22,25,28,29,47]

El sistema A/C tiene una condición de no linealidad por lo que el sistema depende de infinidad de parámetros, en primera instancia se visualizan solo los efectos sobre la temperatura de la cabina, el par del compresor, la eficiencia operacional del sistema o COP, la temperatura del evaporador y la carga refrigerante, producidos por las variaciones en la velocidad rotacional, el caudal másico de aire, la relación de presiones a la entrada del compresor, la temperatura de operación del condensador, y la variación de la resistencia térmica de la cabina; todo lo anterior sobre un margen de tiempo de operación determinado. En segunda instancia, se anotan los efectos sobre las principales variables de salida cuando los valores en la velocidad rotacional o el caudal masico de aire varían.

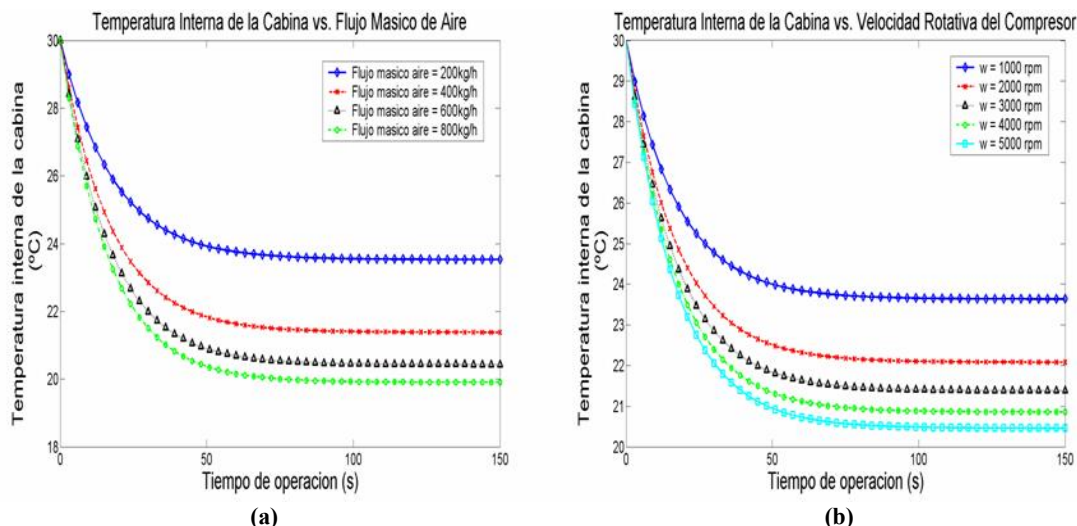
### **2.5.1 Efecto sobre la temperatura interna de la cabina**

El modelo A/C para la realización de los siguientes resultados fue el utilizado en la anterior sección. Aquellos elementos que afectan a la temperatura de la cabina principalmente se deben a la cantidad de flujo masico de aire, velocidad rotacional del compresor, temperatura del condensador y a la relación de presiones ( $P_d/P_s$ ) en terminales del compresor principalmente. Estos efectos se detallan a continuación:

A. Efecto del flujo masico de aire y la velocidad rotacional del compresor: La temperatura ambiente se ha establecido en 30°C. La figura 2.20a muestra como se ve afectada la temperatura del aire dentro de la cabina debido al flujo masico de aire, cuando la velocidad rotacional del compresor es constante (3000 rpm) para un margen de operación de 150s.

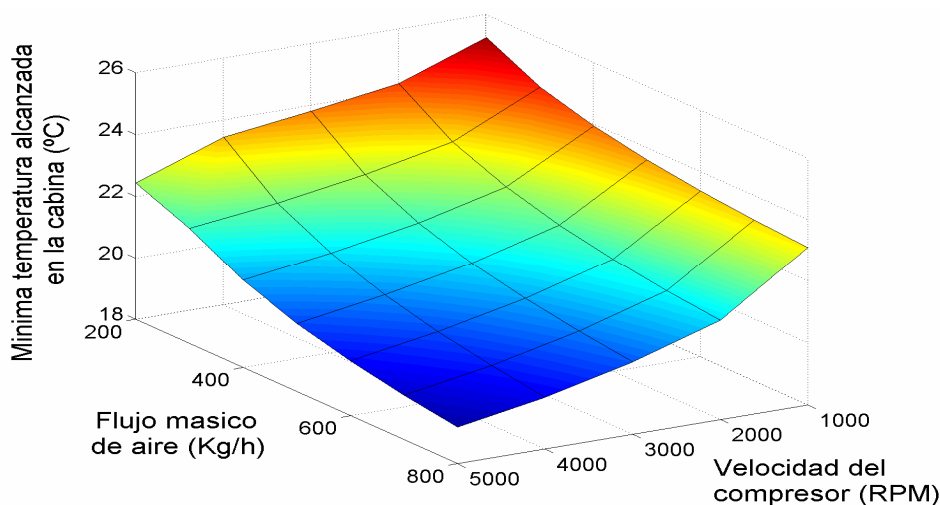
*CAPITULO II: MODELADO DEL SISTEMA DE AIRE ACONDICIONADO (A/C) EN EL AUTOMOVIL*

De igual manera, la velocidad rotacional del compresor afecta directamente la consecución de una temperatura mas baja dentro de la cabina para un mismo margen de tiempo, cuando el flujo masico de aire exterior determinado por el ventilador, se establece constante (400kg/h), como se observa en la figura 2.20b.



**Figura 2.20** Curvas de la temperatura interna de la cabina cuando  $T_{ext}=30^{\circ}C$ ,  $\eta_{mec}=85\%$ , cilindrada 112.5 cm<sup>3</sup> y Pd =13 Bar. (a) Con cambios del flujo másico de aire, con velocidad del compresor constante en 3000 RPM. (b) Con cambios en la velocidad rotacional del compresor, con flujo masico de aire constante de 400kg/h.

Un aumento de 4 veces en el caudal masico de aire corresponde a una disminución de 3.6°C en la temperatura del habitáculo cuando se trabaja a 3000rpm. Sin embargo, esto implica extralimitar la maquina debido al aumento de par como se vera en las secciones precedentes. Un aumento de 5 veces en la velocidad rotacional del compresor implica una disminución de 3.3°C la temperatura del habitáculo, cuando el flujo masico de aire es constante, alrededor de los 400kg/h. La figura 2.20 solo representa una muestra del efecto sobre la temperatura en la cabina, mientras que la figura 2.21 visualiza el efecto general, mostrando los mínimos valores de temperatura en la cabina cuando se ha alcanzado el estado estacionario.

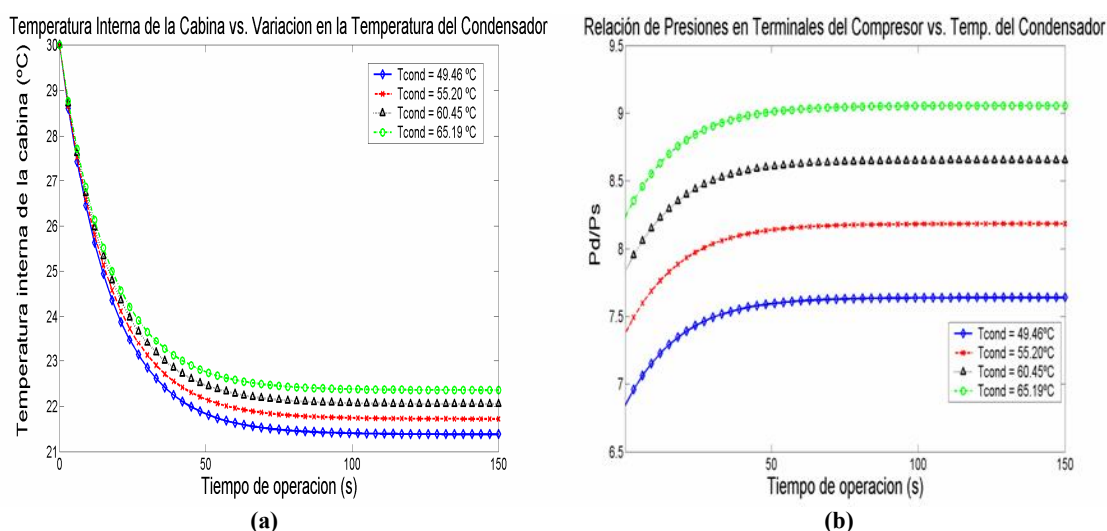


**Figura 2.21** Mínima temperatura alcanzada en la cabina ante variaciones en el flujo masico de aire y la velocidad del compresor, cuando  $T_{ext}=30^{\circ}C$ ,  $\eta_{mec}=85\%$ , cilindrada 112.5 cm<sup>3</sup> y Pd =15 Bar.

*CAPITULO II: MODELADO DEL SISTEMA DE AIRE ACONDICIONADO (A/C) EN EL AUTOMOVIL*

**B. Efecto de la relación de la temperatura del condensador y de la relación de presiones ( $P_d/P_s$ ) en terminales del compresor:** La temperatura ambiente se ha establecido en 30°C. Como se observa conjuntamente en las figuras 2.22a y 2.22b entre mas pequeña sea la diferencia de  $P_d/P_s$  el enfriamiento de la cabina será mayor para un mismo margen de tiempo. Sin embargo, una disminución en el punto de operación del condensador de aproximadamente 15.7°C como se muestra en la figura 2.22a implica solo una disminución de la temperatura de la cabina de aproximadamente 1°C.

El problema radica en que para propósitos de control del sistema A/C, variar los puntos de trabajo del condensador, no es muy aconsejable desde el punto de vista mecánico. Mientras si lo sería el realizar el control en base al ajuste de parámetros operables eléctrica o electrónicamente como la velocidad operacional del compresor o la variación del caudal masico de aire que entra al evaporador.



**Figura 2.22** Curvas de la temperatura interna de la cabina cuando  $T_{ext}=30^{\circ}\text{C}$ ,  $\eta_{mec}=85\%$ , cilindrada  $112.5\text{ cm}^3$ . (a) Con cambios en la temperatura del condensador, con velocidad del compresor constante en 3000 RPM y flujo masico de aire de  $400\text{kg/h}$ . (b) una vista de la variación de  $P_d/P_s$  ante cambios en la temperatura del condensador.

**2.5.2 Efecto sobre la capacidad del compresor y el coeficiente operacional COP del sistema A/C**

**A. Efecto del flujo masico de aire y la velocidad rotacional del compresor:** Como ya se conoce de la ecuación 2.6, el coeficiente operacional y la capacidad del compresor están directamente relacionados. La figura 2.23a y 2.23b muestra como se ve afectado el COP del sistema y la capacidad del compresor respectivamente.

El principal objetivo del sistema A/C es que la eficiencia operacional del sistema sea la mejor posible. Para ello se busca encontrar el valor de COP más alto posible, al maximizar la capacidad del evaporador. El problema radica en que los mayores márgenes de eficiencia operacional (COP entre 3 a 4.5) ocurren a bajas velocidades, menores de 2000 rpm, y con potencias del compresor menores a 1kW, este dato de operación es similar a [18,22,32,42,44] para el caso de un motor de un compresor manejado por polea (aprox. 1kW a modo continuo) o para el caso de un compresor operando a 700 rpm con una cilindrada de  $120\text{ cm}^3$ , generando un COP de 3.42 como en [42]

CAPITULO II: MODELADO DEL SISTEMA DE AIRE ACONDICIONADO (A/C) EN EL AUTOMOVIL

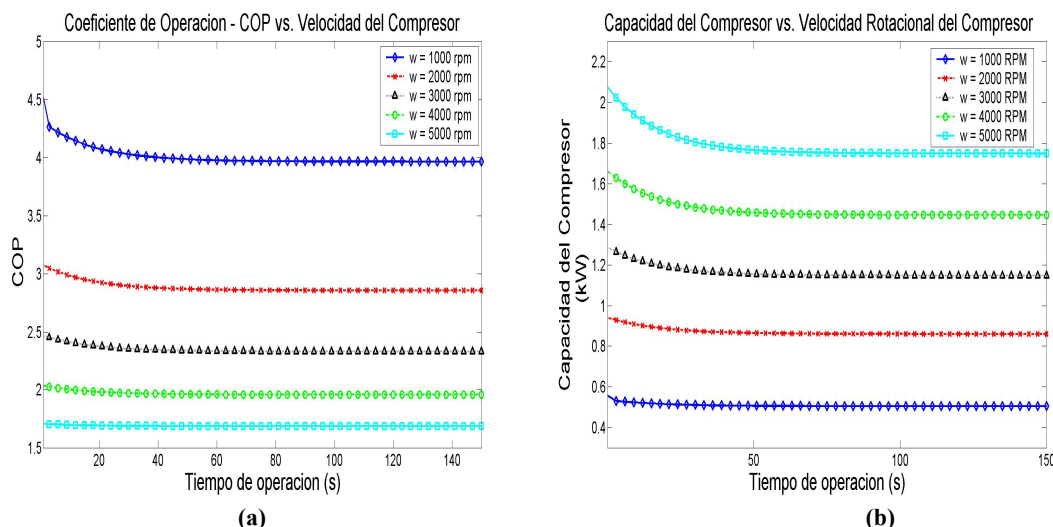


Figura 2.23. Curvas de (a) La variación del coeficiente operacional y (b) La capacidad del compresor cuando  $T_{ext}=30^{\circ}C$ ,  $\eta_{mec}=85\%$ , cilindrada  $112.5cm^3$ ,  $P_d=13$  Bar, ante cambios en la velocidad rotacional del compresor cuando el flujo másico de aire es constante de  $400kg/h$ .

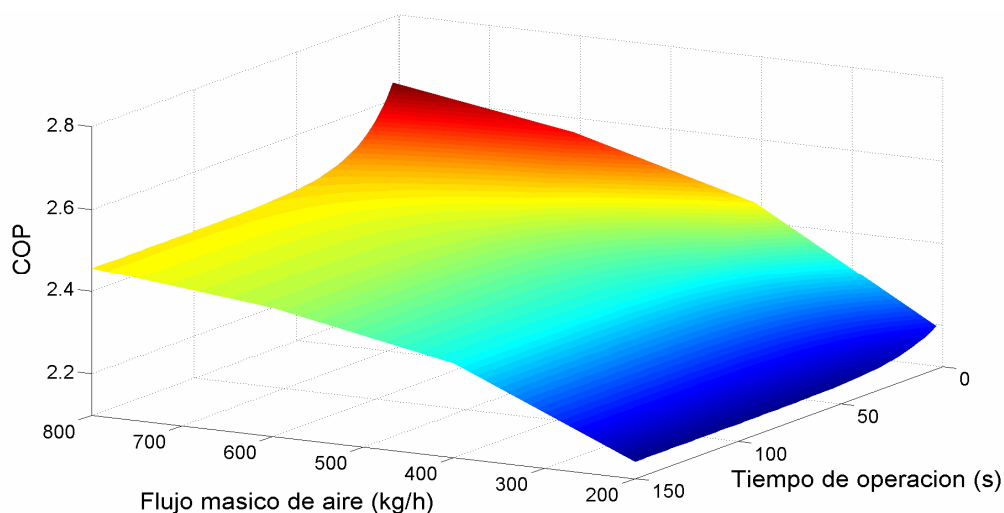
Como se vera en capítulos mas adelante, trabajar a bajas o altas velocidades implica que el motor eléctrico asociado al compresor del sistema A/C, deba alcanzar un alto valor de eficiencia. Esto se explica con la ecuación 2.50, en el caso de accionamientos manejados por polea, la eficiencia de la misma (se asume  $\eta_{belt}=95\%$ ) y del alternador (eficiencia electro-mecánica,  $\eta_{gen}\sim 85\%$ ) afectan directamente al sistema. Sin embargo, en accionamientos no accionados electromecánicamente, se puede decir que la eficiencia del motor prima sobre las demás, por lo que se busca opere en su máximo porcentaje posible. [42]

$$P_{comp} = \frac{P_{tot}}{\eta_{belt}\eta_{gen}\eta_{mot}} \quad (2.50)$$

Generalmente una reducción en la velocidad rotacional del compresor influye en un aumento del COP, aunque con detrimento de la eficiencia del motor; aun más si el motor a trabajar es un SRM. En la practica un COP >3 debe verse como un dato realmente optimista para el sistema A/C en vehículos, ya que los valores típicos están alrededor de 1.5 a 1.7. Sin embargo, los sistemas A/C de vapor compresión son capaces de operar a COPs por encima de 4, cuando el diseño satisface los requisitos de manejo energético del vehiculo. Un aumento del COP en el sistema implica una reducción de la eficiencia del motor asociado (compresor), a costa de un manejo eficiente de energía. Un arreglo satisfactorio de ambas partes se establecerá en el Capítulo 5.

Otra manera de elevar el COP del sistema es aumentado el flujo másico de aire que incide en el evaporador, al pasar de 200 a 400 Kg/h la variación del COP es mayor que aquel cuando se trabaja entre 400-800Kg/h, por lo que se hace conveniente que el flujo masico no sobrepase los 500Kg/h. En total se obtiene un aumento del COP de 0.25, aunque este efecto no es tan notable como aquel de la disminución de la velocidad, ver figura 2.24. La relación del COP con el tiempo de ejecución, permite visualizar el comportamiento del transitorio de arranque justo cuando el sistema realiza el proceso de enfriamiento de la cabina, induciendo una mejora de la eficiencia operacional cuando se trabaja a marchas del ventilador más elevadas.

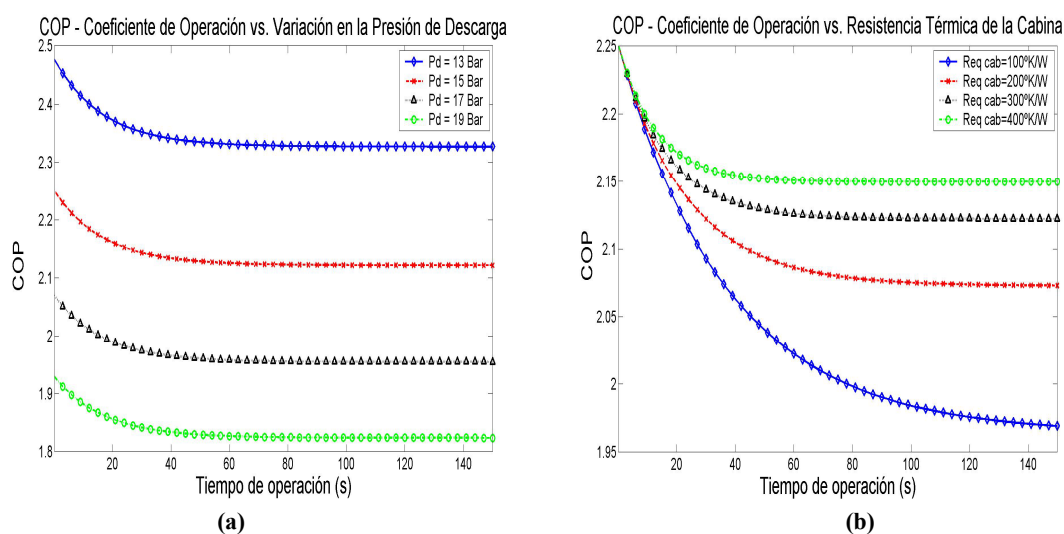
*CAPITULO II: MODELADO DEL SISTEMA DE AIRE ACONDICIONADO (A/C) EN EL AUTOMOVIL*



**Figura 2.24** Curva del coeficiente de operación cuando  $T_{ext}=30^{\circ}C$ ,  $\eta_{mec}=85\%$  con velocidad rotacional del compresor de 3000 RPM ante cambios en el flujo masico de aire y su ejecución ante un tiempo de operación determinado.

*B. Efecto del cambio en la presión de descarga  $P_d$  y los efectos causados por el cambio en la resistencia térmica de la cabina:* La figura 2.25a muestra un aumento del COP, cuanto menor es la presión de descarga, es decir cuando la temperatura de operación del condensador es menor a los  $50^{\circ}C$ . Como se vio previamente la resistencia equivalente de la cabina -estimada en esta aplicación- es de alrededor  $300^{\circ}K/W$ , este parámetro incide sobre el tiempo de demora en la refrigeración del habitáculo, al aplicar la ecuación de conservación energética.

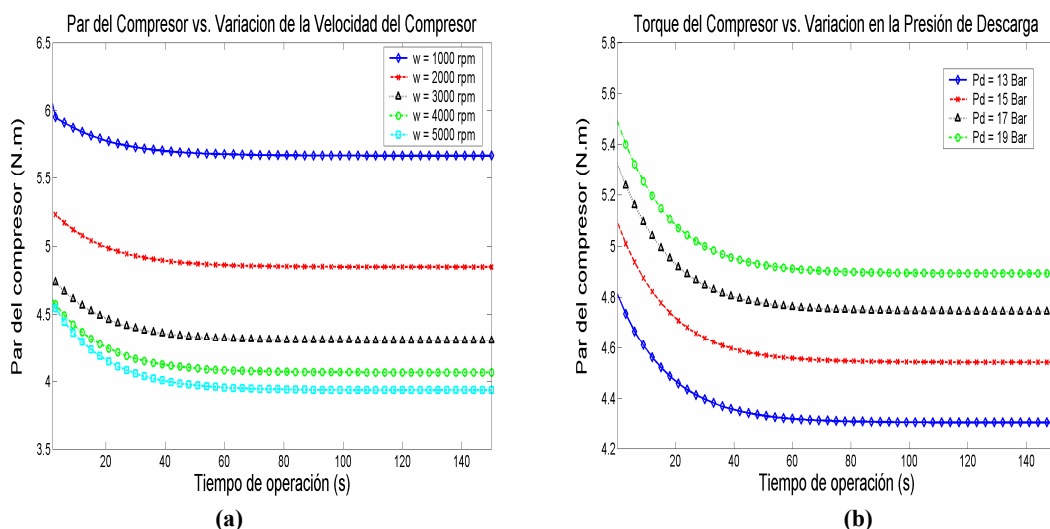
Como se observa en la figura 2.25b, cuanto menor es  $R_{eq\_cab}$ , conlleva un mayor tiempo en llevar el sistema al estado estacionario y esto se debe a que la relación UA es grande, lo que implica que el área del habitáculo o los coeficientes de transferencia de calor (aluminio etc.) son muy grandes, lo cual establece una desventaja.



**Figura 2.25** Curvas de el coeficiente de operación - COP cuando  $T_{ext}=30^{\circ}C$ ,  $\eta_{mec}=85\%$ , velocidad del compresor constante en 3000 rpm. (a) Con cambios en la presión de descarga, (b) Con cambios en la resistencia termal de la cabina y  $P_d = 15$  Bar

### 2.5.3 Efecto sobre el par del compresor

A. Efecto del flujo másico de aire y la presión de descarga  $P_d$  del compresor: La figura 2.26a muestra el efecto particular que tienen los cambios de velocidad de compresor sobre el par. Como es de observar los rangos de operación están por debajo de los 6N.m alrededor de los 1000 rpm, siempre y cuando la temperatura del condensador se situé por debajo de los 50°C (13 Bar). Un aumento de la temperatura de operación del condensador en (20°C) ocasionaría un aumento de alrededor 0.7 N.m cuando se trabaja a 3000rpm y flujo masico de 400 kg/h, como se ve en la figura 2.26b, esto significa que según los rangos de operación del presente diseño, el máximo valor de par es cercano a los 7N.m a bajas velocidades (1000 rpm).



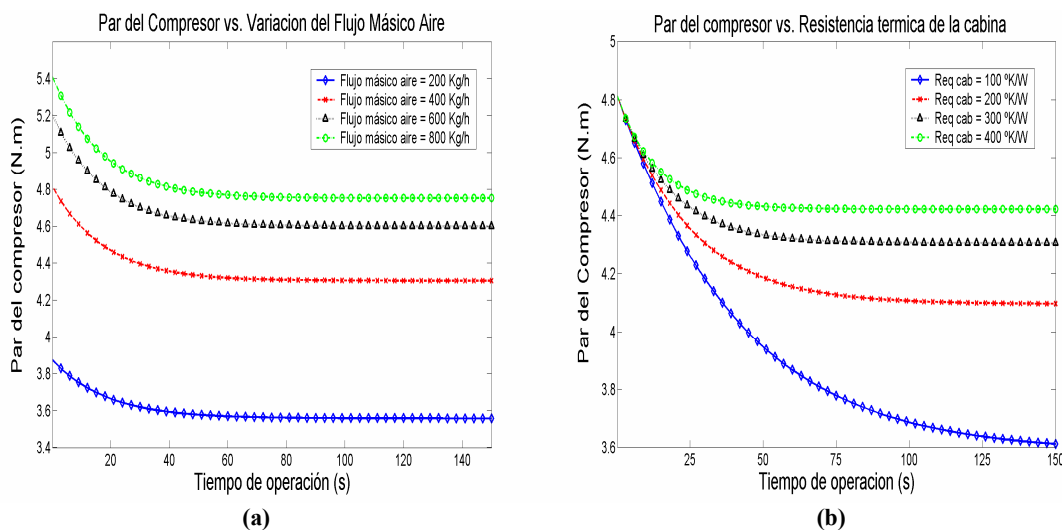
**Figura 2.26** Curva de par del compresor cuando  $T_{ext} = 30^{\circ}C$ ,  $\eta_{mec} = 85\%$ , cilindrada = 112.5 cc. Flujo másico de aire constante de 400kg/h (a) ante cambios en la velocidad rotacional del compresor y  $P_d = 13$  Bar, (b) ante cambios en la presión de descarga, con velocidad rotacional constante = 3000rpm

B. Efecto del flujo masico de aire y el cambio en la resistencia térmica de la cabina: El par se es afectado por la cantidad de aire que incide en el evaporador, por lo que cuanto mas rápido se enfría la cabina, el par que demanda al sistema aumenta en una tercera parte del par original (1.2Nm), como se muestra en la figura 2.27a. Para propósitos de control del sistema, mas adelante se debe de encontrar un equilibrio entre el flujo masico de aire que entra al evaporador y la velocidad operacional del compresor, de tal manera que el par que efectuó el motor cumpla con los requisitos establecidos por el sistema A/C. La figura 2.27b muestra que el tipo de habitáculo afecta dramáticamente el par que demanda el sistema para refrigerarlo.

### 2.5.4 Efectos sobre el estado estacionario

Debido a la gran cantidad de variables que involucran el sistema de A/C, la Tabla 2.7 resume los efectos que el flujo masico de aire, la velocidad rotacional del compresor, la temperatura del condensador y la cilindrada del compresor ejercen sobre otras variables no expuestas hasta ahora como son: la temperatura el evaporador, la eficiencia del evaporador, los valores de las entalpías en cada uno de los puntos del ciclo vapor-compresión, el flujo masico refrigerante, los valores de las eficiencias isentrópicas y volumétricas etc.

*CAPITULO II: MODELADO DEL SISTEMA DE AIRE ACONDICIONADO (A/C) EN EL AUTOMOVIL*



**Figura 2.27** Curvas de el par del compresor cuando  $T_{ext}=30^{\circ}C$ ,  $\eta_{mec}=85\%$ , velocidad del compresor constante en 3000 RPM, cilindrada=112.5 cc y  $P_d=13$  Bar. (a) ante cambios en el flujo másico de aire con velocidad rotacional del compresor constante. (b) ante cambios en la resistencia termal de la cabina

En esta sección, se toman los valores de las variables cuando la temperatura en la cabina se establece en un mínimo constante, es decir a un determinado tiempo, justo cuando el sistema se encuentra en su estado estacionario. Estos valores se establecen, asumiendo un valor de resistencia térmica de la cabina alrededor de 300 °K/W, la eficiencia mecánica del 85% y la temperatura ambiente de 30°C.

Con respecto a la Tabla 2.7 se establecen las siguientes observaciones:

- El modelo A/C se ha diseñado, para operar todas aquellas entradas que establezcan una temperatura del evaporador superior a  $-20^{\circ}C$ , por lo que algunos arreglos de las entradas no se toman en cuenta debido a su inviabilidad.
- Cuando se trabaja a máxima cilindrada ( $162.2\text{cm}^3$ ) se observa que lo mas conveniente es operar el compresor a velocidades por debajo de los 3000 rpm.
- El flujo masico de refrigerante que puede demandar el sistema para establecer una temperatura mínima de la cabina se encuentra entre 47.56 - 99.86 kg/h, para bajar la temperatura de la cabina en aproximadamente  $5^{\circ}C$  y  $10^{\circ}C$  respectivamente.
- La aportación de flujo masico refrigerante es de un 14.7% a un 35.3% de aquel para el flujo masico de aire.
- El par del compresor depende del valor de la cilindrada, la eficiencia mecánica (constante en este caso), la cual a su vez depende de la velocidad operacional del compresor. El par promedio del compresor cuando trabaja con una cilindrada de  $118.6\text{cm}^3$  es en un 25% (4.65Nm) menor que cuando se trabaja a una cilindrada de  $162.2\text{cm}^3$  (6.10Nm).
- La eficiencia del evaporador, el cual corresponde al modelo de tubos y aletas a contraflujo tiene un valor promedio alrededor del 75%.
- Los rendimientos volumétricos e isentrópicos del compresor corresponden a valores promedios de 50.45% y 70.86% respectivamente.



**Tabla 2.7 Resultados de la simulación para el sistema A/C. Valores finales del estado estacionario para diferentes pruebas\***

<i>Entradas</i>					<i>Compresor</i>							<i>Evaporador</i>					<i>Otros</i>	
<i>Nº</i>	<i>Cilindrada (cm³)</i>	<i>Temp. Condensador (°C)</i>	<i>F. Masico Aire (kg/h)</i>	<i>Velocidad (RPM)</i>	<i>F. Masico Refrig. (kg/h)</i>	<i>Pd/Ps</i>	<i>Rend. Volum. (%)</i>	<i>Rend. Isentrop. (%)</i>	<i>h2 (kJ/Kg)</i>	<i>h1 (kJ/Kg)</i>	<i>Par (N.m)</i>	<i>Temp. Evaporador (°C)</i>	<i>Rend. Evap. (%)</i>	<i>h4 (kJ/Kg)</i>	<i>U. Evap.</i>	<i>Hi</i>	<i>COP</i>	<i>Min. Temp. Cabina (°C)</i>
1	118.6	49.46	200	1000	47.556	6.24	65.77	84.26	429.01	393.30	5.302	-9.02	85.38	270.70	23.28	55.72	3.433	24.93
2	118.6	49.46	200	2000	58.500	8.15	52.17	72.49	436.35	389.30	4.296	-15.66	87.17	270.70	24.87	65.76	2.520	23.90
3	118.6	49.46	200	3000	63.432	10.59	42.17	64.91	442.81	387.60	3.643	-18.49	87.79	270.70	25.47	70.13	2.116	23.47
4	118.6	49.46	400	1000	58.824	5.33	70.00	86.13	427.90	395.80	5.894	-4.94	64.24	270.70	24.91	66.04	3.895	23.52
5	118.6	49.46	400	2000	74.556	6.92	56.90	73.62	434.81	391.80	5.004	-11.64	66.71	270.70	26.65	79.83	2.814	21.97
6	118.6	49.46	400	3000	82.044	7.82	46.88	64.59	441.76	389.90	4.426	-14.66	67.62	270.70	27.32	86.17	2.298	21.27
7	118.6	49.46	400	4000	87.768	8.58	41.07	57.44	449.30	388.60	4.156	-16.90	68.24	270.70	27.78	90.94	1.941	20.75
8	118.6	49.46	400	5000	92.232	9.23	36.98	51.75	456.91	387.50	3.996	-18.62	68.67	270.70	28.12	94.63	1.682	20.35
9	118.6	55.2	200	1000	48.852	6.74	63.43	83.23	431.62	394.30	5.688	-7.33	85.62	279.80	23.49	56.91	3.070	25.15
10	118.6	55.2	200	2000	60.372	8.73	50.15	76.96	438.61	390.40	4.580	-13.84	87.42	279.80	25.11	67.43	2.276	24.14
11	118.6	55.2	200	3000	65.448	9.76	40.27	65.04	445.12	388.80	3.834	-16.55	88.02	279.80	25.70	71.91	1.935	23.72
12	118.6	55.2	200	4000	70.668	8.77	35.64	60.39	450.31	387.40	3.469	-19.41	88.57	279.80	26.26	76.49	1.711	23.29
13	118.6	55.2	400	1000	60.300	5.80	67.82	85.17	430.40	396.70	6.343	-3.36	64.52	279.80	25.10	67.37	3.470	23.80
14	118.6	55.2	400	2000	76.680	7.44	54.73	73.14	437.34	392.80	5.330	-9.86	66.99	279.80	26.85	81.65	2.538	22.30
15	118.6	55.2	400	3000	84.528	8.37	44.98	64.72	444.18	391.10	4.668	-12.81	67.90	279.80	27.53	88.26	2.096	21.62
16	118.6	55.2	400	4000	90.612	9.16	39.39	58.23	451.01	389.70	4.334	-15.02	68.52	279.80	28.00	93.30	1.793	21.10
17	118.6	55.2	400	5000	94.500	9.84	35.55	53.30	457.57	388.60	4.110	-16.76	68.99	279.80	28.35	97.29	1.579	20.70
18	162.2	49.46	200	1000	53.244	7.17	61.43	82.35	430.29	391.20	6.495	-12.52	86.39	270.70	24.15	60.97	3.082	24.39
19	162.2	49.46	200	2000	65.376	9.72	48.20	71.45	437.79	387.40	5.141	-19.80	88.02	270.70	25.70	71.86	2.315	23.27
20	162.2	49.46	400	1000	66.996	6.11	66.38	84.53	428.91	393.70	7.362	-8.48	65.64	270.70	25.88	73.28	3.491	22.70
21	162.2	49.46	400	2000	83.052	7.95	52.87	72.68	436.13	389.70	6.017	-15.06	67.74	270.70	27.40	87.02	2.562	21.18
22	162.2	49.46	400	3000	90.360	8.96	42.93	64.83	442.60	387.90	5.142	-17.90	68.49	270.70	27.98	93.09	2.143	20.52
23	162.2	55.2	200	1000	54.756	7.69	58.98	81.26	433.02	392.30	6.956	-10.72	86.62	279.80	24.37	62.34	2.764	24.63
24	162.2	55.2	200	2000	66.492	9.99	45.89	70.81	440.61	388.40	5.418	-17.11	88.14	279.80	25.82	72.84	2.081	23.64
25	162.2	55.2	400	1000	68.796	6.60	64.07	83.51	431.51	394.70	7.904	-6.80	65.91	279.80	26.07	74.86	3.121	23.01
26	162.2	55.2	400	2000	85.752	8.52	50.88	72.16	438.78	390.80	6.419	-13.25	68.03	279.80	27.62	89.26	2.313	21.51
27	162.2	55.2	400	3000	93.204	9.52	40.98	64.99	444.90	389.10	5.411	-15.95	68.76	279.80	28.19	95.43	1.960	20.89
28	162.2	55.2	400	4000	99.864	10.50	36.11	60.09	450.42	387.70	4.886	-18.28	69.34	279.80	28.64	100.80	1.721	20.35

\* Text=30°C, Req=300 °K/W

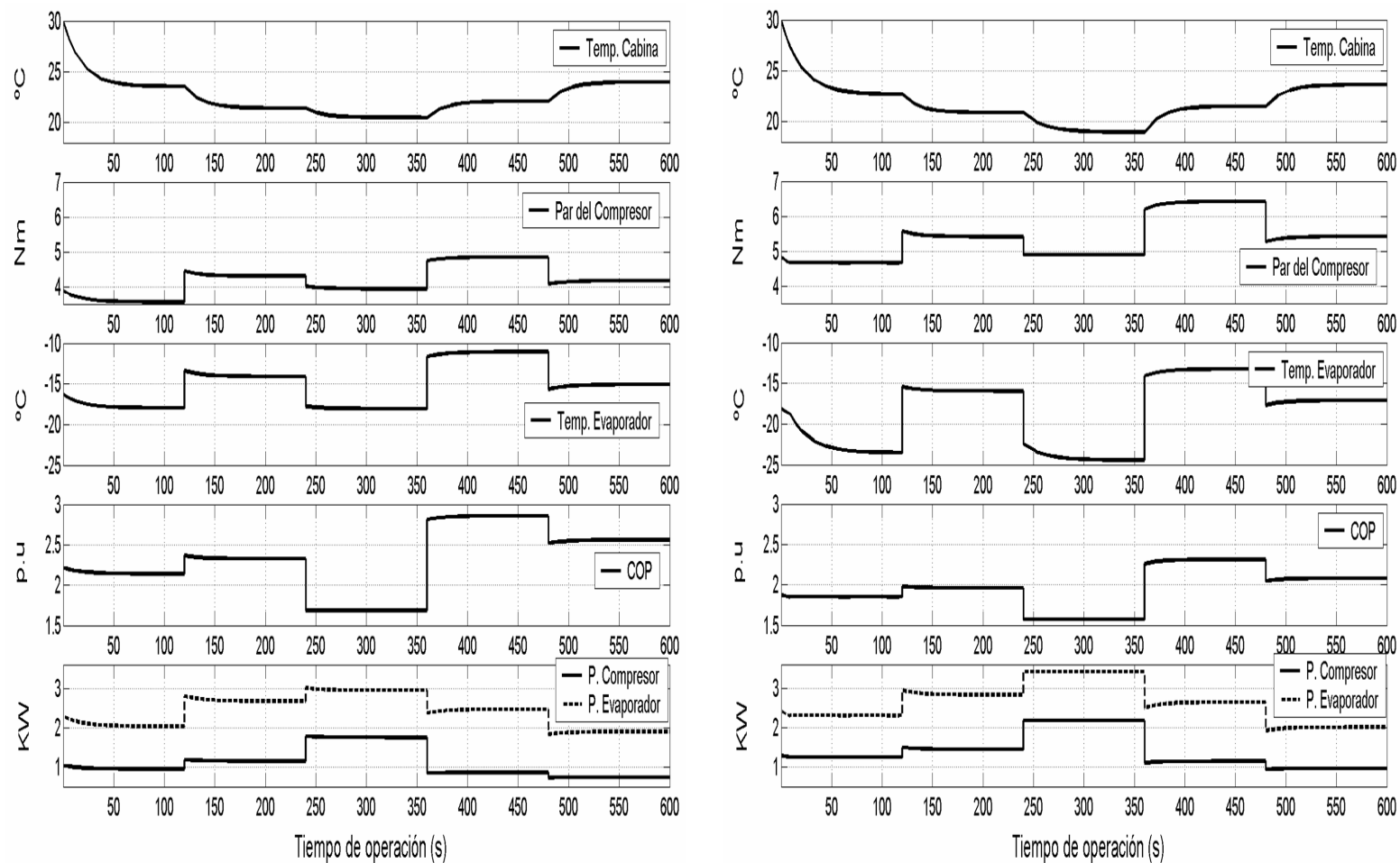
### **2.5.5 Dinámica de la operación del sistema A/C**

Las figuras 2.28a y 2.28b muestran dos modos de operación del sistema A/C debidas al cambio en el valor de la cilindrada del compresor y de la temperatura de trabajo del condensador. Esto tiene como fin, estudiar la operación dinámica de todo el sistema y de su transitorio. Para ello, se emplea la estrategia de funcionamiento del compresor a tres velocidades y del flujo masico de aire que entra al evaporador a dos modos de operación de acuerdo con el calendario de eventos de la Tabla 2.8. Las observaciones encontradas se anotan en los siguientes puntos.

- El limite máximo de reducción de la temperatura de la cabina esta alrededor de los 12°C desde el punto de temperatura ambiente.
- Cabe pensar que cuanto mayor es la velocidad operacional del motor, mas rápido se enfría la cabina, sin embargo la acotación hasta un máximo de 7000 rpm no dependería por el tipo de motor, sino que depende de los límites mecánicos del compresor.
- El utilizar un escalón en cada uno de los eventos introduce en algunas de las variables del sistema A/C un efecto tipo “escalón”. Los valores de los puntos máximos de par, temperatura del evaporador, COP, y de las potencias del compresor y del evaporador, debidos al cambio de evento (escalón), están alrededor del 5.1% evento 2 de la figura 2.27a y del 8.62% evento 3 de la figura 2.27b, con respecto a su valor en estado estacionario. Por lo tanto y para los límites acordados de trabajo del sistema A/C, un máximo de 9% es esperado en respuesta al escalón por cambio en velocidad o de flujo masico de aire.
- Debido a que en este capitulo, el sistema A/C no contiene un control de temperatura de la cabina o de flujo masico de aire, los valores que nos muestra la figura 2.28 corresponden a la respuesta natural del sistema ante cambios en dichas referencias, por lo que el tiempo de establecimiento de la respuesta ante determinado evento es determinado en gran medida por la resistencia térmica de la cabina, como se analizó en la anterior sección.
- El valor máximo de par del compresor esta alrededor de 7 Nm (en este caso 2000rpm), pero podría extenderse a unos valores de velocidad mas elevados (3500-4000 rpm). Sin embargo, el perfil de carga del sistema no presenta grandes efectos por lo que se puede afirma que la carga es casi constante y permanece en un determinado valor, mientras el sistema se encuentra en estado estacionario ante determinado evento.

**Tabla 2.8 Secuencia de eventos en la simulación del conjunto A/C**

<i>Tiempo</i>	<i>Evento</i>
0.0s	Inicio de la Simulación
0.01s - 120s	1. Velocidad Rot. Compresor 3000 RPM; Flujo Masico de Aire al ventilador = 200Kg/h
120s - 240s	2. Velocidad Rot. Compresor 3000 RPM; Flujo Masico de Aire al ventilador = 400Kg/h
240s - 360s	3. Velocidad Rot. Compresor 5000 RPM; Flujo Masico de Aire al ventilador = 400Kg/h
360s - 480s	4. Velocidad Rot. Compresor 2000 RPM; Flujo Masico de Aire al ventilador = 400Kg/h
480s - 600s	5. Velocidad Rot. Compresor 2000 RPM; Flujo Masico de Aire al ventilador = 200Kg/h
600s	Fin de la Simulación



**(a)** **(b)**  
**Figura 2.28.** Curvas de la dinámica del sistema A/C cuando  $T_{ext}=30^{\circ}\text{C}$ ,  $\eta_{mec}=85\%$ , con el calendario de eventos de la Tabla 2.9. (a)  $T_{cond}=49.46^{\circ}\text{C}$  ( $P_d=13$  Bar), cilindrada del compresor  $=112.5\text{ cm}^3$ . (b)  $T_{cond}=55.2^{\circ}\text{C}$  ( $P_d=15$  Bar), cilindrada del compresor  $=162.2\text{ cm}^3$

## CAPITULO II: MODELADO DEL SISTEMA DE AIRE ACONDICIONADO (A/C) EN EL AUTOMOVIL

- El modelo A/C tiene un límite de temperatura del evaporador de  $-25^{\circ}\text{C}$ . Además, los mayores cambios en los valores de temperatura del evaporador ocurren cuanto mayor es la cilindrada y la temperatura del condensador, por consiguiente los valores de par del compresor se incrementan considerablemente.
- Los valores del COP son bajos, cuanto más alto es la velocidad rotacional del compresor, por lo que un equilibrio entre eficiencia y velocidad rotacional se tomara en cuenta para la correcta operación del sistema A/C es decir cuando se considere los respectivos controladores de velocidad o de par del motor.
- Los valores máximos de potencias del compresor y del evaporador se establecen a altas velocidades, pero inferiores a los 2.1kW y 3.4kW, respectivamente.

### **2.6 Conclusiones**

El objetivo de este capítulo ha sido definir una metodología sencilla de diseño y una estrategia de operación que pudiese potencialmente representar todas las variables que intervienen en el sistema A/C. El modelo del estado estacionario y de transitorio para el sistema A/C, con el modelo de cabina integrada, provee una excelente herramienta analítica del estudio del comportamiento del compresor y su dinámica frente a cambios que se realicen sobre otras componentes, esto con el fin de establecer los puntos más convenientes de operación del sistema.

La estrategia de análisis de la dinámica A/C se ha basado principalmente en establecer los rangos de velocidad del motor del compresor, de flujo masico de aire del evaporador, y de temperatura de trabajo del condensador con el fin de encontrar un equilibrio entre los valores de COP, temperatura mínima de la cabina, par de operación, capacidad y temperatura del evaporador, estos últimos dentro de márgenes estrictas de trabajo.

Como ya se anoto previamente, uno de los objetivos para el sistema de aire acondicionado, es optimizar el COP con el fin de reducir los requerimientos del sistema. Como se observo, acelerar el enfriamiento de la cabina esta condicionado a un incremento en la capacidad del evaporador. Sin embargo, optimizar la capacidad de enfriamiento del evaporador por lo general es directamente proporcional a un mayor requerimiento de potencia por parte del sistema.

### **Referencias**

- [1] Gaurav Anand, Milind Mahajan, Nagendra Jain, Balaji Maniam, Todd M. Tumas., "e-Thermal: Automobile Air-Conditioning Module"., *General Motors, 2004 SAE World Congress Detroit*, Michigan., March 8-11, 2004., SAE Paper 2004-01-1509
- [2] Notas del Software, Amesim.
- [3] Dymola by Modelon AB. Sweden., [www.modelon.se](http://www.modelon.se)
- [4] Mingyu Wang, John L. Pawlak, Charles A. Archibald., "Development of Next Generation Automatic Climate Control"., *Thermal Systems, Delphi Corporation., 2007 World Congress., Detroit*, Michigan April 16-19, 2007., SAE Paper 2007-01-1188
- [5] Lin-Jie Huang., "First Vehicle Passenger Thermal Comfort Model Helps Optimize HVAC Systems"., *Journal Articles By Fluent Software Users., Delphi*
- [6] D. Limperich, M. Braun, G. Schmitz, K. Prolß., "System Simulation of Automotive Refrigeration Cycles" Daimler Chrysler AG; Germany., *Proceedings of the 4th International Modelica Conference, Hamburg*, March 7-8, 2005, pp. 193-199

CAPITULO II: MODELADO DEL SISTEMA DE AIRE ACONDICIONADO (A/C) EN EL AUTOMOVIL

- [7] Tsutomu Tabe, Katsumasa Matsui, Tohru Kakehi, Masahiro Ohba., “Automotive Climate Control”., *International Conference on Industrial Electronics, Control, and Instrumentation*, San Francisco, CA. November 18-22, 1985.
- [8] J.L. Oldenkamp, D.M Erdman., “Automotive Electrically driven air conditioner system”., *Automotive Power Electronics, 1989.*, pp. 71-72
- [9] M. Hattori , T. Nomura, Y. Ueno and H. Kato., “Automotive refrigeration system controller with a simple precompensator”., *Proceedings of the 291h Conference on Decision and Control.*, Honolulu, Hawaii December 1990
- [10] Harris N.C., Jahns T.M., Surong Huang., “Design of an Integrated Motor/Controller Drive for an Automotive Water Pump Application”., *IAS 37th Industry Applications Conference*, pp. 2028- 2035 vol.3., 2002.
- [11] Edrington C.S., Fahimi B., “Coolant Pump Drive: An Application for Switched Reluctance Machines”., *IEEE 58th Vehicular Technology Conference*, pag. 3226- 3230., vol.5., 2003.
- [12] “A breakthrough in vehicle cooling system pumps design”., *Elsevier World Pumps* vol. 2000., no.404. pp. 42-44, May 2000
- [13] Malakondaiah Naidu, Thomas W. Nehl, Suresh Gopalakrishnan, Lukas Würth., “Electric Compressor Drive with Integrated Electronics for 42 V Automotive HVAC Systems”., Delphi Research Labs., *SAE World Congress Detroit*, Michigan April 11-14, 2005 SAE Technical Paper 2005-01-1318
- [14] McCleer. P.J., “Electric Drives for Pump, Fan, and Compressor Loads in Automotive Applications”., *ISIE'95 Proceedings of the IEEE International Symposium on Industrial Electronics.*, vol. 1., Jul 1995.
- [15] Kiwamu Inui, Ken Matsunaga., “Electric Inverter A/C System for Toyota Prius Hybrid Vehicle” *Denso and Toyota Motor Corporation.*, Presentation.
- [16] Koji Takahashi, Ken Matsunaga, Kiwamu Inui., “Product Development of Air Conditioner System with Electrically-driven Compressor for Hybrid Vehicles”., *Japanese Journal* vol 10, N° 1, 2005
- [17] Murakami H., Kataoka H., Honda Y., Morimoto S., Takeda Y., “Highly Efficient Brushless Motor Design for an Air-conditioner of the Next Generation 42V Vehicle”., *IEEE 36th IAS Industry Applications Conference*, pp. 461-466 vol.1., Oct 2001.
- [18] Zhao-gang Qi, Jiang-ping Chen, Zhi-jiu Chen., “Analysis and simulation of mobile air conditioning system coupled with engine cooling system”., *Elsevier, Energy Conversion and Management* 48 (2007) 1176–1184
- [19] J.M. Saiz Jabardo, W. Gonzales Mamani, M.R. Ianella., “Modeling and experimental evaluation of an automotive air conditioning system with a variable capacity compressor”., *Elsevier, International Journal of Refrigeration* 25 (2002) 1157–1172
- [20] M. Hosoz, M. Direk., “Performance evaluation of an integrated automotive air conditioning and heat pump system”., *Elsevier, Energy Conversion and Management* 47 (2006) 545–559
- [21] García Melón M., “Desarrollo de un conjunto de herramientas de calculo para asistir el diseño de equipos de refrigeración para el aire acondicionado del automóvil”, Tesis Doctoral. *Universidad de Valencia*, 2000
- [22] Khalid A. Joudi, Abdul Sattar K. Mohammed, Mohammed K. Aljanabi., “Experimental and computer performance study of an automotive air conditioning system with alternative refrigerants”., *Elsevier, Energy Conversion and Management* 44 (2003) 2959–2976
- [23] Daly Steven, “Automotive Air-Conditioning and Climate Control Systems” *Elsevier Books*, 2006
- [24] Vapor compression cycle and thermal models in VTB, presentation
- [25] Changqing Tian, Xianting Li., “Numerical simulation on performance band of automotive air conditioning system with a variable displacement compressor”., *Elsevier Energy Conversion and Management* 46, 2718–2738 2005
- [26] Zheng David Lou., “A Dynamic Model of Automotive Air Conditioning Systems”., Visteon Corporation., *SAE Technical Paper Series* 2005-01-1884., 2005 SAE World Congress Detroit, Michigan., April 11-14, 2005

CAPITULO II: MODELADO DEL SISTEMA DE AIRE ACONDICIONADO (A/C) EN EL AUTOMOVIL

- [27] Jose M. Corberan, Monica Garcia Melon., “Modelling of plate finned tube evaporators and condensers working with R134A” *Int. J. Refrig.* Vol. 21, No. 4, pp. 273-284, 1998 Elsevier
- [28] Changqing Tian, Chunpeng Dou, Xinjiang Yang, Xianting Li., “A mathematical model of variable displacement wobble plate compressor for automotive air conditioning system” *Elsevier Applied Thermal Engineering* 24 (2004) 2467–2486
- [29] M. Hosoz, H.M. Ertunc., “Artificial neural network analysis of an automobile air conditioning system”, *Elsevier, Energy Conversion and Management* 47 (2006) 1574–1587
- [30] Watanuki K., Murata T., “Fuzzy-Timing Petri Net Model of Temperature Control for Car Air Conditioning System”, *IEEE SMC '99 Proceedings Systems, Man, and Cybernetics*, pp. 618-622., vol.4., 1999.
- [31] Ju-Suk Byun, Jinho Lee, Jun-Young Choi., “Numerical analysis of evaporation performance in a finned-tube heat exchanger”, *International Journal of Refrigeration* 30 (2007) 812-820
- [32] Udo Sandten, Georges El Khoury., “Sanden Hibrid Compressor”, *IEA Workshop Paris.*, Oct. 2006., [www.sanden.com](http://www.sanden.com)
- [33] Juan M. Franco Lijo., “Manual de refrigeración”, *Reverte Ed.*, 2006
- [34] <http://www.scribd.com/doc/1008572/EL-EVAPORADOR>
- [35] Frank F. Incropera, David P. DeWitt., “Fundamentals of heat and mass transfer”, 4 ed., Jhon Wiley & Sons, 1996.
- [36] Terry J. Hendricks., “Optimization of Vehicle Air Conditioning Systems Using Transient Air Conditioning Performance Analysis”, *SAE Paper 2001-01-1734*
- [37] “Climatizadores en el vehiculo” Programa autodidactico 208 *Volkswagen Ag.* Wolfsburg, 1998
- [38] <http://compressors.danfoss.com/> Manual de aplicación de compresores herméticos. *Danfoss.*
- [39] Jiangjiang Wnag, Dawei An., “Simulation and experiment study of neural network PID controller in central air-conditioning system” *IEEE Conference on Cybernetics and Intelligent Systems.*, pp. 1-6., Jun. 2006.
- [40] Mattias Björklund., “A model of the air temperature in a truck cabin”, *Master's Degree KTH.*, Sweden 2004
- [41] [http://www.engineeringtoolbox.com/thermal-conductivity-d\\_429.html](http://www.engineeringtoolbox.com/thermal-conductivity-d_429.html)
- [42] Terry J. Hendricks., “Multi-Variable optimization of electrically-driven vehicle air conditioning systems using transient performance analysis”, *National Renewable Energy Laboratory*, Golden, CO
- [43] R.C. Rijkeboer, N.L.J. Gense, R.J. Vermeulen., “Options to integrate the use of mobile air conditioning systems and auxiliary heaters into the emission type approval test and the fuel consumption test for passenger cars (M1 vehicles)”, *TNO Automotive Report* 02.OR.VM.074.1/NG, 23 December 2002
- [44] O. Kaynakli., I. Horuz., “An experimental analysis of automotive air conditioning system”, *Elsevier., Int Comm. Heat Mass Transfer*, Vol 30, N°2, pp273-284, 2003
- [45] Rajat Shah, Bryan P. Rasmussen and Andrew G. Alleyne., “Application of a multivariable adaptive control strategy to automotive air conditioning systems”, *International Journal Of Adaptive Control And Signal Processing* 2004; 18:199–221
- [46] “Condiz: a program for the simulation of automotive air conditioning systems”, *S.A.T.E. Systems and Advanced Technologies Engineering S.r.l.*, [www.sate-italy.com](http://www.sate-italy.com)
- [47] Bryan Rasmussen, Andrew Alleyne, Clark Bullard, Pega Hmjak, Norman Miller., “Control-Oriented Modeling and Analysis of Automotive Transcritical AC System Dynamics”, *Proceedings of the American Control Conference* Anchorage, AK May 8-1 0, 2002
- [48] Matlab - Simulink User's Guide.

## CAPITULO III

# PRINCIPIO DE FUNCIONAMIENTO, CARACTERIZACION E INTRODUCCION AL MODELO DEL SRM

---

Para comprender mejor las razones expuestas por el Capítulo I sobre el uso de los accionamientos SRM, este Capítulo realiza una breve descripción de su funcionamiento y de las ecuaciones que lo conforman confirmando la estrecha relación entre accionamiento y motor así como su relación al trabajar a diferentes regiones de trabajo y/o velocidades. A raíz de ello, se describe cada uno de los convertidores extensibles a aplicación automotrices, destacando la influencia de cada uno sobre el desempeño del accionamiento, y finalmente la elección del mismo.

El capítulo anterior procedió a establecer los requisitos de la operación de la aplicación, el sistema  $A/C$  y su posterior modelado. De igual manera este capítulo aborda el proceso de caracterización e introducción al modelado del accionamiento SRM basado en tablas “look-up” las cuales son conformadas en base a los datos estimados por un software de elementos finitos *RMxprrt/Maxwell2D*, y embebidas en un entorno apoyado en *Matlab-Simulink*.

### ***3.1 Principio de funcionamiento del motor.***

#### ***3.1.1 El termino de reluctancia variable [1]***

El principio de operación del motor de reluctancia autoconmutado, es comparable a los dientes de un rotor de hierro, los cuales se orientan en un campo magnético, el cual es producido gracias a una corriente eléctrica en los polos del estator. Mediante una determinada conmutación del campo magnético se consigue un movimiento rotatorio del núcleo. El concepto de “reluctancia” se corresponde con la resistencia magnética, que opone dicho rotor al campo electromagnético. El par en un motor de reluctancia se desarrolla en virtud del cambio de dicha reluctancia respecto a la posición del rotor; basado en este principio, un motor de reluctancia autoconmutada es diferente de otros tipos de maquinas eléctricas como los motores síncronos, de continua o de inducción.

### CAPITULO III: PRINCIPIO DE FUNCIONAMIENTO Y CARACTERIZACIÓN DEL SRM

Como la reluctancia varía con el flujo, que a su vez varía con la posición del rotor, la reluctancia en cualquier circuito magnético esta dada por:

$$\mathfrak{R} = \frac{FMM}{\Phi} = \frac{H * l}{B * S} = \frac{1}{\mu * S} \quad (3.1)$$

Donde:  $\mathfrak{R}$  es la reluctancia,  $FMM$  es la fuerza magnetomotriz,  $\Phi$  es el flujo magnético,  $H$  es el campo magnético en el aire,  $l$  es la longitud del camino magnético,  $B$  es la densidad de flujo magnético,  $S$  es el área de la sección del camino magnético y  $\mu$  es la permeabilidad del material.

Los parámetros  $l$ ,  $S$  y  $\mu$  contribuyen a la variación de la inductancia del circuito magnético en la medida que la posición angular del rotor cambia. Antes del alineamiento de los polos del rotor y del estator, la permeabilidad  $\mu$  es esencialmente igual a la permeabilidad del vacío  $\mu_0$ , la cual es muy pequeña comparada con la del material del núcleo. Por tanto, la reluctancia  $\mathfrak{R}$  es máxima en la posición desalineada y no varía en el rango donde no hay solapamiento; al igual que la longitud del camino magnético  $l$  es constante. Por otro lado, desde la posición donde sucede el solapamiento hasta la posición alineada, la permeabilidad  $\mu$  se incrementa substancialmente a medida que el área de solapamiento aumenta. Por lo tanto en la posición alineada, el área de solapamiento llega a su valor máximo y por tanto allí, la permeabilidad  $\mu$  es máxima y la reluctancia  $\mathfrak{R}$  disminuye a su valor mínimo.

Precisamente, debido al gran valor de la reluctancia  $\mathfrak{R}$  en la posición desalineada, el flujo  $\Phi$  no llega a saturar. Sin embargo, al comienzo del solapamiento, debido a la disminución substancial de la reluctancia, el flujo comienza entonces a saturarse, llegando a su nivel mas alto en la posición alineada.

En los SRM, la inductancia  $L$  se utiliza mas que el parámetro de reluctancia  $\mathfrak{R}$  cuando se representa el modelo o las ecuaciones del motor. La relación entre la reluctancia y la inductancia esta dada por:

$$L = \frac{T_{pf} \Phi}{i} = \frac{T_{pf}^2}{\mathfrak{R}} \quad (3.2)$$

Donde:  $i$  es la corriente de fase, y  $T_{pf}$  es el número de espiras por fase.

#### 3.1.2 Principio de funcionamiento

A partir del concepto anterior y tomando como referencia una de las configuraciones mas comunes de estator/rotor, la cual parte de establecer los pares de polos enfrentados unos con otros, dando lugar a formar las distintas fases “a”, “b”, y “c” tal como se observa en la figura 3.1. De esta manera, en el número de polos del rotor y del estator se puede establecer el número de fases a operar y la configuración del motor. La figura 3.1 presenta un SRM 6/4 el cual se compone de 6 polos en el estator y 4 polos en el rotor. Para esta configuración el número de fases es igual a la mitad del número de polos en el estator.

Cuando la corriente es aplicada en el devanado de una de las fases del estator, aparece un campo magnético estableciéndose por el camino magnético de los polos activos del estator, cruzando el entrehierro y cerrándose por el rotor. La disposición de los polos del rotor a linearse con los polos de la fase del estator energizada tiende a minimizar la reluctancia en el circuito magnético.



CAPITULO III: PRINCIPIO DE FUNCIONAMIENTO Y CARACTERIZACIÓN DEL SRM

Consecuentemente, el par producido depende de la posición del rotor y de la fase o fases activas. De manera tal que el principio de operación del SRM esta básicamente sustentado en el hecho de que una pieza de material magnético siempre tiende a alinearse a la posición de mínima reluctancia cuando se encuentra en un campo magnético. [2]

Para el caso del SRM de la figura 3.1, si la fase “a” esta energizada, no se produce par debido a la posición de alineamiento de los polos del rotor y del estator, la cual corresponde a la posición de mínima reluctancia para dicha fase. Mientras que si la fase “b” se activa, aparece un par en dirección de las agujas del reloj que actúa sobre el rotor. Sin embargo si la fase “c” se activa, aparece un par en dirección contraria a las agujas del reloj, para crear de esta manera un movimiento continuo del rotor. [2]

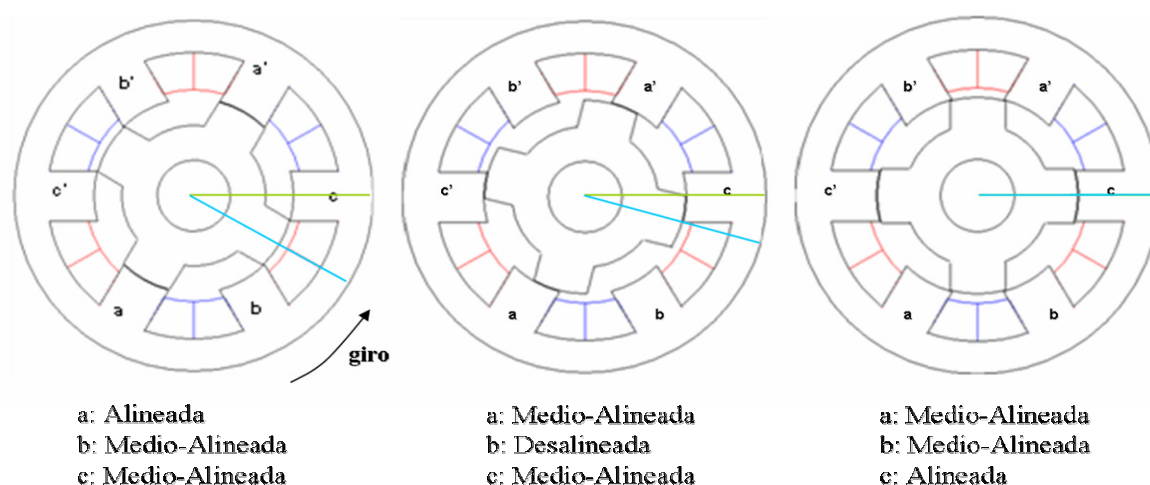


Figura 3.1 Un SRM 6/4 con sus tres fases “a”, “b”, y “c”. Cambio periódico de los polos en la fase “a” a la fase “c”

La secuencia eléctrica de disparo de cada una de las fases debe tener una determinación correcta de los ángulos mecánicos, también llamados “ángulos de disparo”, los cuales son definidos por la geometría del motor y por las condiciones de operación. El par total depende de las magnitudes de las corrientes en las fases activas las cuales a su vez son controladas en relación a la posición del rotor. El par total es obtenido por los pares generados en todas las fases del motor. Debido a que el par y la corriente tienen una relación no lineal, el control para obtener una corriente de fase constante forjaría variación del par produciendo por consiguiente vibraciones no deseadas y ruido acústico. [2]

La figura 3.2 ilustra el cambio periódico de la inductancia versus la posición del rotor asumiendo que no existe saturación (modelo magnético lineal).  $\beta_s$  representa el arco del polo del estator y  $\beta_r$  representa el arco del polo del rotor. La abscisa de la figura 3.2 es la posición mecánica del rotor;  $\tau_r$  representa la zona con la cual una fase puede producir par diferente a cero;  $\theta_2$  corresponde al ángulo de inicio del solapamiento entre los polos del estator y del rotor. Antes de esta posición la inductancia de fase conserva su valor mínimo  $L_{min}$ .

$\theta_3$  corresponde a la posición donde el arco del polo del estator  $\beta_s$  esta completamente solapado con el arco del polo del rotor  $\beta_r$ . Entre la posición  $\theta_2$  y  $\theta_3$ , la inductancia de fase se incrementa linealmente a medida que el rotor se mueve. A partir de  $\theta_4$ , termina el solapamiento de los polos y la inductancia de fase comienza a decrecer linealmente hasta que el rotor arriba a la posición  $\theta_5$  donde ya no existe solapamiento y la inductancia retorna al valor de  $L_{min}$ . El intervalo entre  $\theta_3$  y  $\theta_4$  corresponde a la “zona muerta”; durante este intervalo, la inductancia de fase conserva su máximo valor  $L_{max}$ . Si  $\beta_r$  es igual a  $\beta_s$ , no hay zona muerta por lo que  $\theta_3 = \theta_4 = \theta_u$ . [1]

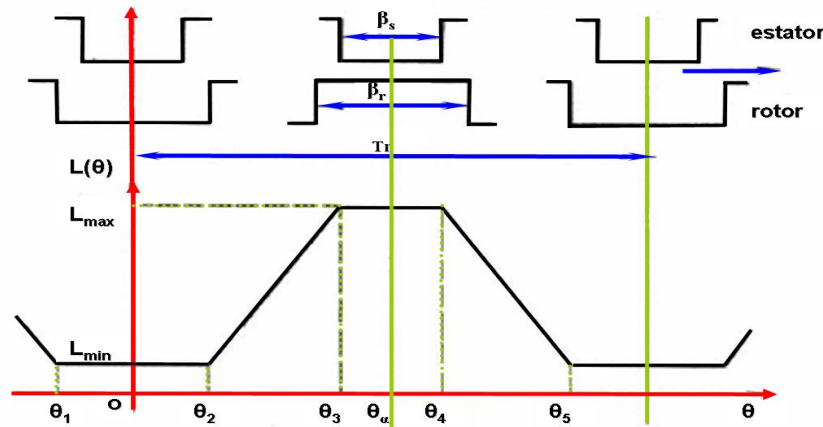


Figura 3.2 Inductancia ideal vs. Posición del rotor para una corriente constante

Para una función periódica de la posición rotor, el periodo desde la posición  $0^\circ$  corresponde a:

$$\text{Periodo} = T_r = \frac{2\pi}{N_r} \quad (3.3)$$

A partir de la figura anterior, cuando el ancho de los polos del rotor y del estator son desiguales se puede determinar las siguientes relaciones:

$$\theta_2 = \frac{\pi}{N_r} - \left( \frac{\beta_r + \beta_s}{2} \right) \quad (3.4)$$

$$\theta_3 = \frac{\pi}{N_r} - \left( \frac{\beta_r - \beta_s}{2} \right) \quad (3.5)$$

El perfil de inductancia en cada fase  $L(\theta)$  se desplaza en un ángulo  $\theta_s$  dado por:

$$\theta_s = 2\pi \left( \frac{1}{N_r} - \frac{1}{N_s} \right) \quad (3.6)$$

Donde:  $N_r$  y  $N_s$  corresponde al número de polos del estator y rotor respectivamente.

### 3.1.3 Ecuaciones del SRM

#### 3.1.3.1 Ecuación de Par [1-3]

Consideremos la maquina de reluctancia autoconmutada de la figura 3.1 para explicar las ecuaciones de enlace de flujo y par del motor. La curva de magnetización típica para un par de posiciones contiguas y cercanas a la posición de polos alineados y no alineados de una fase, se muestra en la figura 3.3. A partir de ellas se define la coenergía  $W_c$  y la energía del campo almacenada  $W_f$  como:

$$W_c = \int_{i=0}^{i=i_1} \phi(\theta, i) di \quad (3.7)$$

$$W_f = \int_0^{\phi_0} i(\phi, \theta) d\phi \quad (3.8)$$

Donde:  $\phi(\theta, i)$  representa al enlace de flujo en función de la posición y la corriente.  $W_f$  es equivalente a la energía eléctrica suministrada al devanado de la fase cuando el rotor está fijo, durante el intervalo de tiempo en el cual el enlace de flujo de la fase crece desde  $\phi=0$  a  $\phi=\phi_0$ .

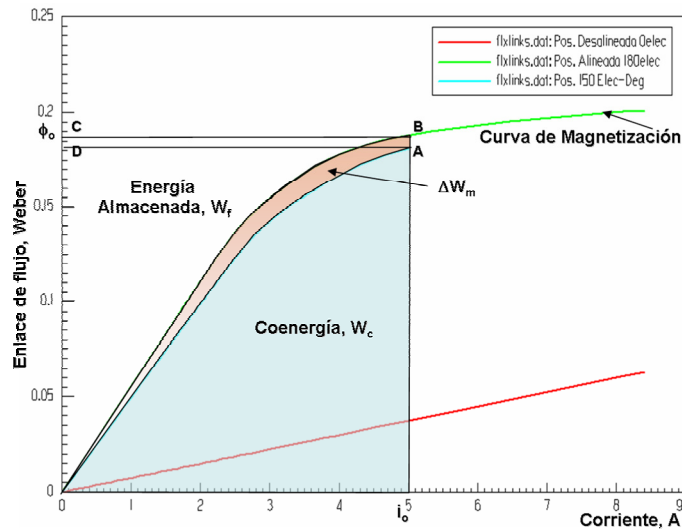


Figura 3.3 Definición de coenergía, energía de campo y trabajo mecánico

Si el rotor se libera, este se moverá hacia la posición de alineación. Para un desplazamiento infinitesimal  $\Delta\theta$  y asumiendo que la corriente de fase  $i=i_0$  se mantiene constante, mientras el valor del flujo se desplaza desde el punto A al punto B, tal y como se muestra en la figura 3.3

Por la ley de conservación de la energía, el cambio en la energía de campo almacenada  $\Delta W_f$  es igual al trabajo mecánico  $\Delta W_m$  producido por el rotor durante el desplazamiento infinitesimal  $\Delta\theta$ , ignorando las pérdidas en el núcleo y en el cobre. Con  $\Delta W_m$  como el área entre las curvas establecidas en la figura 3.3, da por consiguiente:

$$\Delta W_m = \Delta W_c = \int_{i=0}^{i_0} \phi(\theta_B, i) di - \int_{i=0}^{i_0} \phi(\theta_A, i) di \quad (3.9)$$

Expresando el trabajo mecánico como:  $\Delta W_m = T_e \cdot \Delta\theta$  entonces:

$$T_e = \frac{\Delta W_m}{\Delta\theta} = \frac{\int_{i=0}^{i_0} \phi(\theta_B, i) di - \int_{i=0}^{i_0} \phi(\theta_A, i) di}{\Delta\theta} \quad (3.10)$$

Al aplicar el límite de  $\Delta\theta \rightarrow 0$  para cualquier valor de corriente  $i$ , el par instantáneo del SRM se define como:

$$T_e = \frac{\partial}{\partial\theta} \int_0^i \phi(\theta, i) di \quad (3.11)$$

Para un modelo lineal de flujo:

$$\phi(\theta, i) = L(\theta) \cdot i \quad (3.12)$$

Generalizando la ecuación 3.11 para el caso de múltiples fases, la ecuación anterior da:

$$T_{ej} = \int_0^{i_j} \frac{\partial \phi_j(\theta, i_j)}{\partial \theta} di_j = \int_0^{i_j} \frac{dL_j}{d\theta} i_j di_j = \frac{dL_j}{d\theta} \int_0^{i_j} i_j di_j = \frac{1}{2} i_j^2 \frac{dL_j}{d\theta} \quad (3.13)$$

Donde:  $i_j$  es la corriente en la  $j$ th fase y  $T_{ej}$  denota el par generado por la  $j$ th fase.

La ecuación de par total equivalente a la sumatoria de par en todas las fases se observa a continuación:

$$T_e = \sum_{j=1}^{N_{ph}} T_{ej} \quad (3.14)$$

Donde:  $T_{ej}$  equivale al par generado en cada fase  $j$  y  $N_{ph}$  equivale al número total de fases.

Cabe aclarar en esta sección, que cuando no hay saturación, la curva de magnetización es una recta por lo que  $W_f = W_c$ . Esto implica que la relación de energías  $Q_r$  descrita en la ecuación 3.15 es baja, por lo que hay un pobre uso del accionamiento. Esto se explica porque los semiconductores de accionamiento del SRM proveen dos veces más de energía con el fin de conseguir una de trabajo mecánico [4]. Esto implica que la efectividad de las maquinas SRM radican esta asociada a su operación con corrientes de saturación.

$$Q_r = \frac{e_{convertida}}{e_{entregada}} = \frac{W_f}{W_f + W_c} \quad (3.15)$$

### 3.1.3.2 Ecuaciones Electromagnéticas [3,5]

La tensión instantánea en los terminales de una fase de un motor SRM esta relacionado al flujo enlazado por el devanado, mediante la *Ley de Faraday*, la ecuación se expresa como:

$$v = R \cdot i + \frac{d\phi(\theta, i)}{dt} \quad (3.16)$$

Donde:  $v$  es la tensión en terminales,  $i$  es la corriente de fase,  $R$  es la resistencia por fase en el devanado y  $\phi$  el flujo enlazado por el devanado el cual varía en función de la posición del rotor y de la corriente por lo que:

$$v = R \cdot i + \frac{\partial \phi(\theta, i)}{\partial i} \frac{di}{dt} + \frac{\partial \phi(\theta, i)}{\partial \theta} \frac{d\theta}{dt} \quad (3.17)$$

Donde: El termino  $R \cdot i$  corresponde a la caída de tensión en el devanado;  $\frac{\partial \phi(\theta, i)}{\partial i}$  equivale a la

inductancia por fase,  $L(\theta, i)$ ; y el termino  $\frac{\partial \phi(\theta, i)}{\partial \theta} \frac{d\theta}{dt}$  es el correspondiente a la fuerza contra-electromotriz.

Con la aproximación anterior la fuerza contra-electromotriz puede expresarse como:

$$\frac{\partial \phi(\theta, i)}{\partial \theta} \frac{d\theta}{dt} = i \frac{dL(\theta)}{d\theta} \frac{d\theta}{dt} = i \frac{dL(\theta)}{d\theta} \omega \quad (3.18)$$

La ecuación 3.18 en 3.17 introduce una aproximación para el voltaje por fase el cual se expresa como:

$$v = R \cdot i + L(\theta, i) \frac{di}{dt} + i \omega \frac{\partial L(\theta, i)}{\partial \theta} \quad (3.19)$$

Si la resistencia  $R$  es pequeña, para la posición de polos no alineados, el flujo enlazado se incrementa linealmente con la posición del rotor debido a que la inductancia es constante. Sin embargo, cuando los polos del rotor y del estator están alineados, la inductancia se incrementa con la posición del rotor  $\theta$  y la  $FEM$  empieza a aumentar. De igual manera, la  $FEM$  también aumenta cuando se opera a altas velocidades. Lo que puede implicar que esta fuese mayor que la tensión de entrada  $v$  forzando un  $di/dt$  negativo y por tanto iniciando un decrecimiento de la corriente. Durante dicho periodo, la tensión de alimentación se revierte y la corriente de fase cae a cero muy rápidamente. Un correcto ajuste de los instantes de conmutación de los interruptores del convertidor implica aumentar el crecimiento de corriente y evitar la oposición por el aumento de la  $FEM$  [1,6].

Anexando la ecuación 3.19, finalmente se resumen, las ecuaciones del modelo dinámico del SRM:

$$T_e = \sum_{j=1}^{N_{ph}} T_{ej} \quad (3.20)$$

$$T_{ej} = \int_0^{i_j} \frac{\partial \phi_j(\theta, i)}{\partial \theta} di_j \quad (3.21)$$

Junto a las ecuaciones mecánicas:

$$\omega = \frac{d\theta}{dt} \quad (3.22)$$

$$T_e - T_L = J \frac{d\omega}{dt} + B_m \omega \quad (3.23)$$

Donde:  $B_m$  es el coeficiente de fricción viscosa,  $J$  es el momento de inercia del rotor,  $T_L$  es el par de carga y  $\omega$  es la velocidad angular del rotor.

### 3.1.3.3 Estimación de la Posición del Rotor.

Para obtener la posición del rotor en cada instante se utiliza un *encoder* incremental. El hecho de conocer la posición, como ya se ha comentado, es esencial para la correcta conmutación de las fases. La temperatura de operación del *encoder* oscila generalmente entre los  $-40^\circ\text{C}$  a  $100^\circ\text{C}$ . Sin embargo, si el motor y su accionamiento son asentados de manera hermética o semihermética en el compresor [18], la estimación de la posición del rotor sin el uso de sensores se hace necesario. En este estudio se asume que tanto el compresor como el accionamiento-motor y control se disponen en módulos separados, de manera que la estimación de la posición con el uso de sensores Hall se hace necesario. Los métodos para abordar la estimación de la posición del rotor sin el uso de sensores son diversas [26-28]. Sin embargo, la

técnica más popular se basa en la estimación de la posición usando la misma valoración de las curvas de enlace de flujo [29,30].

### 3.2 Topologías de convertidores para el SRM en la industria automotriz

El convertidor es necesario para la operación del SRM ya que suministra las tensiones conmutadas DC que establecen los pulsos de corriente en los devanados de las fases de acuerdo a las señales de control. Básicamente un convertidor para sistemas de accionamiento SRM ha de tener las siguientes características [1]:

- Proporcionar los pulsos de corriente en cada fase, sincronizados con la posición instantánea del rotor.
- Ser capaz de controlar las magnitudes (y posiblemente) las formas de onda de las corrientes de fase.
- Permitir el solapamiento de las corrientes de fase, lo que significa que más de una fase pueda conducir al mismo tiempo. Esto generalmente ocurre a altas velocidades, ya que el tiempo disponible para que las corrientes de fase lleguen a cero después de la conmutación es muy corto. En cuyo caso, la operación del motor se hace más suave.
- Ser capaz de aplicar pulsos de tensión negativa en una fase cuando se desconecta o cuando conmuta a la siguiente fase, con el fin de facilitar que la corriente tienda rápidamente a cero. Esto proporciona una rápida desmagnetización de la fase que se desconecta, minimizando la aparición de par negativo que surge si la corriente fluye después de que el rotor ha pasado la posición de alineamiento.

En la literatura técnica se ha ahondado bastante alrededor de los tipos, ventajas e inconvenientes de algunas configuraciones de convertidores para SRM. Estas configuraciones se distinguen por su número de semiconductores y de componentes pasivos. Al igual por el número de fases,  $N_{ph}$ , y la manera en la cual los devanados del estator están conectados, encontrándose:

- Convertidor asimétrico o clásico para  $2 * N_{ph}$  interruptores o puente-H: Este convertidor es el más flexible y el más versátil de los convertidores para 4-cuadrantes SRM [1,7]. Este requiere de dos interruptores y dos diodos por cada fase, como se observa en la figura 3.4. Las principales ventajas de su uso son:
  - La flexibilidad en el control, ya que todas las fases pueden ser controladas independientemente, lo cual es esencial en la operación a muy altas velocidades donde habrá considerable solapamiento entre las corrientes de fase adyacentes. Dichas corrientes son unidireccionales.

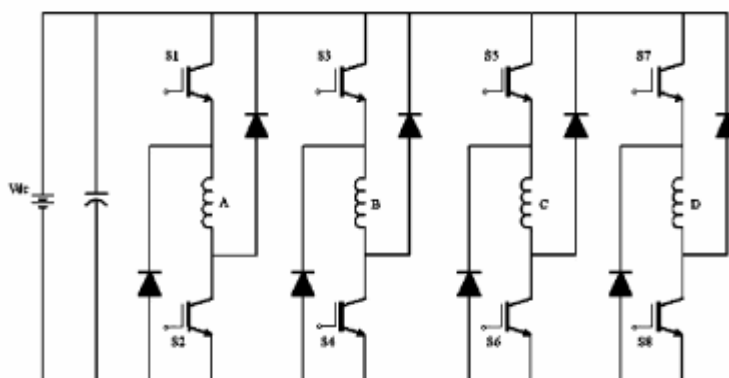


Figura 3.4 Convertidor clásico de 2-interruptores/fase para un SRM 8/6- 4fases

### CAPITULO III: PRINCIPIO DE FUNCIONAMIENTO Y CARACTERIZACIÓN DEL SRM

- Flexibilidad extra al sistema de accionamiento del SRM ya que no permite que halla un cortocircuito del bus de alimentación a través de los interruptores principales, al tener el devanado de la fase conectado en serie con los interruptores.
- Permite al motor estar relativamente cerca a la máxima tensión de conmutación. Importante en este caso, donde de conmutación DC esta limitada a un valor estándar [8]. Un ejemplo de ello, es su utilización como convertidor en la aplicación automotriz de una bomba de refrigerante de 2kW operando a 42V [9]

El circuito mostrado en la figura anterior puede operar de diferentes maneras. Operación por pulso único, los interruptores no conmutan mientras la fase correspondiente esta conduciendo. No más se conectan y desconectan respectivamente al comienzo y al final del periodo de conducción. Alternativamente los interruptores conmutan si el convertidor opera en modo de modulación de anchura de pulsos con una frecuencia fija o en modo de modulación de anchura de pulsos por pulso de regulación de corriente.

Con respecto a lo anterior, los interruptores de potencia del convertidor clásico pueden operar en:

- Modo “hard chopping”: Ambos interruptores de la fase son activados para asegurar un control de corriente. La corriente de la fase retorna cada vez que se activen los interruptores, esto causa estrés para el condensador de alimentación. Si los interruptores operan en frecuencia fija con PWM, el rizado de corriente de fase será más elevado de lo que sería con “freewheeling”. Para la operación con regulación de corriente, la frecuencia de conmutación sería mas elevada.
- Modo “soft chopping”: No más uno de los interruptores de la fase se pulsa durante el término de la regulación de corriente. El otro se mantiene cerrado todo el tiempo mientras la fase esta activa. Esto proporciona un camino adicional para la corriente de fase, permitiendo una operación con un bajo rizado de corriente o una menor frecuencia de conmutación.

Sin embargo, la principal desventaja de esta topología es su número alto de interruptores requerido por fase. Para aplicaciones a baja tensión la caída de tensión en dos mecanismos podría ser significativa comparado con el valor del bus de continua disponible. En la actualidad hay algunas topologías con reducido numero de interruptores [10-13] como son: los convertidores de  $1.5 * N_{ph}$  interruptores; las topologías para convertidores de  $(N_{ph} + 1)$  interruptores como: C-Dump, de transistor compartido o de tensión continua variable; además de convertidores de  $N_{ph}$  interruptores como son las topologías R-Dump, bifilar, fuente partida y la topología de  $N_{ph}$  -transistores y  $2 * N_{ph}$  diodos.

La idea principal de todos estos desarrollos es la de reducir el numero de semiconductores de potencia por fase, de esta manera reducir el valor de Volt-Amperios VA totales del convertidor, con su consecuente reducción de costo. Sin embargo, la reducción en el número de interruptores no exhibe necesariamente un valor de VA menor que el convertidor de punto asimétrico clásico. Además, no siempre se conduce a que los convertidores con caída de tensión en un solo interruptor sean aptos para aplicaciones de bajo voltaje, generalmente pueden exhibir otras limitaciones como: neutralizar ventajas inherentes al SRM o empeorar algunas insuficiencias, sobre ello se pueden citar:

- El convertidor de transistor compartido: para un motor de 3-fases solo se necesitarían 4 semiconductores y 4 diodos, como se muestra en la figura 3.5. Para la operación básica de este circuito, el interruptor principal Q1 y el diodo D1 operan al mismo tiempo, mientras los otros interruptores conmutan la corriente de fase en secuencia. Debido a que el interruptor principal Q1 porta la corriente a través del devanado de la fase todo el tiempo, este circuito puede realizar el esquema de control al usar solo un sensor de corriente. Este

circuito puede por tanto ahorrar en componentes, pero tiene algunas limitaciones, como es que las fases no son totalmente independientes, por lo que la característica “tolerante a fallos” no se aplica. [6]

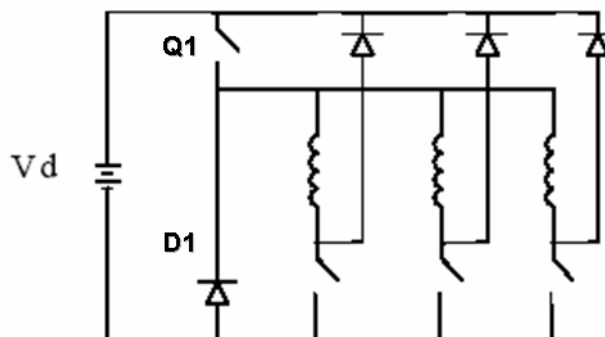


Figura 3.5 Convertidor de transistor compartido para un SRM 3-fases

- *El convertidor C-Dump*: Hay algunas variaciones topológicas que son muy similares al convertidor *C-Dump*, figura 3.6a; y que hacen referencia a su principio de funcionamiento como es el convertidor *C-Dump energy-efficient*, como se muestra en la figura 3.6b.

La idea principal de este convertidor es crear un segundo bus de tensión (capacidad  $C_d$  en la figura 3.6), para la polarización inversa de los devanados de la fase durante la desmagnetización en la desconexión. El nivel de tensión al segundo bus viene regulado por el conjunto interruptor  $Q_d$  e inductancia  $L_d$  como se observa en la figura 3.6a. Los convertidores de esta familia tienen la desventaja de permitir solo operación en *hard chopping*, salvo algunas excepciones.

La tensión en el condensador  $C_d$  se mantiene al doble de la tensión de alimentación ( $2V_{DC}$ ) con el fin de aplicar una tensión de desmagnetización igual a la tensión de alimentación ( $-V_{DC}$ ). Por lo que este convertidor tiene aproximadamente el mismo valor de potencia disipada que la topología clásica. Aunque el convertidor *C-Dump* tiene una buena ejecución, el requerimiento de energía del capacitor  $C_d$ , el tamaño del inductor  $L_d$ , el rango de tensión del capacitor, los mecanismos de interrupción y la complejidad del control hacen de este convertidor costoso y complicado [14].

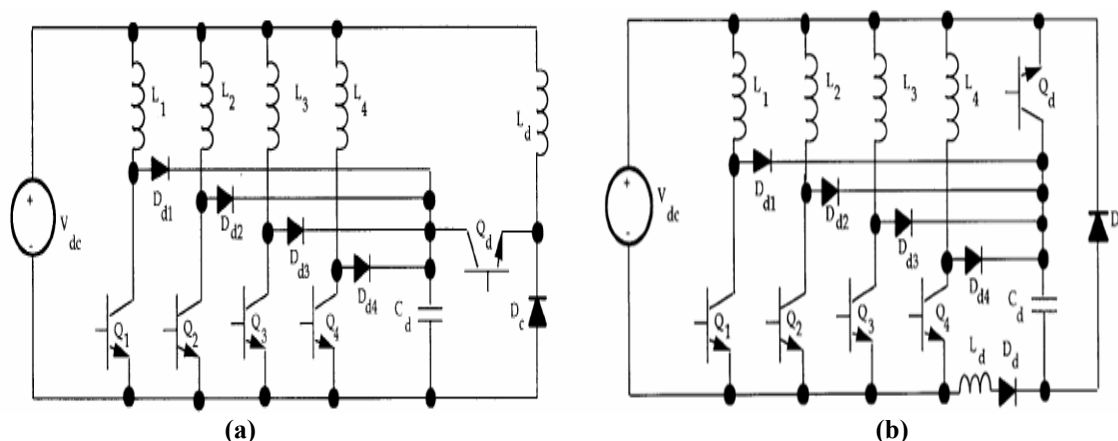


Figura 3.6 Topologías de convertidor *C-Dump* a) *C-Dump* convencional, b) *C-Dump Energy-efficient* para un SRM 4-fases



- **El convertidor bipolar:** Este convertidor es una nueva solución para aplicaciones automotrices a 42V [15,16]. Aunque se ha hablado del efecto del costo, la eficiencia es importante en lo que refiere al reemplazo de accionamientos por polea por accionamientos eléctricos. Este convertidor, ver figura 3.7 tiene la particularidad de que aunque su costo efectivo es mas alto por tener un numero de interruptores superior a  $2 \cdot N_{ph}$  se compensa en su robustez a los efectos de variación de temperatura, y a la generación de caminos cortos de flujo magnético lo que favorece el aumento de la eficiencia y calidad de potencia mientras genera un par mucho mayor con menos pulsación, además de una mejora en la mitigación del rizado de par.

Un rasgo deseable en las topologías de convertidores es desmagnetizar la fase que conmuta lo más rápido posible, por lo que utilizar *MosFets* en vez de diodos influye en la mejora de la eficiencia sobre todo cuando se trabaja con altas corrientes, como ocurre en muchas aplicaciones del entorno del automóvil.

De la gama de convertidores anteriormente utilizada o en perspectivas de uso para aplicaciones automotrices, el convertidor clásico es el que mejor reúne las cualidades de tolerancia a fallos, facilidad de control, reducción de rizado de par y costo efectivo. Aunque las topologías bipolares son las más innovadoras, el alto número de interruptores puede jugar en su contra.

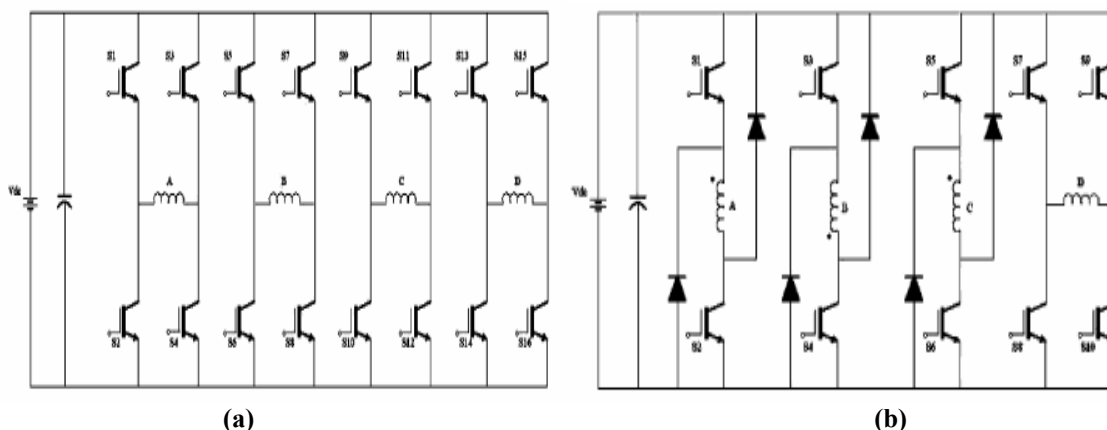


Figura 3.7 Topologías de convertidores bipolares para SRM a 4-fases [15]

Como se discutió anteriormente, en una aplicación a 42V, la caída de tensión de los mecanismos semiconductores es significativo comparado con la tensión de operación DC. De ahí, que es necesario modelar la caída de tensión del mecanismo semiconductor en función de la corriente y la temperatura. Sin embargo una suficiente aproximación para la simulación puede ser alcanzada sin considerar el efecto de temperatura. Por lo que, la característica del semiconductor o los diodos se realiza a una temperatura constante aplicándose al modelo del convertidor. La característica de corriente-voltaje del mecanismo semiconductor no es lineal, pero la caída de tensión puede ser modelada con ayuda de dos parámetros, como son: la resistencia del semiconductor de pendiente positiva,  $r_T$ ; y su tensión umbral  $v_T$ .

En la figura 3.8 se observa que  $r_T$  es obtenida de la pendiente en la característica corriente-voltaje del mecanismo semiconductor y  $v_T$  se determina por el valor de tensión, para el cual la línea aproximada cruza cero. El rango de corriente de operación para el accionamiento del compresor para aire acondicionado se sitúa alrededor de los 55A a 75A [17,18]. Esto significa que los valores de  $r_T$ ; y de  $v_T$  obtenidos de fabricante, los cuales tienen una precisión bastante aceptable son aproximados al rango de 0.8V-0.9V para diodos y de 1.02V-1.1V para *IGBTs* como así se presenta en [19].

Se asume el modelo de batería  $V_{DC}$  referido a una fuente de tensión ideal, es decir el estado de carga y de temperatura no son considerados en el modelo, esto con el fin de simplificar la simulación del circuito eléctrico (convertidor y batería). Hoy en día en el caso de aplicaciones industriales se introduce el uso de pilas de combustible. Sin embargo en este caso, su aplicación debe ser convenientemente estudiada con el fin de respetar en todo momento el estándar dual-voltaje (36V-52V), y por tanto debe ser sujeto de investigación en un futuro, no correspondiente a esta tesis.

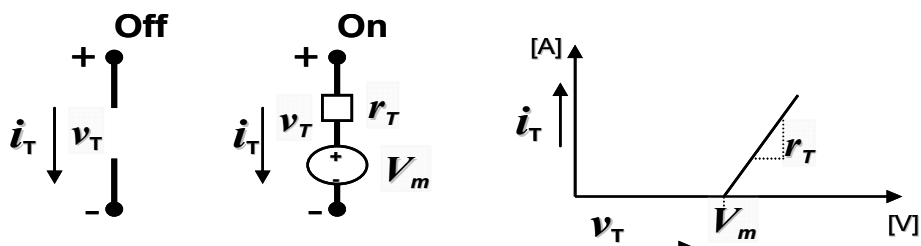


Figura 3.8 Característica corriente-voltaje del accionamiento de interrupción en su estado de encendido [19].

### 3.3 El esquema de control de corriente

La estrategia de conmutación de los semiconductores del convertidor esta basada en el cambio periódico de la inductancia versus la posición del rotor. Se define la posición del rotor donde la corriente de estator es energizada como  $\theta_{on}$  o ángulo de encendido, y la posición del rotor donde la corriente de estator es suspendida como  $\theta_{off}$  o ángulo de apagado. El ángulo  $\theta_d$  corresponde al periodo de conducción dado por  $\theta_d = \theta_{off} - \theta_{on}$ ; y  $\theta_q$  la posición del rotor donde la corriente del estator es cero.

Para aumentar el crecimiento de la corriente y evitar una alta oposición de la  $FEM$ , es recomendable escoger el valor de  $\theta_{on}$  en el momento en que la inductancia de fase empieza a incrementar para poder tomar ventaja del alto  $di/dt$ , sin embargo un alto valor de corriente ocasiona un incremento en las pérdidas de potencia. Por otro lado, establecer un  $\theta_{on}$  demasiado antes, ocasiona que el  $dL/dt$  sea pequeño produciendo un par pequeño. La figura 3.9 muestra los límites de manejo tentativos para  $\theta_{on}$  y  $\theta_{off}$ . Para  $\theta_{off}$  se aconseja su operación en la zona donde la inductancia se incrementa de tal manera que el valor de la corriente de fase alcance el valor de cero antes del termino de la zona muerta  $\theta_s$ , esto con el fin de evitar que la corriente de fase genere par negativo.

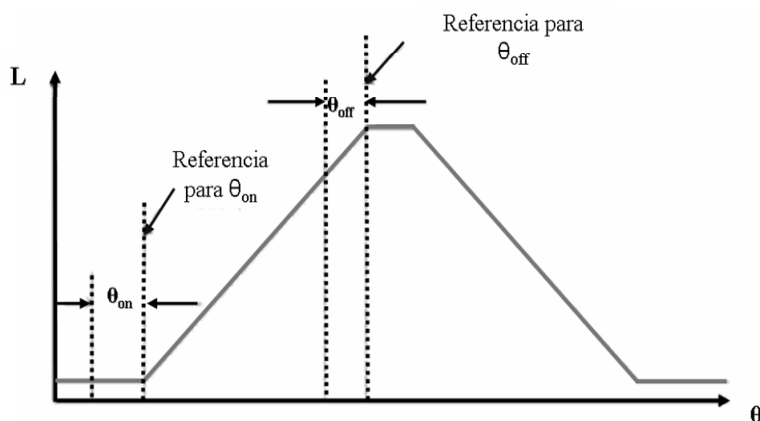


Figura 3.9 Límites de manejo de los ángulos de encendido y apagado para cualquier fase en un motor SRM

CAPITULO III: PRINCIPIO DE FUNCIONAMIENTO Y CARACTERIZACIÓN DEL SRM

De allí, que un rasgo deseable en las topologías de convertidores es desmagnetizar la fase que conmuta lo más rápido posible. La selección de los ángulos de conmutación no obedece a una regla determinada ya que dependen de la velocidad angular, la corriente de fase y la posición del rotor en un instante dado.

Generalmente un valor fijo de  $\theta_d$  permite reducir el numero de variables de conmutación del convertidor, al estimar el valor de  $\theta_{on}$  y asumir que  $\theta_{off} = \theta_d + \theta_{on}$ . Sin embargo, es una técnica permitida aumentar el valor de  $\theta_d$  por encima de  $Tr/Nr$ ; para producir el solapamiento de corrientes de fase durante la transición con el fin de mantener un par deseado [5]. Para obtener un par controlado en diferentes cargas, la forma de la corriente de fase debe ser apropiadamente controlada, entre los esquemas de control de corriente se tienen: el control por pulso único, el control *PWM* y el control por histéresis.

En esta tesis, el esquema de control de corriente de banda de histéresis es seleccionado por su fácil implementación y su rápida respuesta dinámica. El control de corriente por histéresis es usado para bajas y medias velocidades debido a que existe el tiempo suficiente para controlar la corriente de fase. Sin embargo, este controlador se caracteriza por una amplia variación de la frecuencia de conmutación y un aumento en el rizado de corriente.

En el regulador de corriente por histéresis los interruptores principales en cada fase se activan o desactivan simultáneamente durante el intervalo  $\theta_d$  variando la frecuencia de conmutación para mantener una banda de corriente constante  $\Delta I$ . Por lo tanto, la corriente que circula por la fase (A en este caso) durante la conducción está comprendida en el siguiente margen:

$$i_{ref} - \Delta I < i_A < i_{ref} + \Delta I \quad (3.24)$$

En el control de corriente por histéresis, se puede distinguir dos métodos que permiten a la corriente permanecer en la banda de histéresis. El primero es el tipo “*hard chopping*” donde se aplican tensiones  $V=0$ ,  $V=42V$  y  $V=-42V$  dependiendo de que el error de corriente ( $I_{ref}-I$ ) sea positivo o negativo. Acorde al valor del error de corriente, conducen los semiconductores o conducen los diodos. El algoritmo para el control de corriente por histéresis se establece en la figura 3.10, de manera que:

$$\begin{aligned} \text{si } \frac{di_A}{dt} = 0 &\Rightarrow V_A = 0V \\ \text{si } \frac{di_A}{dt} > 0 &\Rightarrow V_A = 42V \\ \text{si } \frac{di_A}{dt} < 0 &\Rightarrow V_A = -42V \end{aligned} \quad (3.25)$$

Otra opción es aplicar tensiones  $V=42V$  y cero, en dicho caso y tomando en cuenta la figura 3.4, el semiconductor *S2* esta siempre abierto durante la fase de regulación, mientras *S1* esta bloqueado o abierto acorde al error.

Según las especificaciones de la aplicación, la corriente máxima de operación no debe de superar los 65A, para ello se estima  $\Delta I = 2.5A$  (4%), por lo que la corriente de referencia es alrededor de 62.5A como se observa en la figura 3.11.

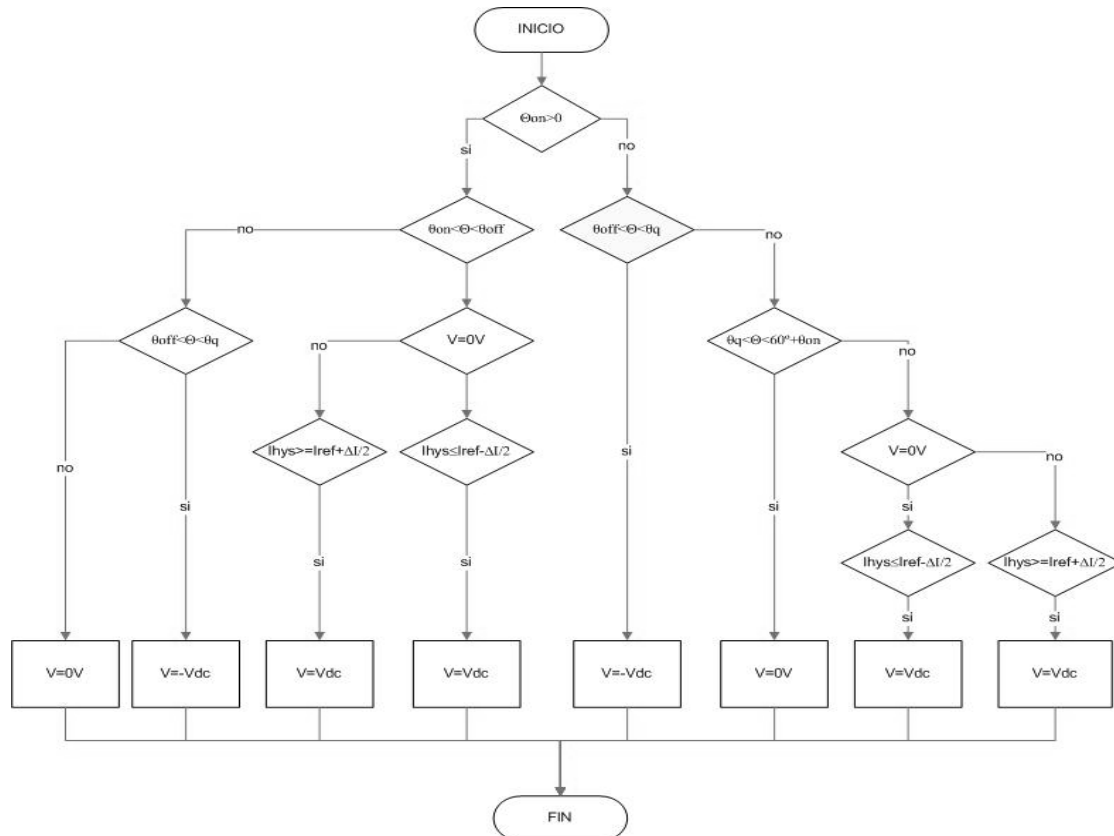


Figura 3.10 Algoritmo del control de corriente por Histéresis

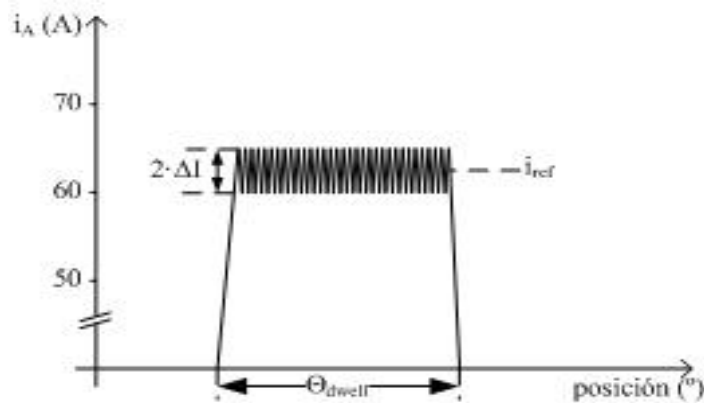


Figura 3.11 Forma de corriente en cada fase utilizando el control por Histéresis.

### 3.4 Introducción al modelado del SRM

Como previamente se ha visto, las estructuras de doble salientes del SRM causan que la corriente, el enlace de flujo y el par sean no sinusoidales en espacio y tiempo. Una buena realización del accionamiento SRM implica la necesidad de un algoritmo de control; sin embargo, esto obliga a desarrollar un modelo efectivo no lineal de la máquina, como se establece a continuación.

### 3.4.1 Características de las curvas de enlace de flujo

Los métodos para el modelado del SRM utilizan la representación de las curvas de enlace de flujo o del perfil de inductancia de manera analítica y numérica como sería: la representación por series de Fourier [20], funciones polinomiales [21,22] o modelos basados en trocear la característica de flujo de saturación en varias piezas lineales [23]. Además, de algoritmos de interpolación *on-line* y técnicas de estimación que usan datos obtenidos de exámenes experimentales o métodos de elementos finitos [4,24]. Sin embargo, algunas veces el tiempo de conmutación en algunos procesos es alto y propenso a errores significativos debido al uso de las derivadas parciales del enlace de flujo con un conjunto finito de datos, entre otros. La clave para alcanzar un modelado efectivo del SRM es la de usar una metodología que permita la no linealidad de su característica de magnetización, maximizando la velocidad de simulación [5].

Una posibilidad es la inclusión de las relaciones enlace de flujo/corriente/posición del rotor y par/corriente/posición del rotor, representadas en forma de tablas “*look-up*”. Estas cuentan con la ayuda de una herramienta de simulación basada en el análisis de elementos finitos *FEA* o de los ensayos experimentales para obtener los valores de las curvas de enlace de flujo sobre todo el rango de operación, como se observa en la figura 3.12. La disponibilidad de conocer los valores de la distribución de flujo en cada parte del SRM con respecto a pequeñas variaciones de la posición del rotor nos permite encontrar los valores no lineales de otros parámetros tales como inductancia, fuerza electromotriz, entre otros. Por lo que es entonces posible obtener la ejecución dinámica o transitoria del SRM usando la capacidad e integración del *Matlab-Simulink* como escenario. Otra ventaja radica, en que los datos a posteriori sean obtenidos de los ensayos experimentales y que proporcionen las características de las curvas de enlace de flujo reales, fácilmente puedan ser trasladadas a forma de tablas “*look-up*” y embebidas nuevamente dentro del escenario.

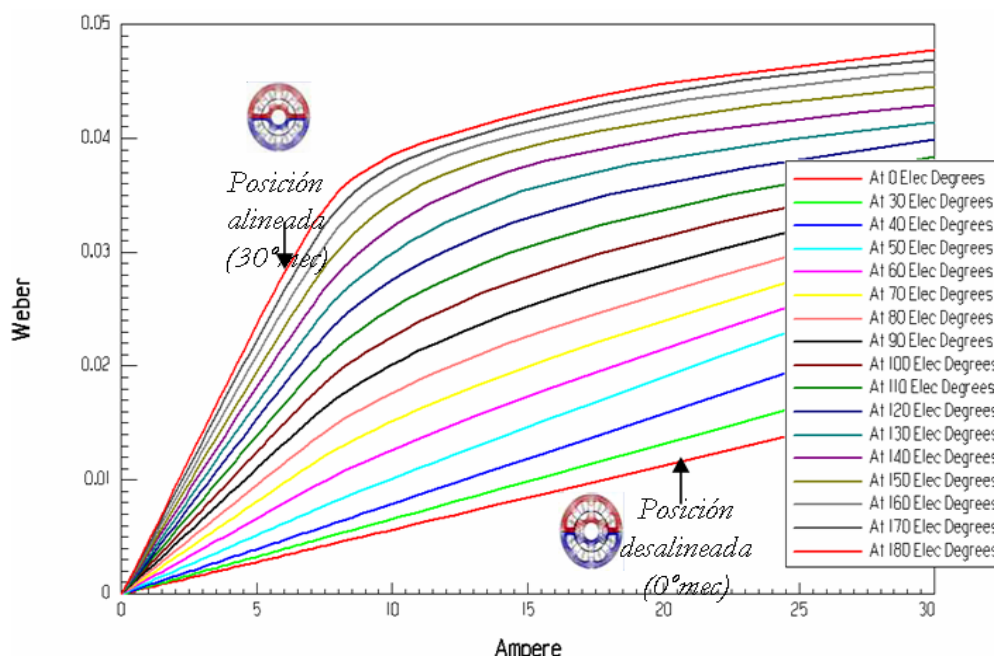


Figura 3.12 Característica de la curva de enlace de flujo vs corriente a varias posiciones del rotor, incluye las posiciones alineada y no alineada de los polos del rotor y el estator para un motor 8/6-4ph- Ejemplo arbitrario.-

### 3.4.2 Modelo dinámico propuesto

El carácter de modelo no-lineal se establece al considerar la característica magnética del SRM. El método mas practico para realizar el modelo no-lineal de la maquina SRM utiliza las tablas “look-up” para encontrar los valores de corriente y de par. El desarrollo que permite modelar el SRM en régimen no-lineal está basado en las ecuaciones de la sección 3.1.3.

Los valores de la característica de par estático y de enlace de flujo para un SRM pueden ser obtenidos de la característica de enlace de flujo en base a la simulación de elementos finitos o experimentalmente. En primer instancia, los valores de las curvas de enlace de flujo son convertidos para generar la tabla look-up 2D  $\phi$ - $\theta$ - $i$ , como se observa en la figura 3.13. El valor del flujo puede ser encontrado al resolver la ecuación 3.26, de manera que:

$$\phi_j = \int (V_j - R_j \cdot i_j) \cdot dt \quad (3.26)$$

Cabe recordar que las tablas look-up son inherentes a la característica magnética de cada motor. Los valores de par estático son derivados de la característica de magnetización y a partir del manejo matemático anteriormente descrito, ser convertidos en forma de tablas look-up 2D  $i$ - $\theta$ - $T$ , como se observa en la figura 3.13 junto con el diagrama esquemático del modelo dinámico para una sola fase.

Para el caso de un SRM a 4 fases, cuatro modelos como el de la figura 3.13 son integrados incluyendo el subsistema mecánico. El modelo dinámico completo no-lineal del SRM realizado en *Matlab-Simulink* se observa en la figura 3.14 [25].

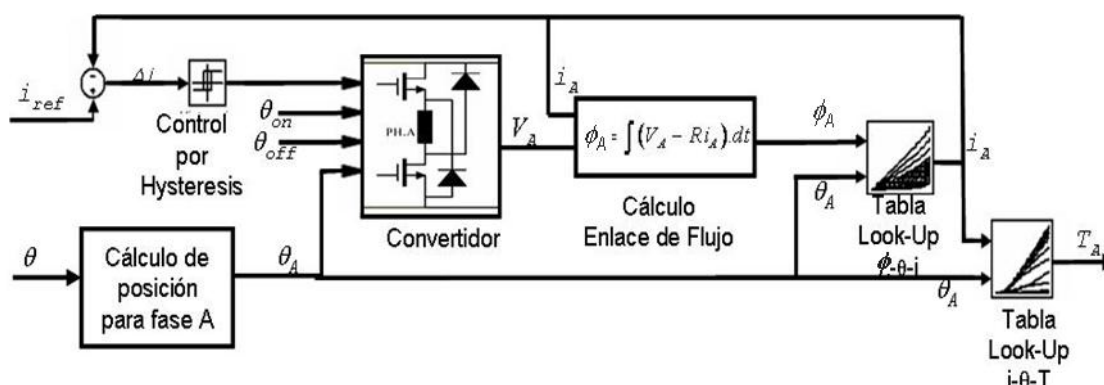


Figura 3.13 Modelo dinámico del SRM + control de corriente por Histéresis para una sola fase del SRM (Fase A mostrada)

Esta estructura general utilizando *Matlab-Simulink* no cambia cuando se trata de establecer el modelado lineal o no lineal. Sin embargo, la estructura por cada fase, como se expuso en la figura 3.14, si cambia ligeramente.

Cabe recordar que el modelo lineal no toma en cuenta la saturación de la maquina, esto significa que solo es apto para corrientes de operación por debajo del punto de saturación (dependiendo del diseño de motor generalmente  $I_{sat}$  se sitúa por debajo de los 20A). A su vez la consecución de par es más simple y se obtiene directamente de la ecuación 3.13.

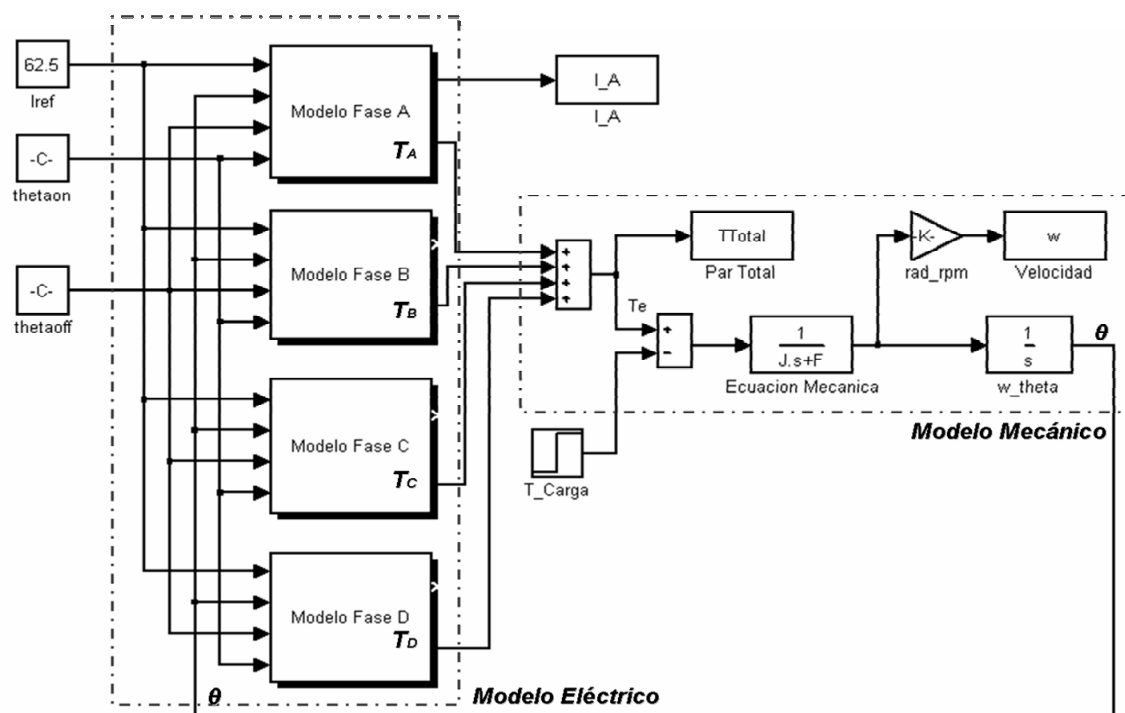


Figura 3.14 Modelo dinámico completo de un SRM 4 fases utilizando Matlab-Simulink

### 3.4.3 Resultados de Simulación

El modelo no-lineal será utilizado en el modelado del accionamiento SRM ya que las corrientes de operación se estiman menores a los 65A, sobre esos valores un modelo lineal no es disponible. La figura 3.15 muestra los valores de corriente, par y flujo por fase, además de coenergía para el caso del modelo no-lineal de un SRM arbitrario tipo 8/6 4 fases. En base a las curvas de enlace de flujo de la figura 3.12, con ángulos de operación del accionamiento  $\theta_{on}=0^\circ$ ,  $\theta_{off}=25^\circ mec$  e  $I_{ref}=30A$ ; utilizando el convertidor de la figura 3.4 y un controlador por histéresis.

Las curvas registradas con el modelo no lineal desvelan los efectos de la saturación. Se observa en la figura 3.15 las eventualidades de la operación del accionamiento. Esto refiere a que en este caso, el ángulo de conmutación  $\theta_{off}=25^\circ mec$ , es aparentemente inadecuado puesto que la caída de corriente en esta fase esta en la región de pendiente negativa de la inductancia, lo que implica la generación de par negativo por fase y por consiguiente el par promedio generado será reducido. Sin embargo, algunas veces el par generado por una fase no tendrá un impacto en el par total, desde que dicho par sea compensado por las señales generadas por las fases contiguas.

El establecimiento de ángulos de conmutación óptimos, conlleva a una mejora de la generación de par, el rizado de par y en rendimiento del sistema. La variación de los ángulos de conmutación afecta la forma de onda de corriente; por ende, a los valores del par promedio. A su vez la velocidad de operación del accionamiento influye en la elección de los ángulos de conmutación.

Esto significa, que para diferentes valores de  $I_{ref}$  y de velocidad del rotor  $w$ , corresponden unos valores específicos de ángulos de conmutación cuyo fin es la maximización del par promedio o la maximización de la eficiencia o la minimización de la corriente para la consecución de un par determinado. La curva de la figura 3.16 muestra la relación entre el par nominal de un motor SRM y su relación con la velocidad de operación, para unos ángulos de operaciones fijos del convertidor en todo el rango de velocidad. Para la realización de la grafica se empleó el programa *RMxpert* de *Ansoft*.

CAPITULO III: PRINCIPIO DE FUNCIONAMIENTO Y CARACTERIZACIÓN DEL SRM

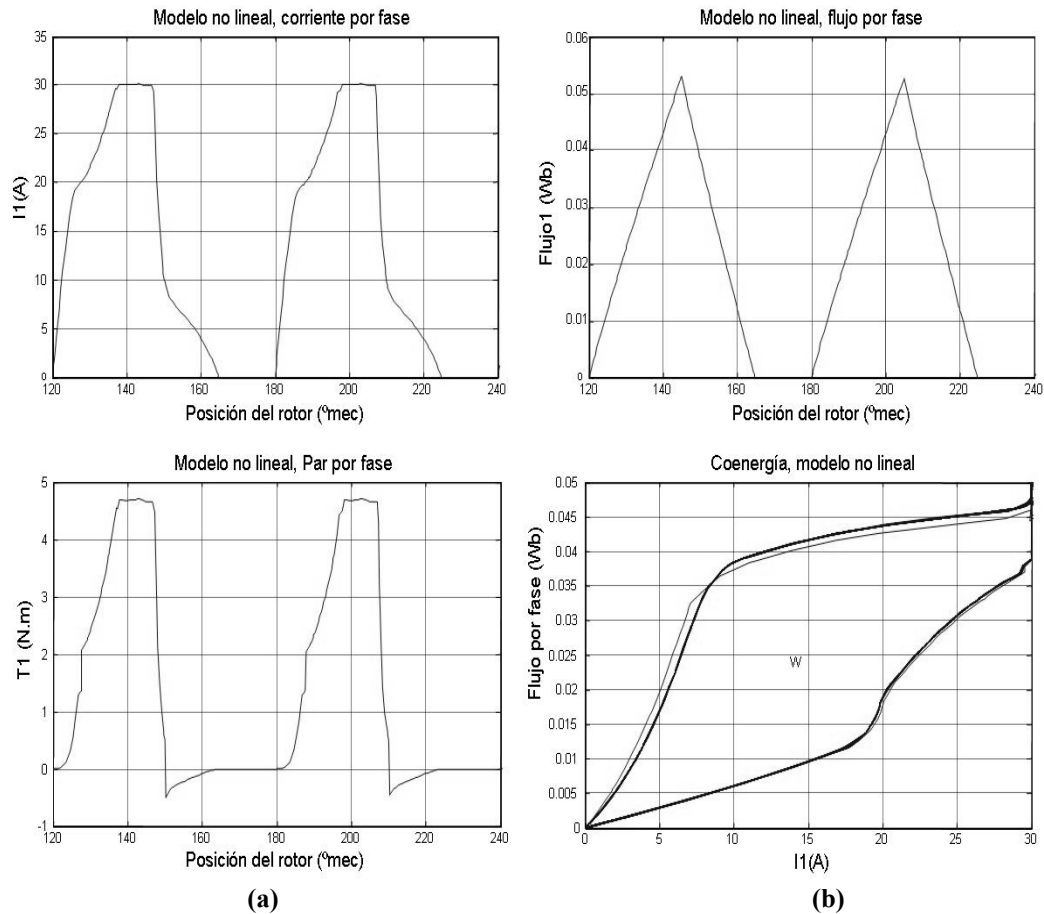


Figura 3.15 Resultados del modelo no-lineal para un SRM 8/6,  $I_{ref}=30A$ ,  $\theta_{on}=0^\circ$ ,  $\theta_{off}=25^\circ$  mec. (a) Curvas de corriente y del par para la fase A. b) Curvas del enlace de flujo por fase y del esquema de coenergía.

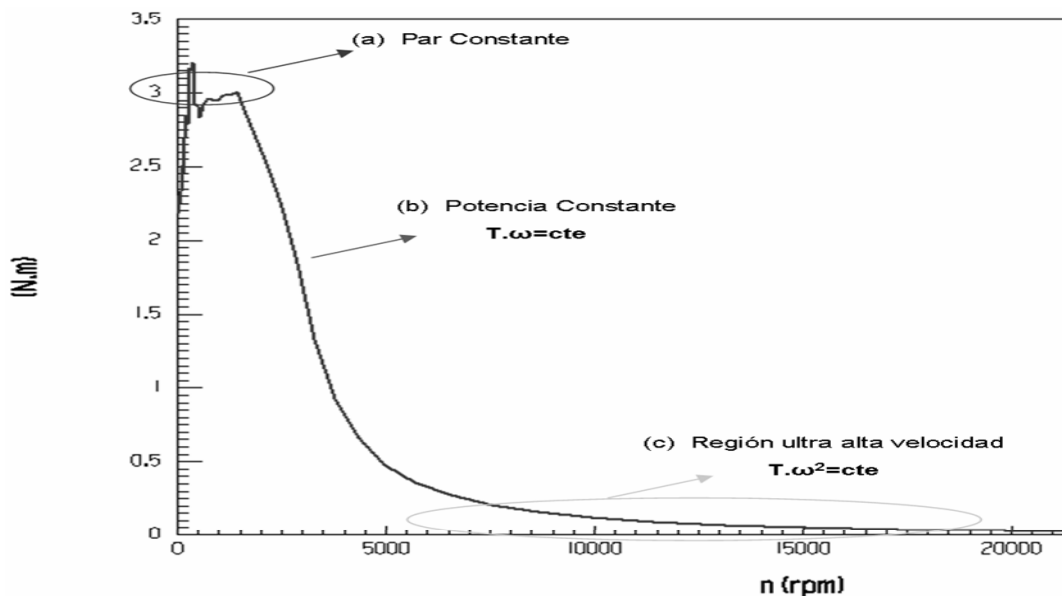


Figura 3.16 Característica par-velocidad y las diferentes regiones de trabajo para un accionamiento SRM.

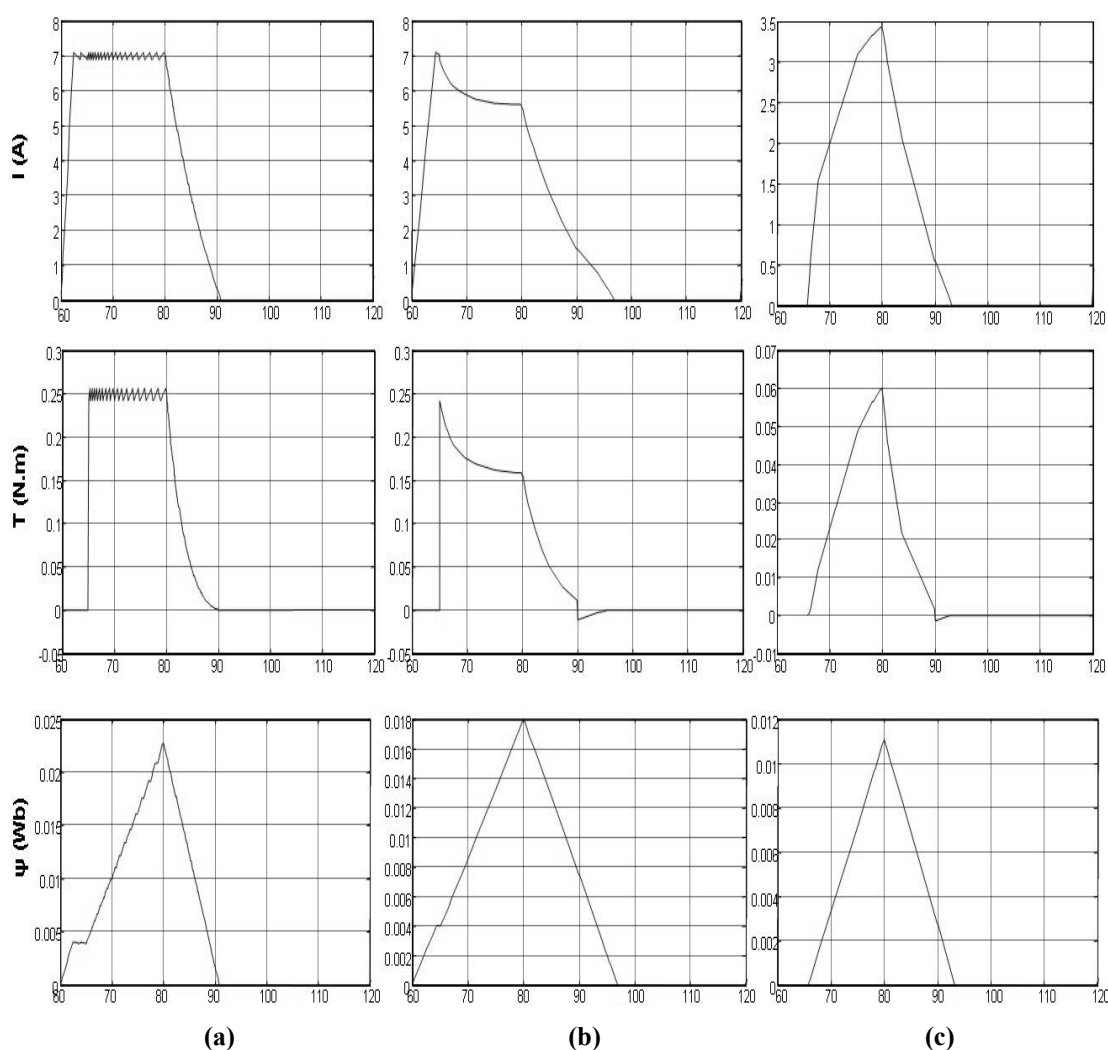
La característica de control de la máquina, esta relacionada a la forma de la curva de par-velocidad, y será usada en el diseño del control del accionamiento permitiendo encontrar los



CAPITULO III: PRINCIPIO DE FUNCIONAMIENTO Y CARACTERIZACIÓN DEL SRM

mejores ángulos de operación en correspondencia con la zona de operación. Una manera de ver como afecta lo anterior sobre los resultados de corriente, par y enlace de flujo por fase se muestra en la figura 3.17, para lo cual se utiliza un modelo lineal conforme a la operación a bajas, medias y altas velocidades, acorde a las zonas de operación a, b y c de la figura 3.16.

Trabajar en la zona de par constante implica una operación apropiada del controlador de corriente de allí que la corriente y el par permanecen constantes, a bajas velocidades la corriente instantáneamente crece debido a una baja  $FEM$ . A velocidades medias el valor de conmutación  $\theta_{off}$  para el convertidor debe adelantarse con el fin de que la corriente llegue a cero antes de que la posición del rotor pase de su zona muerta, la operación del controlador de corriente aun es posible. A altas velocidades, la forma de corriente de la fase esta totalmente alterada debido al efecto de una mayor fuerza contra-electromotriz.



**Figura 3.17** Resultados de las corrientes, par y flujo magnético en cada fase para varios estados de la característica par velocidad de un SRM 8/6 modelado linealmente, a) curvas a par constante, b) curvas a potencia constante y c) curvas en el modo de alta velocidad

Como se observo del Capitulo 2, el máximo par demandado por el compresor de aire acondicionado puede alcanzar los 6.5 N.m. Conseguir trabajar a este máximo par, implica un compromiso del controlador y de la propia maquina. El estudio de las variables de construcción de la maquina pueden permitir establecer la construcción de un prototipo ajustado a las especificaciones del diseño y posteriormente proceder al estudio de los óptimos valores de

conmutación del accionamiento con el fin de establecer una maximización completa de par. El capítulo siguiente establece el procedimiento a seguir para encontrar un prototipo acorde a los requisitos de la aplicación.

### 3.5 Conclusiones

- A pesar de existir una amplia gama de topologías de convertidores utilizados en la industria automotriz, el modelo final del accionamiento para un SRM esta basado en un convertidor convencional de dos interruptores por fase. En la presente tesis, el control por histéresis es modelado para controlar las corrientes de fase, aunque cualquier control de corriente puede ser representado en el modelo del accionamiento.
- En las secciones precedentes, se ha descrito el modelo no lineal del accionamiento de un motor de reluctancia, a partir de la presentación de la característica magnética no-lineal del motor. Las características no-lineales de las curvas de enlace de flujo-corriente y posición del rotor son necesarias y son representadas por tablas “look-up” del motor usando un programa de elementos finitos o de la obtención experimental. Dichas tablas son específicas para cada diseño del motor.
- La principal ventaja de la representación del modelo magnético del motor es que la generación de tablas es un método ampliamente conocido, y aunque su problema siempre ha sido la obtención o manipulación de datos, hoy en día ellos pueden ser accedidos fácilmente a través de un programa de elementos finitos o a partir de una cantidad mínima de datos proporcionados por un registro experimental. El modelo no lineal puede estimar las curvas de operación del accionamiento en condiciones de saturación o de analizar las características estáticas y dinámicas antes de su manufacturación. Además, de ser una herramienta optima para la estrategia de control “offline” para cualquier aplicación. Los límites de velocidad de cada rango de operación podrán ser obtenidos a través de simulación, a par constante, potencia constante o en su modo natural.
- El modelo ha sido realizado en *Matlab-Simulink* basado en [5]. Las ecuaciones eléctricas y mecánicas son introducidas dentro del programa Simulink y resueltas simultáneamente, donde el convertidor y el esquema de control de corriente son definidos como funciones de *Matlab* invocadas en el paquete.

### Referencias

- [1] Salsench Jordi., “Accionaments per a motors de reluctància conmutada” Tesis Ing. *Universitat Rovira I Virgili.*, Sept 2003
- [2] Vasquez H., Parker J.K., “A new simplified mathematical model for a switched reluctance motor in a variable speed pumping application”., *Mechatronics 14* (2004) 1055–1068
- [3] Gao Yuan., “Speed control of switched reluctance motors”., Master Thesis., *The Hong Kong University of Science and Technology*, Agosto 2000.
- [3] Miller T.J.E., “Electronic control of switched reluctance machine”., *Newnes Series*, 2001.
- [5] F. Soares, P.J. Costa Branco., “Simulation of a 6/4 Switched Reluctance Motor Based on Matlab/Simulink Environment”, *IEEE Trans. Aerospace Electr. Systems*, vol 37, no 3, Jul 2001
- [6] Xiaoyan Wang, “Modeling and implementation of controller for switched reluctance motor with ac small signal model “ *Master Thesis, Virginia Polytechnic Institute and State University*,
- [7] R. M. Davis, W. F. Ray, R. J. Blake., “Inverter drive for switched reluctance motor: circuits and component ratings,” *Proc. Inst. Elec. Eng.*, vol. 128, pt. B, no. 2, Mar. 1981, Oct 2001.
- [8] Pollock C., Michaelides A., “Switched reluctance drives: a comparative evaluation”., *Power Engineering Journal.*, December 1995

- [9] Edrington C.S., Fahimi B., “Coolant Pump Drive: An Application for Switched Reluctance Machines”, *IEEE 58th Vehicular Technology Conference*, pp. 3226- 3230., vol.5., 2003.
- [10] Martínez A., “Accionamiento con motor de reluctancia conmutada optimizado para una lavadora domestica”, *Universitat D’Estiu 2007 de la Universitat Rovira i Virgili.*, Presentación., Julio 2007
- [11] C. Pollock and B. W. Williams, “Power converter circuits for switched reluctance motors with the minimum number of switches,” *Proc. Inst.Elec. Eng.*, vol. 137, pt. B, no. 6, Nov. 1990, pp. 373–384.
- [12] R. Krishnan, P. Materu., “Design of a single switch per phase converter for switch reluctance motor drives,” *IEEE Trans. Ind. Electron.*, pp. 469–476, Dec. 1990.
- [13] M. Ehsani, I. Husain, K. R. Ramani, J. H. Galloway., “Dual decay converter for switched reluctance motor drives for low-voltage applications,” *IEEE Trans. Power Electron.*, vol. 8, pp. 224–230, Apr.1993.
- [14] Mir Sayeed, Husain Iqbal, Elbuluk Malik E., “Energy-Efficient C-Dump Converters for Switched Reluctance Motors”, *IEEE Transactions On Power Electronics*, vol. 12, No. 5, Sept. 1997
- [15] Edrington C.S., Krishnamurthy Mahesh, Fahimi B., “Bipolar Switched Reluctance Machines: A Novel Solution for Automotive Applications”, *IEEE Transactions On Vehicular Technology*, vol. 54, No. 3, May 2005
- [16] Edrington C. S., Fahimi B., “Bipolar Switched Reluctance Machines”, Department of Electrical & Computer Engineering., *University of Missouri-Rolla.*, fahimib@umr.edu
- [17] McCleer P.J., “Electric drives for pump, fan and compressor loads in automotive applications”, *Proc. Ind. Appl. Soc. Annu. Meeting*, p. 80, 1995.
- [18] “The transition from 14 to 42- Volt Systems” *Seminary Intertech.*, June 2001.
- [19] Fuengwarodsakul N.H., De Doncker R.W., Inderka R.B., “Simulation Model of a Switched Reluctance Drive in 42 V Application”, *IEEE IECON '03 Industrial Electronics Society.*, pp. 2871- 2876 Vol.3., Nov. 2003
- [20] Fahimi B., Suresh G., Mahdavi J., Ehsani M., “A new approach to model switched reluctance motor drive application to dynamic performance prediction, control and design”, *IEEE PESC 98 Power Electronics Specialists Conference.*, pp. 2097-2102 vol.2., May.1998
- [21] Mao S.H., Tsai M.C., “An analysis of the optimum operating point for a switched reluctance motor”, *Journal of Magnetism and Magnetic Materials* 282, pp.53-56, 2004
- [22] Chong-Chul K., Jin H., Dong-Seok H., “Simulation of a switched reluctance motors using Matlab/M-file”, *IEEE IECON 02 Industrial Electronics Society.*, pp. 1066- 1071 vol.2., 2002
- [23] Torrey D.A., Niu X.M., Unkauf E.J., “Analytical modeling of variable- reluctance machine magnetization characteristics”, *IEE Proceedings Electronics. Power Appl.*, vol.142., No1, January 1995
- [24] Krishnan R., “Switched reluctance motor drives: modeling, simulation, analysis, design and applications”, *Industrial electronics series, CRC Press, Boca Raton*, 2001.
- [25] Chancharoensook P, Rahman M.F., “Dynamic modeling of a four-phase 8/6 switched reluctance motor using current and torque look-up tables”, *IEEE IECON 02 Industrial Electronics Society.*, pp. 491-496 vol.1., 2002
- [26] Takashi Kosaka, Kiyoe Ochiai, Y Nobuyuki Matsui., “Sensorless Control of SRM Using Magnetizing Curves”, *Electrical Engineering in Japan*, Vol. 135, No. 2, 2001.
- [27] Babak Fahimi, Ali Emadi Y Raymond B. Sepe Jr., “Position Sensorless Control”, *IEEE Industry Applications Magazine.*, Jan/Feb 2004. [www.ieee.org/ias](http://www.ieee.org/ias)
- [28] Bin-Yen Ma., Wu-Shiung Feng y Tian-Hua Liu “Design And Implementation Of A Sensorless Switched Reluctance Drive System”, *IEEE Transactions on Aerospace and Electronic Systems* Vol. 34, No. 4 October 1998
- [29] Gallegos-Lopez, G., “A new sensorless low-cost method for switched reluctance motor drives”, *University of Glasgow.*, SPEED Laboratory, 1997
- [30] Lyons, J.P., MacMinn, S.R., “Flux/current methods for SRM rotor position estimation”, *Proc. IEEE-IAS'91*, 1991.

## CAPITULO IV

# PARAMETRIZACION, DIMENSIONADO Y DISEÑO DEL MOTOR SRM

---

### ***4.1 Introducción***

El diseño del motor de reluctancia autoconmutada (*SRM*) es complejo debido a sus múltiples parámetros de diseño y a su característica altamente no lineal cuando opera con corrientes de saturación. Algunos autores han explorado procedimientos para el diseño de motores de reluctancia [1-5] o diseño de motores basados en metodologías de tipo empírico [6] e inclusive de metodologías de diseño de tipo comprensivo no existentes en la literatura [7]. Este caso aplica una alternativa simple de diseño, la cual hace una mezcla de todo ello, es decir tomar como referencia las nuevas metodologías de dimensionado o pre-diseño de la máquina y el carácter de metodología de conjunto [7]. Para lo cual se establecen directrices que disminuyen la complejidad del diseño del motor y que abarcan los efectos de la geometría de la máquina, y la configuración de los parámetros en el desempeño del *SRM*. Estos rangos de trabajo, o directrices de diseño se incorporan a un método sistemático de cálculo implementado en *MATLAB* con el fin de obtener los valores de las curvas de enlace de flujo y de par [3,7-9] acordes a las condiciones de trabajo de la aplicación. Posteriormente se comparan estos resultados con aquellos de un software comercial, con el fin de verificar el ajuste de los mismos a las especificaciones propuestas.

Por consiguiente, este capítulo presenta un conjunto de criterios y directrices para el diseño de un motor de reluctancia autoconmutada operando a 42V para una aplicación automotriz. El estudio de las variables y su parametrización en el caso de motores de pequeño voltaje fue desarrollado utilizando el software analítico *RMXprt-Ansoft*. Finalmente se aplican dichas restricciones a un programa de diseño realizado en *MATLAB*, para lo cual algunos parámetros variaran dentro de sus propios límites con el fin de obtener una “solución satisfactoria” del diseño, para luego ser verificado su desempeño de acuerdo a los requisitos deseados. Entre los aspectos críticos de la aplicación automotriz que se discuten en este capítulo en mayor o menor medida figuran: la maximización de la densidad de par, la minimización del rizado de par, la potencia a la salida, la eficiencia, el rango de velocidad, la velocidad de trabajo, el aumento de temperatura, el ruido acústico y el costo total.

## 4.2 Especificaciones del diseño

Las características técnicas del motor para la aplicación a un compresor de aire acondicionado operando a 42V basados en el capítulo II, se resumen en:

- La potencia del compresor del aire acondicionado depende de la temperatura exterior, la cilindrada, el caudal masico de aire, la presión de salida, la carga de pasajeros en su interior, la construcción del vehículo y su tamaño. [10]
- La potencia en el eje del motor compresor es de alrededor 1-5hp (0.75-3.7kW), con una capacidad de operación de forma continua de 1-2 kW y alrededor de 4kW de valor pico.
- Eficiente al operar sobre rangos amplios de velocidad.
- Las velocidad de operación es de alrededor de 2000-6000 rpm o inclusive mayores. [12].
- Los requerimientos del par son de alrededor de 1-6 Nm de par constante como se observo en el capítulo II. [13]
- La temperatura típica de operación dentro del compartimiento de la maquina es alrededor de unos 125°C. Es evidente que los motores que se consideren idóneos para esta aplicación, deberán estar preparados para trabajar a esta elevada temperatura. [14]

Además de lo indicado anteriormente, algunos aspectos que son determinantes en la elección del motor son:

### 4.2.1 Requerimientos relacionados con la velocidad.

En la aplicación al compresor del aire acondicionado, la operación a alta velocidad es la más crítica pues significa la velocidad necesaria a la cual se enfría la cabina [13]. Sin embargo, la regulación de la velocidad no es una exigencia importante del proceso para bombas, ventiladores y compresores, pero su implantación puede contribuir a importantes ahorros energéticos. [15]

### 4.2.2 Requerimientos mecánicos.

La vibración y el ruido acústico son en general el resultado de las componentes de la fuerza en el rotor que resuenan con ciertos modos vibratorios en la estructura del estator, y a su vez de las vibraciones de la cubierta del motor. El ruido acústico puede, en principio, limitar el uso de un tipo de motor u otro, sin embargo, para la aplicación en el automóvil, la reducción de ruido no es primordial, aunque cabe recordar que no deja de ser una figura de mérito de diseño. [14]

### 4.2.3 Requerimientos de temperatura.

En muchos casos se habla de la integración del motor dentro del compresor, mas no el accionamiento electrónico del mismo, esto se debe a que el refrigerante R134a y sus componentes asociados no son compatibles dentro de un paquete integrado. Por tanto se asume, que el motor esta embebido dentro del compresor, y soporta dicho ambiente, pero el accionamiento del mismo se encuentra independiente en el exterior, bajo una configuración semi-integrada [13]. Esto implica en general, que todos aquellos motores que sean susceptibles de ser aplicados a cargas ubicadas conjuntamente dentro de compartimientos en el automóvil, deberán permitir ciclos térmicos de -40°C a 120°C aproximadamente [14].

#### **4.2.4 Limitaciones de espacio y empaquetamiento.**

Ante todo, la máquina ha de ser compacta en términos de densidad de potencia, además de reunir los requerimientos de par-velocidad con el mayor rendimiento posible procurando minimizar el espacio ocupado y el peso. En la práctica se pretenderá que como mínimo, el motor esté integrado junto con la electrónica de potencia y el control. Como objetivo final sería deseable la integración del sistema compresor - accionamiento eléctrico; en este caso se tendrán fuertes restricciones de diseño, ya que el diámetro externo del estator irá ligado al del compresor. [14]

#### **4.2.5 Reducción de costo**

El costo estará ligado por un lado, a la topología del motor y por otro al coste del convertidor del mismo. Está claro que en el caso del motor, tanto el coste del material como el de fabricación van a variar mucho de una topología a otra, y en general tendrá cierta influencia el número de fases de la máquina.

El costo referente al convertidor, estará dominado generalmente por el número de interruptores de potencia y por el coste unitario de los mismos, el cual tiene una fuerte relación con su capacidad de corriente. Esto implica llegar a un compromiso entre motor y convertidor; ya que un incremento de fases implica generalmente un incremento de coste, pero a su vez también una reducción de corriente por fase para igual potencia. Así pues, se podría dar el caso que el incremento de coste debido al incremento de fases del motor, fuera menor que el consiguiente aumento de interruptores de potencia pero con menor capacidad de corriente. [16]

#### **4.2.6 Modularidad**

Generalmente todos los elementos constitutivos del automóvil son modulares, ya que por la propia idiosincrasia de esta industria, la fabricación de los componentes está distribuida entre múltiples suministradores muy especializados. Muchas veces ocurre que cada componente es a su vez modular para conseguir redundancia en los servicios más críticos, aunque en estos casos hay que asumir un incremento de coste.

#### **4.2.7 Viabilidad de Control**

Con el fin de reducir los costos y de mejorar la confiabilidad, el control sin sensores para accionamientos en aplicaciones automotrices sería lo más indicado. Del mismo modo, la presente aplicación implica la necesidad de optimizar la curva par-velocidad, manteniendo los niveles de eficiencia competitivos, en relación al motor sin escobillas *DC* o *BLDC* [17]. En este apartado el criterio último de diseño se tomará en función de que se pueda conseguir el equilibrio adecuado del binomio coste-eficiencia y ejecución de par vs. velocidad [18]. Esto último implica la solución de dos aspectos críticos de trabajo como son: la reducción del rizado de par (por lo general conlleva a una reducción del par promedio) y la obtención de una adecuada capacidad de par en un rango amplio de velocidad.

### 4.3 Selección de parámetros iniciales

#### 4.3.1 Número de fases y de polos por fase

La selección del número de fases  $N_{ph}$  y de repeticiones  $N_{rep}$  depende principalmente de la aplicación. La multiplicidad de configuraciones de los SRM esta relacionado al número de pares de polos por fase ya que  $N_{ph}$  y  $N_{rep}$  ajustan los números de los polos del estator y del rotor. Las posibles configuraciones para este motor SRM son:  $N_{ph}=3$  y  $N_{rep}=1$  Configuración de polos: 6 /4;  $N_{ph}=3$  y  $N_{rep}=2$  Configuración de polos: 12 /8;  $N_{ph}=4$  y  $N_{rep}=1$  Configuración de polos: 8 /6 y  $N_{ph}=4$  y  $N_{rep}=2$  Configuración de polos: 16 /12.

Al aumentar  $N_{rep}$ , el número de polos del rotor aumenta consiguiendo que el periodo de operación entre fases adyacentes sea más pequeño, ecuación 4.1; por este motivo el rizado de par disminuye. Sin embargo, a costa de un decremento de la saliencia o de la relación entre los niveles de inductancia máxima y mínima, lo que conlleva a una disminución del par.

El aumento del número de fases, incrementa el número de golpes por revolución o “stroke”, lo que permite de igual manera, aliviar el problema del rizado del par, pero las consecuencias sobre la saliencia son algo menores por lo que el par medio de la maquina es mejor con respecto a aquel del párrafo anterior [19].

A primera instancia el par total no depende del número de repeticiones, pero duplicar el número de repeticiones contribuirá al aumento del par promedio si el ancho del polo se hace mayor del 50% de aquel para una máquina de simple repetición o  $N_{rep}=1$  [7]. A simple vista, ello disminuye la ventana donde se aloja el devanado, además de aumentar el hierro en el estator, cuando se conservan las dimensiones internas del motor constantes.

$$Stroke = \frac{\pi}{N_{ph} \cdot N_{rep} (N_{ph} - 1)} \quad (4.1)$$

La figura 4.1 muestra la influencia que tiene el número de fases sobre la disminución del rizado de par, basado en [19]. Se ha establecido que el motor mas conveniente para la aplicación seria aquel establecido por cuatro fases, y  $N_{rep}=1$ , el cual por ende seria conformado por ocho polos en el estator y 6 en el rotor.

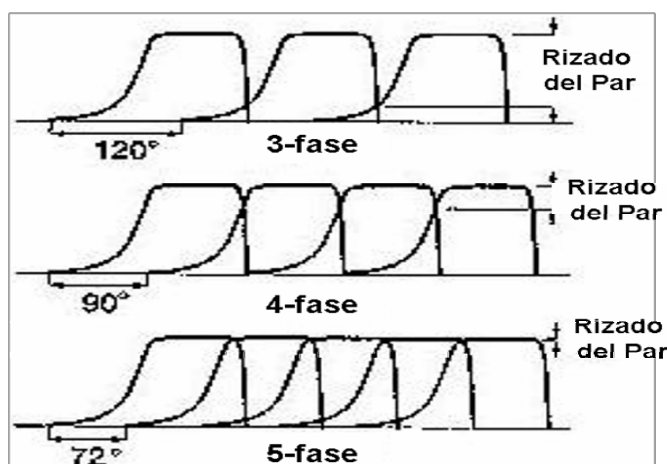


Figura 4.1 Influencia del numero de fases y el ángulo “stroke” (grados eléctricos) sobre el rizado del par [19]

### 4.3.2 Arcos de los polos del estator $\beta_s$ y del rotor $\beta_r$

Los arcos de los polos del estator y rotor son asignados como condiciones iniciales de usuario en el sistema de estimación de los parámetros internos del programa analítico de diseño *SRM-CAD*, y su asignación esta basado en:

- El arco del polo del rotor  $\beta_r$  debe de ser ligeramente más grande que el arco del polo del estator  $\beta_s$  con el fin de compensar los efectos del flujo del estator que conduzcan a pares negativos, alterando el par promedio total de la maquina. De allí que, los arcos de los polos deben ser lo suficientemente amplios para asegurarse de que hay par en todas las posiciones del rotor.
- Según lo expuesto en [3],  $k_L$  es una variable que expone la relación de superposición de la inductancia para dos fases adyacentes con respecto al valor del ángulo para el cual la inductancia varía. Como se observa en la ecuación 4.2 y del párrafo anterior,  $\min(\beta_s, \beta_r) = \min(\beta_s)$ . Por lo que  $\beta_s$ ,  $N_{ph}$  y  $N_{rep}$  inciden directamente en  $K_L$ . Cuanto mayor sea  $K_L$  mas bajo será la “caída” de par pero mas alto será el par promedio. Con valores relativamente bajos de  $\beta_s$ , se encuentran valores altos de  $K_L$  so pena de aumentar el numero de fases o de repeticiones como se muestra en la figura 4.2. [3].

Esto implica decir que en lo que concierne a la obtención de un par máximo: trabajar con una configuración de polos: 16 /12 ( $N_{ph}=4$  y  $N_{rep}=2$ ), es tan comparable como a trabajar con una configuración de polos: 8 /6 ( $N_{ph}=4$  y  $N_{rep}=1$ ), dependiendo del ancho del polo del estator. O de igual manera decir que operar en una configuración a 4 fases establece una consecución de par mayor que la establecida para un modo trifásico en cualquier configuración.

$$k_L = 1 - \frac{Stroke}{\min(\beta_s, \beta_r)} \quad (4.2)$$

$$\min(\beta_s, \beta_r) \geq 2\pi/q.N_r$$

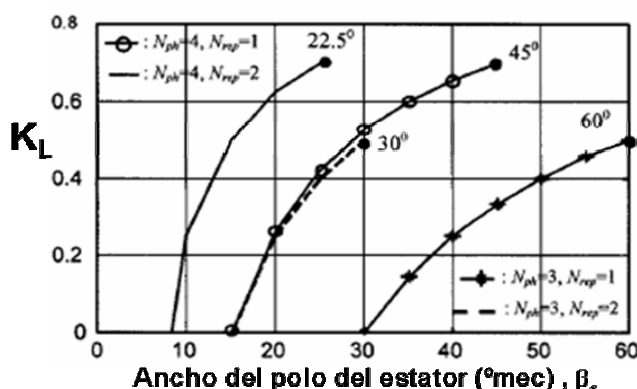


Figura 4.2 Influencia del numero de fases con respecto a la relación de solapamiento de inductancias,  $K_L$  [7]

A raíz de lo anterior y basado en el capítulo 3, se utiliza en este caso una configuración de polos: 8/6 ( $N_{ph}=4$  y  $N_{rep}=1$ ). Finalmente, la Tabla 4.1 resume las características generales del SRM a diseñar, así como los requerimientos de par-velocidad basado en el capítulo II. La geometría general de la maquina, además de una sección de corte de la misma se muestra en la figura 4.3.



Tabla 4.1 Configuración inicial para el diseño del SRM

Configuración	Especificaciones de la batería	Dimensiones y temperatura
Potencia ( $P_{rated}$ ) = 1.5 kW	Voltaje de suministro, $V_{bus} = V_{DC} = 42V$	Diámetro Exterior Estator ( $D_o$ ) = 120mm
Velocidad rotor ( $w_r$ ) = 4000rpm	Corriente de la batería $I_{ph} < 65A$	Temperatura ( $T_{emp\_cu}$ ) = 125°C
$\omega = 0rpm$ , Testimado > 4Nm		Fases ( $N_{ph}$ ) = 4; $n_{par} = 1$ ; $n_{ser} = 1$
$\omega = 4000rpm$ , Testimado > 4Nm		Polos estator ( $N_s$ ) = 8;
$\omega = 8000rpm$ , Testimado > 0.75Nm		Polos rotor ( $N_r$ ) = 6

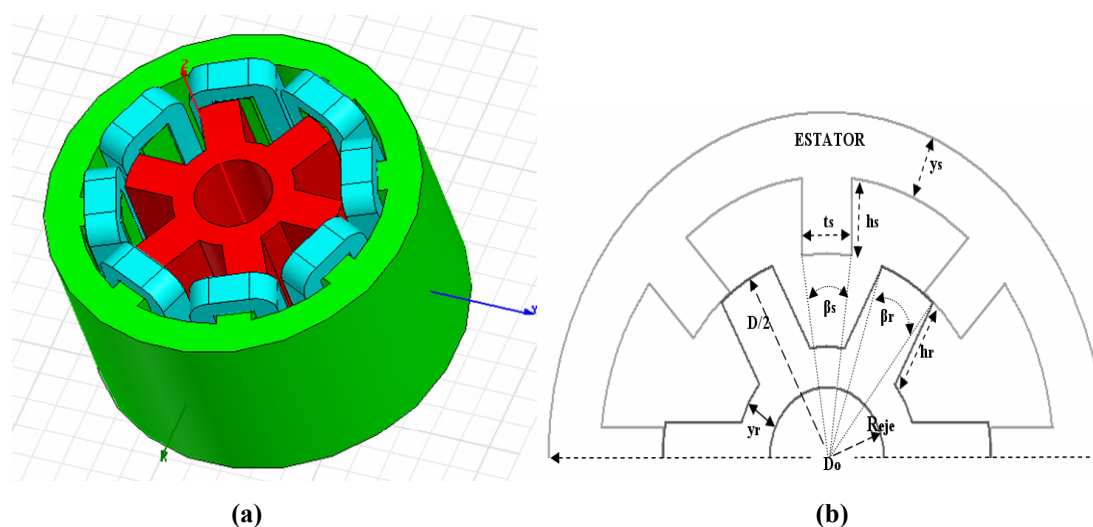


Figura 4.3 a) Esquema de un motor de reluctancia autoconmutado de 4 fases. b) Sección de corte de un 8/6 SRM

#### 4.4 Influencia de las variables constructivas y sizing en el SRM

La influencia de las variables más representativas para un motor SRM se condensan en el Anexo II, donde se destaca el influjo del número de espiras, el entrehierro, los arcos de los polos del rotor  $\beta_r$  y del estator  $\beta_s$ , los yugos del estator y rotor y del material magnético [20]. Además, la influencia entre conjuntos de variables como son: las relaciones entre diámetros del rotor y estator  $D/D_o$ , tamaño del yugo del estator frente al ancho del polo del mismo  $y_s/t_s$ , relación de los yugos entre rotor y estator  $y_r/y_s$ , y la envoltura del rotor  $D.L$ . Las observaciones efectuadas a todas estas variables se hallan contempladas en el Anexo II. En base a ellas, esta sección busca establecer los rangos de diseño de algunas variables constructivas para un SRM 8/6 operando a bajas tensiones sobre los siguientes parámetros: par, eficiencia, potencia y su relación con la velocidad del rotor.

##### 4.4.1 Sobre el par-velocidad

El primer paso en el prediseño de un motor SRM es la estimación del tamaño de la maquina sobre la base del par requerido. Para ello, la correcta determinación del par se obtiene

*CAPITULO IV: PARAMETRIZACION, DIMENSIONADO Y DISEÑO DEL MOTOR SRM*

de hallar la curva de enlace de flujo vs. corriente, cuya relación toma en cuenta el efecto de saturación de la maquina. El área encerrada bajo las curvas del enlace de flujo entre las posiciones alineada y no alineada como se observo en el Capitulo 3, corresponde al lazo de coenergía ( $W_c$ ). Donde la relación entre par y coenergía [1] se expresa por la ecuación 4.3.

$$T_{ph}(\theta, I_{ph}) = \left. \frac{\partial W_c(\theta, I_{ph})}{\partial \theta} \right|_{I_{ph}=\text{constant}} \quad (4.3)$$

Sin embargo desde el punto de vista constructivo, las variables que establecen un efecto notable en el par de la maquina SRM son: el entrehierro ( $g$ ), la relación  $DL$  o envoltura del rotor ( $A_e$ ), el numero de espiras por polo ( $T_p$ ); e inclusive el tipo de lamina utilizada; con respecto al gran numero de variables consideradas en el Anexo II.

#### 4.4.1.1 Selección del entrehierro

Como es bien conocido, cuanto menor es el entrehierro, más nos aproximamos a la maquina ideal. Este principio se aplica en general a todas las maquinas, sin embargo tiene limitaciones respecto a la manufactura del motor, la relación 4.4 indica el rango de valores de trabajo en este caso.

$$0.1\text{mm} < g < 0.6\text{mm} \quad (4.4)$$

El efecto del entrehierro sobre las curvas de enlace de flujo con corrientes menores a 65A, se observa en la figura 4.4a. En ella, se observa como al disminuir la longitud del entrehierro, crece el nivel de saturación ( $B_{sat}$ ), y al mismo tiempo crece  $W_c$  aumentando por consiguiente el par. En la figura 4.4b se verifica dicho aumento del par y a la vez una disminución en la velocidad base ( $w_b$ ), debido a la disminución del entrehierro.

#### 4.4.1.2 Dimensiones de envoltura del rotor ( $A_e$ )

Corresponde a la relación que existe entre el diámetro exterior del rotor ( $D$ ) y la longitud axial de la maquina ( $L$ ). Aunque el comportamiento de la maquina SRM es no-lineal, la estimación del par esta relacionada linealmente a  $A_e$ , ecuación 4.5. De tal manera que cuanto mayor sea  $A_e$ , mayor será el par que desarrolle el motor. Sin embargo, se observa el descenso de la velocidad, debida al incremento en la superficie del rotor.

$$T_{rated} = k.D.L \quad (4.5)$$

La relación entre  $D$  y  $D_o$  puede incrementarse para un mismo valor de  $A_e$ , manteniendo los demás coeficientes de diseño y dimensiones constantes. En donde  $D_o$  se busca no sobrepase el radio máximo exterior del estator, el cual es una restricción de diseño y de valor fijo.

Sin embargo, cuando  $D_o=D_{omax}$ , y para que la relación entre el radio del rotor y del estator sea lo mayor posible; esta debe de ser provista por  $D$ , con el fin de producir un mayor par. Sin embargo, su aumento podría implicar la reducción del área disponible para albergar los devanados, además de reducir la  $FEM$  de la maquina.

En la ecuación 4.5,  $D$  es evaluado si es conocido el valor de  $k$ , el cual depende de parámetros de diseño, eléctricos y magnéticos así como de algunas constantes empíricas [3].

CAPITULO IV: PARAMETRIZACION, DIMENSIONADO Y DISEÑO DEL MOTOR SRM

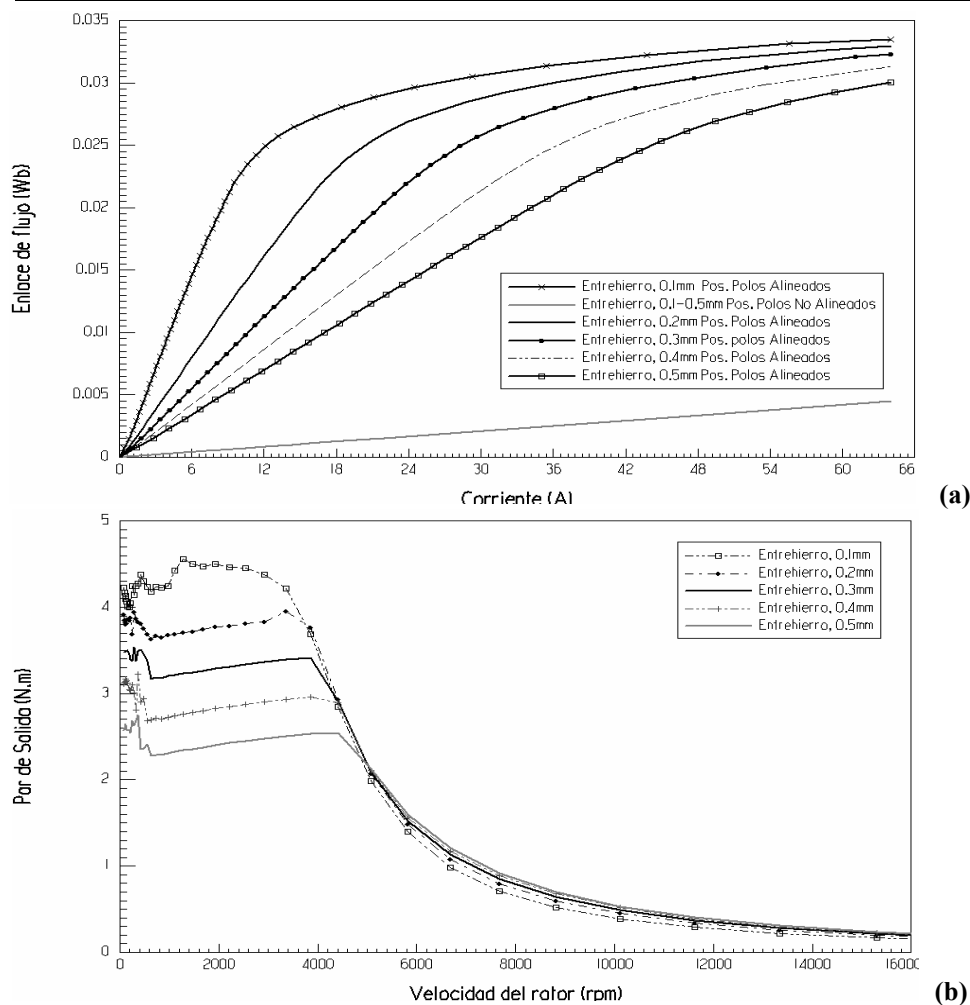


Figura 4.4 a) Curvas del Enlace de flujo vs. Corriente por fase b) Curvas de par vs. velocidad del rotor en función del entrehierro

Para evitar elegir un  $k$  incorrecto, se realiza un “dimensionado”, basado en la parametrización de las principales variables de la maquina manteniendo los rangos de velocidad cercanos a los de la aplicación. A partir del software comercial *RMXprt-Ansoft* se puede establecer el rango de parámetros de trabajo, como se observa en la figura 4.5.

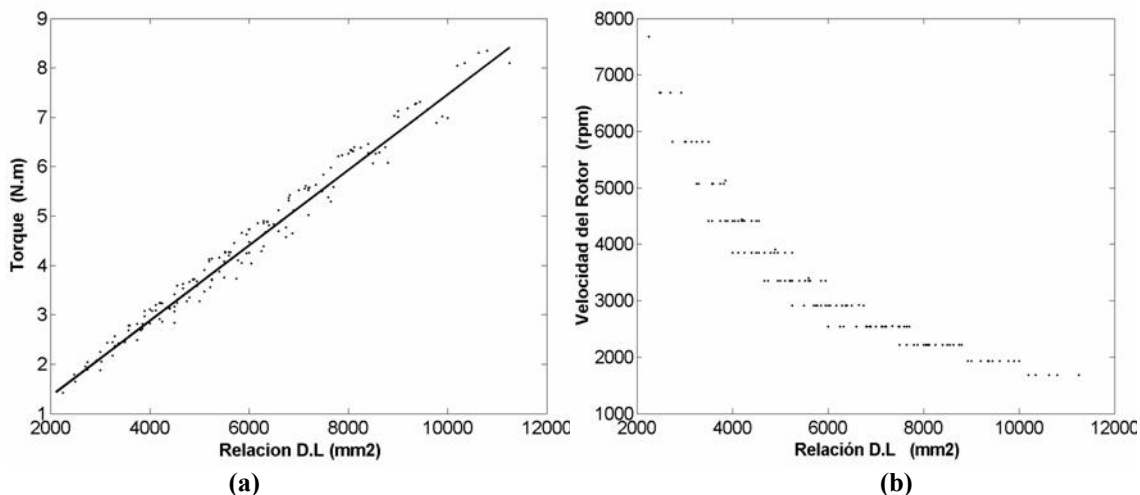


Figura 4.5 Influencia de  $A_e$  sobre el par y la velocidad del rotor.

CAPITULO IV: PARAMETRIZACION, DIMENSIONADO Y DISEÑO DEL MOTOR SRM

De esta manera, conociendo el rango de velocidad de trabajo, se puede establecer un rango para los valores de  $D.L$ , los cuales en este caso se especifican por la relación 4.6.

$$45\text{cm}^2 < D.L = A_e < 60\text{cm}^2 \quad (4.6)$$

$$k = 0.08 \text{ N.m/cm}^2$$

4.4.1.3 Selección del número de espiras por polo ( $T_p$ )

La densidad de par aumenta cuando se incrementa la densidad de corriente en el devanado  $J_{rms}$ , este a su vez se relaciona con el número de espiras por polo y la corriente de fase pico  $I_{php}$ . Por condiciones iniciales si  $I_{php}=I_{ph\_max}$ , el numero de espiras por polo debe de incrementarse para mantener mayor el numero de amper-vueltas cuando se incrementa la densidad de corriente en el devanado. Con un  $J_{rms}$  bajo, el par promedio del rotor puede ser mantenido al aumentar las dimensiones del rotor ( $D$  y  $L$ ) sin violar la desigualdad de limitación de carga. En la figuras 4.6 y 4.7 se observa que la elección de  $T_p$  se relacionada con la velocidad de trabajo. De tal manera que un aumento del número de espiras conlleva a una reducción de la velocidad base  $w_b$  y crítica  $w_c$  del motor, a cambio de un aumento del par producido.

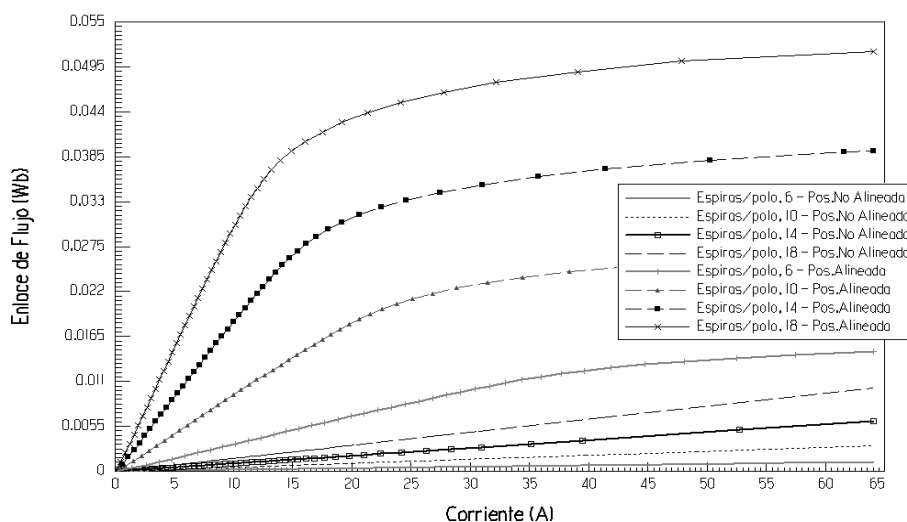


Figura 4.6 Variación de las curvas de enlace de flujo vs. corriente de operación ante la variación del numero de espiras en el polo del estator  $T_p$  en las posiciones del rotor y estator alineada y no alineada.

4.4.1.4 Selección del arco del polo del estator ( $\beta_s$ ) y del polo del rotor ( $\beta_r$ )

Relacionado a los anchos de los polos del rotor  $t_r$  y del estator  $t_s$ , el arco del polo del rotor  $\beta_r$  debe de ser ligeramente mayor que el arco del polo del estator  $\beta_s$  con el fin de asegurar la producción de par en todas las posiciones sin sacrificar la inductancia alineada. Esto significa que  $t_r$  debiera exceder a  $t_s$  en una longitud entre  $g$  y  $2g$ . [11]

4.4.1.5 Selección de los yugos del estator ( $y_s$ ) y del rotor ( $y_r$ )

En un SRM con una configuración de flujo pasando por sus polos, el flujo principal se divide en dos partes iguales cuando este deja los polos y entra al yugo. Igualmente, las secciones del yugo son compartidas entre diferentes fases, las cuales se solapan especialmente durante la operación

a alta velocidad. De allí, para prevenir la saturación del hierro,  $y_r$  y  $y_s$  deben de ser superiores al 50% de  $t_r$  y  $t_s$  respectivamente.

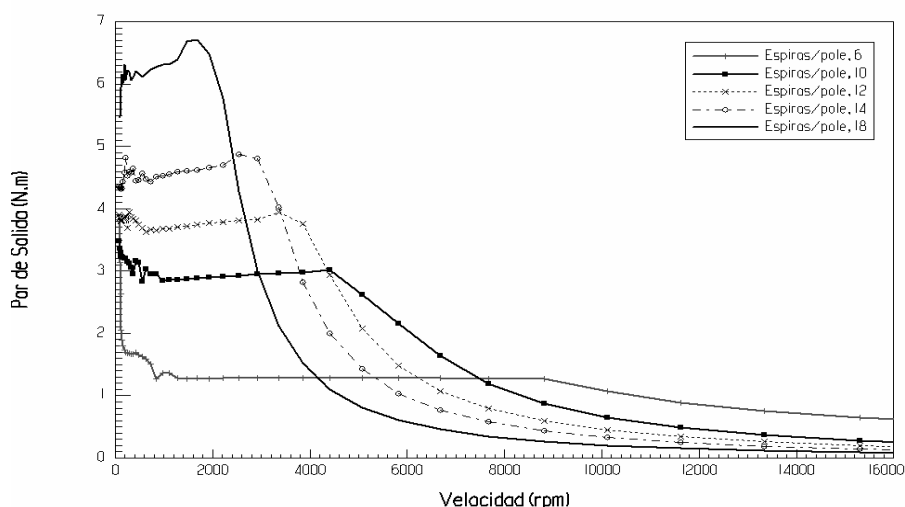


Figura 4.7 Influencia de  $T_p$  sobre el par y la velocidad del rotor.

#### 4.4.2 Eficiencia-Velocidad del rotor

La eficiencia esta marcada por la operación del motor a alta o baja velocidad. Las pérdidas en el cobre y las pérdidas en el hierro influyen directamente sobre la eficiencia. Un aumento de dichas pérdidas, implica una disminución de la eficiencia; esto implica la necesidad de una geometría de motor más robusta para paliarla. Esto sugiere que algunas variables constructivas como: la relación entre el espesor del yugo y del polo del estator  $y_s/t_s$ ,  $A_e$ , la relación entre las alturas de los polos  $h_r/h_s$ , la relación entre los diámetros del rotor-estator  $D/D_o$ ; así como la influencia de  $T_p$  (figura 4.8) y la lámina magnética (figura 4.9), son importantes en el aumento de la eficiencia en lo que respecta al rango de baja-media velocidad. Los rangos de operación y algunas consideraciones para aumentar la eficiencia del motor, se registran en la tabla 4.2, los cuales se han establecido previamente de las observaciones anotadas en el Anexo II.

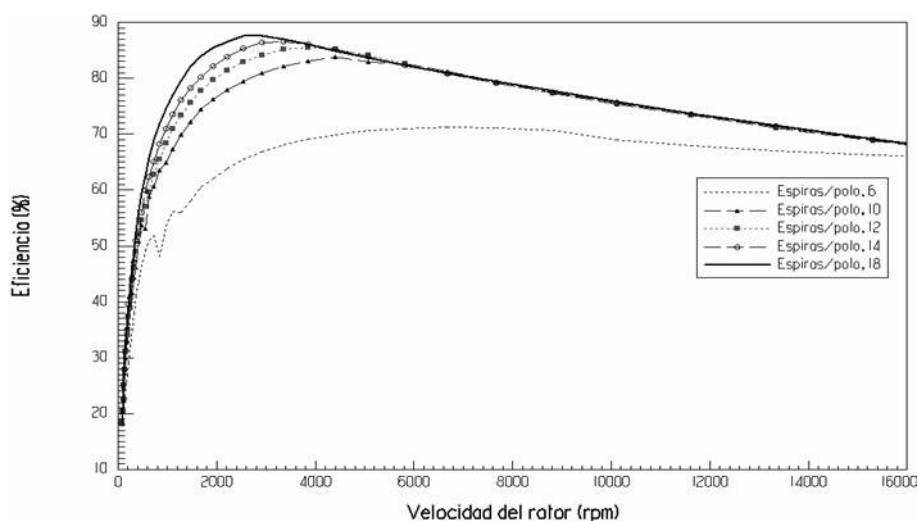


Figura 4.8 Influencia de  $T_p$  sobre la eficiencia del motor.

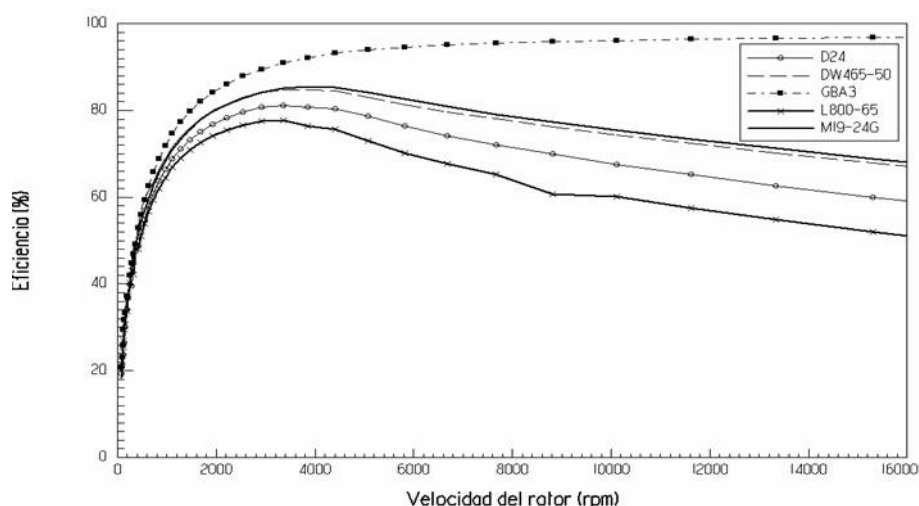


Figura 4.9 Influencia de  $T_p$  y la laminación sobre la eficiencia

Tabla 4.2. Consideraciones para el aumento de la eficiencia

Variable	Consideraciones de diseño*
$T_p$	Aumentar el número de espiras. Sin embargo la relación $T_p$ vs. eficiencia se atenúa a velocidad constante, por lo que un relevante aumento de $T_p$ implica un valor de saturación de la eficiencia.
$g$	Disminuir el entrehierro en lo posible.
Lamina magnética	La laminación establece el aumento de eficiencia en parte o todo el rango de velocidad, como se observa en la figura 4.9.
$y_s/t_s$	$y_s/t_s > 0.55$ ; A alta velocidad es conveniente disminuir $t_s$ o $\beta_r$ . Aumentar el ancho del yugo del estator.
$A_e$	$45\text{cm}^2 < D.L < 60\text{cm}^2$ ; $1 < L/D < 1.35$
$h_r/h_s$	$0.7 < y_r/y_s < 1$ ; $0.9 < h_r/h_s < 1.3$ En lo posible disminuir la altura del polo del rotor.
$D/D_o$	$0.55 < D/D_o < 0.7$ En lo posible disminuir $D_o$ .

\* Basadas en la utilización de un SRM 8/6 42V

Sin embargo, la relación par vs. eficiencia es antagónica, puesto que la necesidad de incrementar la eficiencia del motor involucra un decremento de la producción de par. De allí, que para que el SRM satisfaga el requisito de un “par eficiente” deba de ser determinado con posiciones críticas del rotor y compartido entre las fases adyacentes [7]. Sobre este aspecto la estrategia de conmutación de las diversas fases del accionamiento permite un mejor resultado que por el diseño físico del mismo. El capítulo siguiente estudiara la estrategia de control del accionamiento.

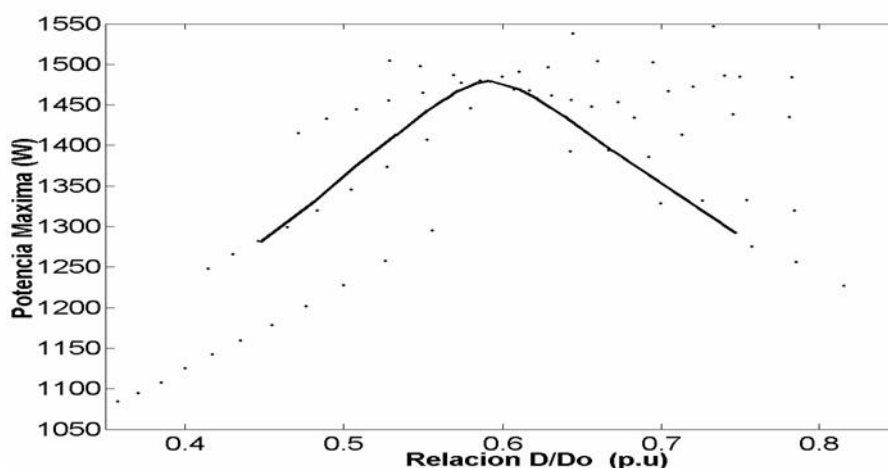
#### 4.4.3 Potencia-velocidad del rotor.

La potencia y la eficiencia están íntimamente relacionadas. Como anteriormente se mencionó, la influencia de algunas variables del motor dependen de la operación a alta o baja velocidad. Los rangos de trabajo son detallados a continuación, en la tabla 4.3.

**Tabla 4.3 Consideraciones para el aumento de potencia de salida**

Variable	Consideraciones de diseño*
$T_p$	Al aumentar el numero de espiras por polo: Implica una disminución en el rango de valores de velocidad para el cual la potencia se encuentra en un rango aproximado al máximo.
g	Disminuir el entrehierro, conduce a un aumento de potencia, cuando opera a velocidades por debajo de los 4000rpm.
Lámina magnética	La utilización de chapa magnética $S_i F_e$ , establece notorios cambios a velocidades medias.
$y_s/t_s$	• $0.5 < y_s/t_s < 1.3$ , Aumentar el ancho del yugo del estator en lo posible.
$A_e$	$45cm^2 < D.L < 100cm^2$ ; $1.0 < L/D < 1.35$ El aumento de $L$ y la disminución de $D$ implica conseguir diseñar una maquina de alta velocidad y alta potencia, como se confronta en [7].
$h_r/h_s$	• $0.65 < y_r/y_s < 1.2$ ; $0.8 < h_r/h_s < 1.3$ Disminuir $h_r$ solo si opera a baja velocidad. A alta velocidad la variación de la potencia es mínima.
$D/D_o$	• $0.55 < D/D_o < 0.65$ • En lo posible disminuir $D_o$ , como se observa en la figura 4.10
$\beta_r$ y $\beta_s$	Cuando se trabaja a altas velocidades, conviene disminuir el arco del polo del rotor ( $\beta_r$ ) y el arco del polo del estator ( $\beta_s$ ) para aumentar la potencia y $w_c$ .
$\beta_r \geq \beta_s$	A velocidad constante, corresponde un valor óptimo de $\beta_s$ para un valor óptimo de $P_{max}$ .

\* Basadas en la utilización de un SRM 8/6 42V



**Figura 4.10 Influencia de  $D/Do$  sobre la potencia de salida del motor.**

Un aumento en la relación entre los yugos del rotor y del estator así como de la disminución de las alturas de los polos del rotor y del estator y una disminución en lo posible del entrehierro proporcionan una maximización de la densidad de potencia en la maquina. Sin embargo, si el radio exterior del estator es restringido, como en este caso, el área neta de la ventana disponible para alojar al devanado disminuye, incrementando la difusión termal por transferencia de calor desde los devanados al exterior, conduciendo a una problema del diseño.

#### CAPITULO IV: PARAMETRIZACION, DIMENSIONADO Y DISEÑO DEL MOTOR SRM

Al igual que los arcos de los polos del estator y del rotor, estos debiesen de disminuir para aumentar la densidad de potencia a altas velocidades. El otro caso es aumentar el número de espiras por polo y la inducción de saturación de la lámina cuando la operación es a baja velocidad.

Algunas de las relaciones de diseño establecidas en las Tablas 4.2 y 4.3, son comparables con aquellas estipuladas en la bibliografía [7] para un motor SRM 8/6 operando a 42V. Aunque en este último caso los valores establecidos por los autores se establecen para un modo general de operación. Algunas otras pautas para tener en cuenta en el diseño se establecen en el próximo apartado.

#### 4.4.4 Recomendaciones sobre algunos aspectos críticos.

- **Ruido Acústico:** Es conveniente que los modos naturales de vibración de la geometría del estator sean tan altos como sea posible para reducir las componentes armónicas de la fuerza radial magnética actuando sobre el estator. Un buen diseño se logra si las frecuencias dominantes puedan ser más altas que las frecuencias en el rango audible. Una estrategia de diseño basada en [7] es incrementar el yugo del estator con el fin de incrementar los modos de vibración.

Como ya bien se comento en un párrafo anterior, el aumento del número de fases o repeticiones, conlleva a una disminución del nivel de ruido. Otra manera es estrechar el polo del estator desde la parte superior hasta el entrehierro redondeando su parte final. [7]

- **Rizado de par:** Un método de reducción del rizado de par es incrementar el número de fases y de repeticiones como se vio anteriormente. Incrementar los arcos de los polos del estator y del rotor también reduce el ancho de banda del par entre fases adyacentes, reduciendo así el rizado de par.

La dinámica del rizado de par de la maquina se refleja en la caída de par encontrada en las curvas de ejecución estática de par vs. posición del rotor. La reducción de la caída de par puede resultar en un par promedio mas bajo. Con el fin de establecer un “par promedio eficiente”, la relación  $D/D_o$  debe de estar asociada al rango de variación establecido en las tabla 4.2.

#### 4.5 Proceso Preliminar de Diseño

Se describe mediante el diagrama de flujo de la figura 4.11 un método analítico de simulación numérica CAD basado en [2-4,6,7,9,21] e implementado en Matlab [22], el cual permite estimar con eficacia las virtudes del diseño de un motor con respecto a otro, siempre y cuando se realice su ejecución dentro de ciertos límites de referencia enmarcados por los rangos de operación estipulados anteriormente.

El procedimiento se resume en los siguientes 6 pasos: 1) Correspondencia a los requerimientos del motor. 2) Selección de parámetros: el cual es condicionado a los rangos de operación de cada variable. Se proponen valores iniciales para  $D$ ,  $D_o$  y  $L$ . Los pasos 3) y 4) corresponden al diseño laminar y del devanado de la maquina, los rangos óptimos de valores para las relaciones  $y_r/y_s$  y  $D/D_o$  son acordes a la sección anterior y son adicionados al programa. Los pasos 5) y 6) establecen a partir de este modelo analítico, las curvas de ejecución estáticas de la maquina: curvas de enlace de flujo basado en [4,8,9,23,24], curvas de inductancia y de par promedio, etc. Además de las curvas dinámicas de par basadas en la posición del rotor establecidas en [1]. A continuación se describe el desarrollo del modelo.



CAPITULO IV: PARAMETRIZACION, DIMENSIONADO Y DISEÑO DEL MOTOR SRM

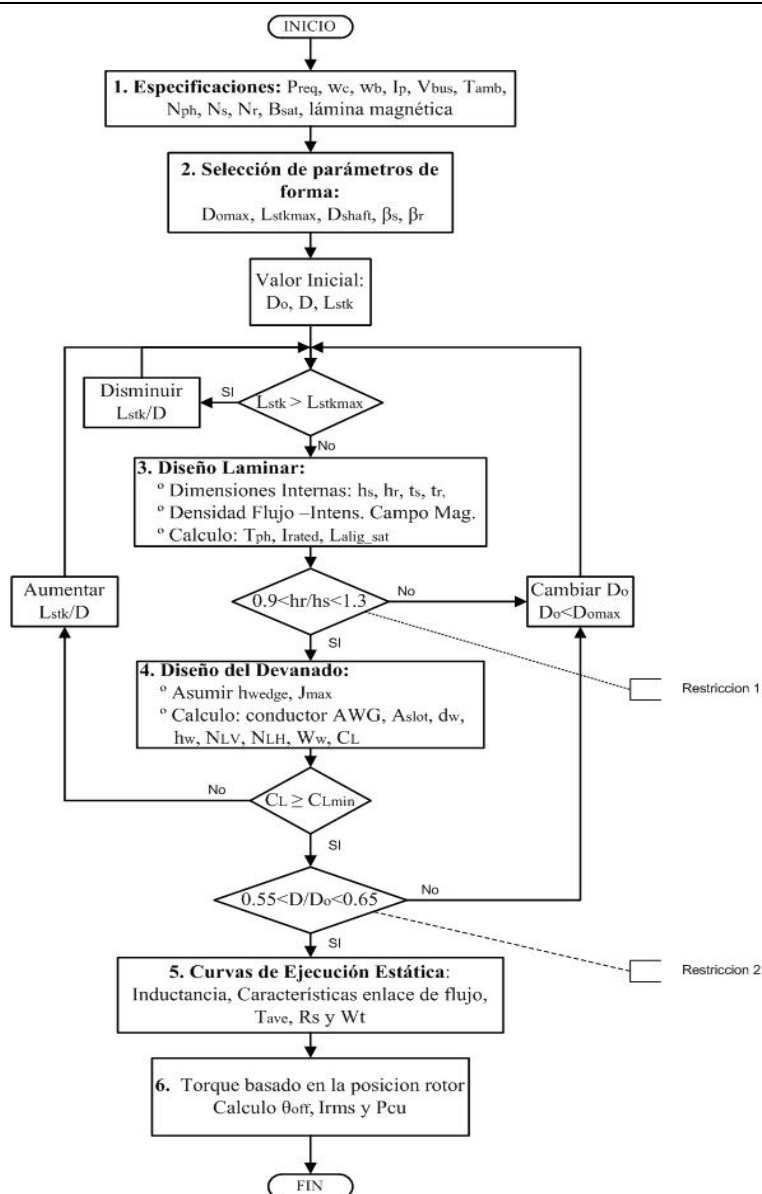


Figura 4.11 Diagrama de flujo del programa SRM CAD [22]

### 4.5.1 Pasos 1 y 2: Especificaciones y selección de parámetros de forma

Como se mencionó anteriormente los pasos 1 y 2, definen las especificaciones eléctricas y mecánicas del motor. Se asume que parámetros como número de fases ( $N_{ph}$ ), y número de polos del estator y rotor ( $N_s$ ,  $N_r$ ) sean previamente seleccionados. En este caso y como se especificó en el Capítulo 3, la elección de un SRM a 4 fases, con 8 polos en el estator y 6 polos en el rotor se efectuó con el fin de disminuir el rizado del par y la reducción de ruido [7]. Otro parámetro que se establece es el diámetro exterior del estator a partir del diámetro exterior del compresor, por cuestión de modularidad o de embalaje y acorde a las estimaciones de las normas IEC [25-27]. Los valores de las corrientes máximas a operar están basados en [28]. El diámetro del eje del rotor puede ser seleccionado a partir de parametrización basado en el requerimiento de par de la máquina o seleccionado igualmente a partir de las regulaciones dadas en [20,26,27]. Un resumen de las especificaciones iniciales se ha anotado previamente en la tabla 4.1.

CAPITULO IV: PARAMETRIZACION, DIMENSIONADO Y DISEÑO DEL MOTOR SRM

Las restricciones de diseño conllevan a establecer los rangos tolerables de los parámetros de forma los cuales se anotan en la tabla 4.4. Ellos están basados en los valores de parametrización de las variables del motor realizados con ayuda del paquete de diseño de maquinas *RMXprt-Maxwell*, cuyos resultados y observaciones se sintetizaron en el Anexo II. El objetivo será la determinación del máximo par posible en un rango amplio de velocidad para unos márgenes de eficiencia igualmente altos, este objetivo será la consigna a seguir en el presente capítulo.

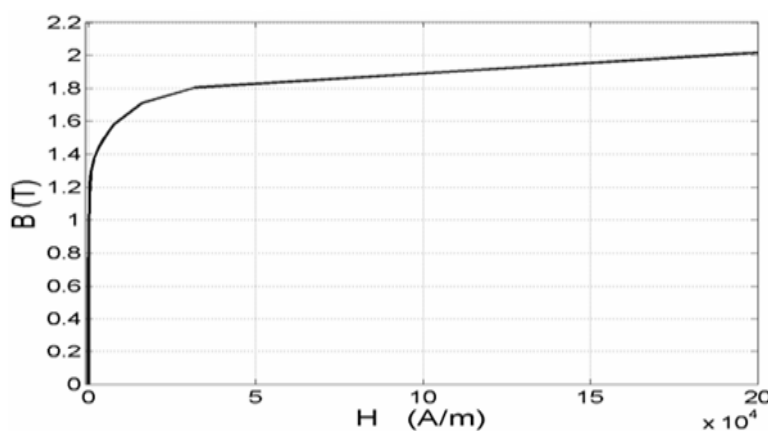
**Tabla 4.4 Rangos de variación de los parámetros de forma utilizados en el proceso de diseño**

Descripción	Rango de variación
Numero de espiras por fase	$T_{ph} < 28$
Relación área de trabajo del rotor.	$45\text{cm}^2 < D.L=A_e < 60\text{cm}^2$
Relación entre la longitud axial y la longitud exterior del rotor.	$1.0 < L/D < 1.35$
Relación de yugos entre rotor y estator.	$0.7 < y_r/y_s < 1$
Relación yugo y ancho del polo del estator.	$0.55 < y_s/t_s$
Relación de diámetros entre rotor y estator.	$0.57 < D/D_o < 0.63$
Relación de alturas de polos del rotor y estator.	$1 < h_r/h_s < 1.5$

**4.5.2 Paso 3: Diseño laminar del motor**

El paso 3 corresponde al diseño laminar del motor tomando la metodología propuesta por [1,2,7,27]. Este paso necesita de la selección de valores preliminares de  $D$ ,  $L$ ,  $\beta_s$  y  $\beta_r$ , en primera instancia, para luego ser recalcularlos por el diagrama de flujo [22].

A partir del proceso de parametrización (Anexo II), se ha elegido la lamina M19-24G por sus buenos resultados en lo que a eficiencia se refiere en el rango de operación entre los 2000-7000 rpm. Este tipo de lamina como se muestra en la figura 4.12 posee una característica de codo situada alrededor de 1.75 Tesla. Este punto implica la densidad máxima de flujo para cualquier parte de la maquina. La experiencia de diseño muestra que en la práctica se contempla que las densidades de flujo de algunas partes del motor están condicionadas a porcentajes del valor máximo.



**Figura 4.12 Característica BH material magnético M19-24G**

El cálculo de las alturas ( $h_r$ ,  $h_s$ ) y los anchos ( $t_r$ ,  $t_s$ ) de los polos del estator y rotor esta basado en [1,27]. Este contempla algunas suposiciones que se establecen en el proceso y lo describen así:

*CAPITULO IV: PARAMETRIZACION, DIMENSIONADO Y DISEÑO DEL MOTOR SRM*

Despreciando el flujo de dispersión, el área del polo del estator,  $A_s$ , se escribe como:

$$A_s = D \cdot L \cdot \beta_s / 2 \quad (4.7)$$

Asumiendo que la densidad de flujo en el polo del estator corresponde al valor máximo de densidad de flujo magnético,  $B_s = B_{max}$ . El flujo del polo del estator,  $\Phi_s$ , viene dado por:

$$\Phi_s = B_s \cdot A_s \quad (4.8)$$

Se asume que el flujo en el yugo del estator,  $\Phi_y$ , corresponda al 50% del flujo que circule por el polo del estator, de esta manera se obtiene:

$$\Phi_y = \Phi_s / 2 \quad (4.9)$$

Por consiguiente, el área del polo en el estator,  $A_s$  es igual al área del yugo del estator,  $A_y$ .

$$A_y = A_s \quad (4.10)$$

El área del yugo del estator corresponde al producto del espesor del yugo del estator  $C$ , por el producto de su longitud axial  $L$ .

$$C = A_y / L \quad (4.11)$$

La altura del polo del estator viene determinada por:

$$h_s = \frac{D_o}{2} - C - \frac{D}{2} \quad (4.12)$$

Donde el área del polo del rotor  $A_r$ , viene dada por:

$$A_r = \left( \frac{D}{2} - g \right) \cdot L \cdot \beta_r \quad (4.13)$$

Por otra parte, se asume el flujo del polo que circula por el rotor  $\Phi_r$ , igual al flujo que circula en el polo del estator  $\Phi_s$ , por consiguiente la densidad de flujo en el polo del rotor,  $B_r$  corresponde a:

$$B_r = B_s \cdot A_s / A_r \quad (4.14)$$

De igual manera, se asume que el flujo que circule por el yugo del rotor corresponda al 80% del flujo del polo estator, por lo que el área del yugo del rotor corresponde a:

$$A_{rc} = A_s / 1.6 \quad (4.15)$$

Por lo que la ecuación 4.15 queda igualmente representada como:

$$A_{rc} = \left( \frac{D}{2} - g - h_r - \frac{D_{eje}}{2} \right) \cdot L \quad (4.16)$$

Reorganizando la ecuación 4.16 se obtiene la altura del polo del rotor, así:

$$h_r = \frac{D}{2} - g - \frac{D_{eje}}{2} - \frac{A_{rc}}{L} \quad (4.17)$$

Si los valores de las alturas de los polos del rotor y estator se encuentran en el rango  $1 < h_r/h_s < 1.5$  el procedimiento continua, de lo contrario el diámetro exterior del estator disminuirá muy ligeramente por debajo de su valor  $D_{omax}$ . Nuevamente, se recalculan los valores hasta satisfacer la desigualdad.

Las longitudes de los caminos magnéticos promedio para varias secciones del SRM se visualizan en la figura 4.13, la cual se da a continuación:

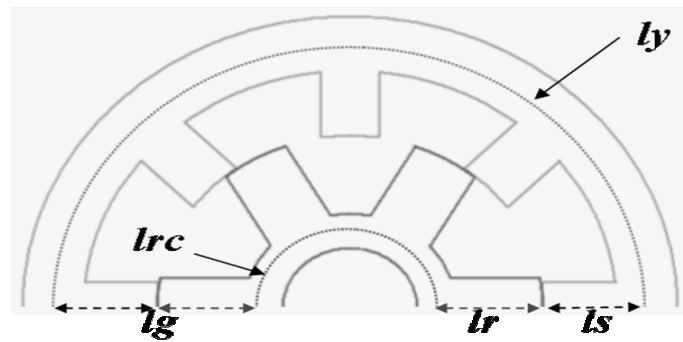


Figura 4.13 Curvas de los caminos magnéticos promedio para varias secciones en un motor SRM

Donde:

$$l_s = h_s + \frac{C}{2} \quad (4.18)$$

$$l_g = g \quad (4.19)$$

$$l_r = \frac{1}{2} \left( \frac{D}{2} - g + h_r - \frac{D_{eje}}{2} \right) \quad (4.20)$$

$$l_{rc} = \pi \left( \frac{1}{2} \left( \frac{D}{2} - g + h_r - \frac{D_{eje}}{2} \right) + \frac{D_{eje}}{2} \right) \quad (4.21)$$

$$l_y = \frac{\pi}{2} (D_o - C) \quad (4.22)$$

Las intensidades de campo magnético en los polos del estator ( $H_s$ ) y del rotor ( $H_r$ ), además de los yugos en el estator ( $H_y$ ) y del rotor ( $H_{rc}$ ) son obtenidas a partir de la curva  $BH$  característica del material, para cada una de las densidades de flujo previamente estimadas.

Al igual que en la ecuación 4.14, el flujo que circula en el polo del estator  $\Phi_s$  se asume igual al flujo que circula por el entrehierro  $\Phi_g$ , de esta manera, la densidad de flujo en el entrehierro  $B_g$ , viene dada por:

$$B_g = B_s \cdot A_s / A_g \quad (4.23)$$

Donde  $A_g$  corresponde a:

$$A_g = \left( \frac{D}{2} - \frac{g}{2} \right) \cdot \left( \frac{\beta_r + \beta_s}{2} \right) \cdot L \quad (4.24)$$

Para este caso, el valor de la intensidad de campo magnético en el entrehierro viene dado por la expresión:

$$H_g = \frac{B_g}{4\pi e-7} \quad (4.25)$$

Por consiguiente, la reluctancia en el entrehierro es representada por:

$$\mathfrak{R}_g = \frac{2 \cdot l_g}{\mu_o \cdot A_g} \quad (4.26)$$

Las reluctancias en las demás partes del motor como son: en los polos del estator ( $\mathfrak{R}_s$ ) y del rotor ( $\mathfrak{R}_r$ ), además de los yugos en el estator ( $\mathfrak{R}_y$ ) y del rotor ( $\mathfrak{R}_{rc}$ ) son obtenidas a partir de:

$$\mathfrak{R} = \frac{H \cdot l}{B \cdot A} = \frac{H \cdot l}{\Phi} \quad (4.27)$$

Donde:

- l, representa el camino magnético promedio en la sección.
- H, la intensidad de campo magnético en la sección.
- B, la densidad de flujo magnético en la sección.
- A, área de la sección respectiva

Basado en esto, la representación del circuito magnético del SRM se aprecia en la figura 4.14.

Donde  $\mathfrak{S}$  representa el numero de Ampere-vueltas requeridos para la operación de la maquina a plena carga. De tal manera que la ecuación del circuito magnético, para inductancia alineada se representa como:

$$\mathfrak{S} = 2(H_s \cdot l_s + H_g \cdot l_g + H_r \cdot l_r) + H_{rc} \cdot l_{rc} + H_y \cdot l_y \quad (4.28)$$

Cabe señalar que para el caso de la inductancia alineada, se asume inicialmente que la corriente circulante es máxima correspondiente a  $I_{ph\_max}$ , por lo que el número de espiras por fase  $T_{ph}$  puede ser calculado, de tal manera que:

$$T_{ph} = \frac{\mathfrak{S}_{alineada}}{I_{ph\_max}} \quad (4.29)$$

De igual manera, la inductancia saturada alineada es calculada a partir de la ecuación del circuito magnético a plena carga, sin pérdidas de dispersión, la inductancia alineada total corresponde a:

$$L_{a\_sat} = \frac{T_{ph} \cdot \phi_s}{I_{ph\_max}} \quad (4.30)$$

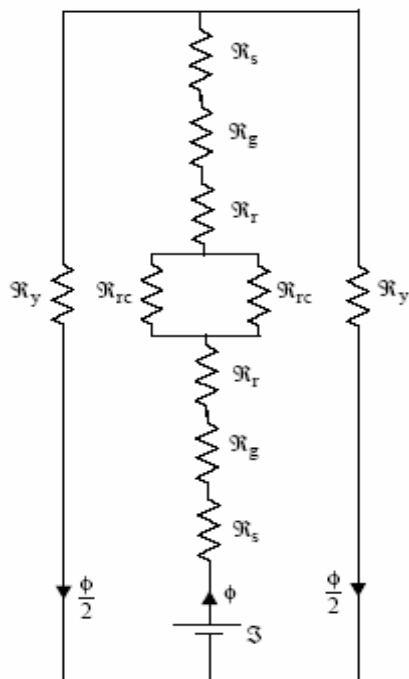


Figura 4.14 Circuito magnético del SRM [27]

### 4.5.3 Paso 4: Diseño del devanado del motor

Corresponde a los pasos empleados en el diseño de la ventana y del devanado del motor SRM e incluye el cálculo del espacio requerido por el devanado así como de otros parámetros. Este paso está basado en las metodologías empleadas por [1,22,27].

- a. Para encontrar los parámetros de la ventana es necesario estimar:
  - El ancho del polo del estator,  $t_s$ .
  - La máxima altura del devanado  $h_w$ , la cual se basa en la diferencia entre la altura del polo del estator  $h_s$  y la brecha de seguridad entre el devanado y el rotor  $h_{br}$ , alrededor de 2 mm así:

$$h_w = h_s - h_{br} \quad (4.31)$$

La figura 4.15 muestra una breve descripción de la nomenclatura utilizada para el diseño de la ventana.

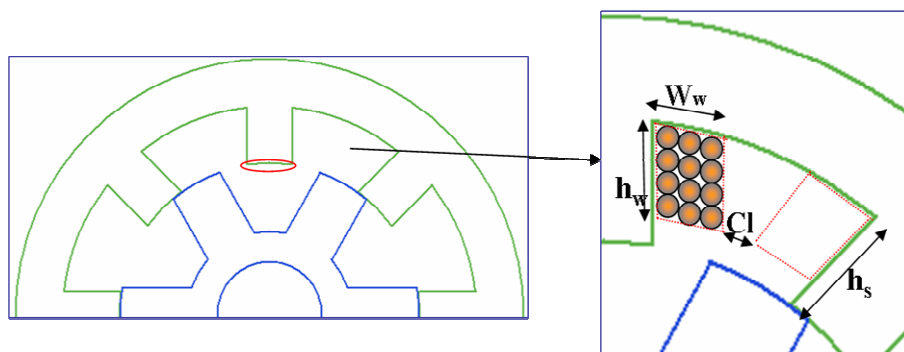


Figura 4.15 Descripción de la ventana para el diseño del SRM

*CAPITULO IV: PARAMETRIZACION, DIMENSIONADO Y DISEÑO DEL MOTOR SRM*

b. El siguiente punto es el cálculo de la mínima área de conductor  $a_{c\_min}$ , asumiendo que la corriente que circula por el es la máxima. Se estima conveniente conocer la densidad de corriente permitida para cada conductor  $J$  a la temperatura de operación de 125°C:

$$a_{c\_min} = \frac{I_{ph\_max}}{J \sqrt{\frac{N_s}{2}}} \quad (4.32)$$

Donde:  $N_s$  esta asociado al numero de polos del estator.

c. Para encontrar el tamaño estándar del conductor  $d_w$ , se utiliza la estimación del área de conductor estándar  $a_c$  por lo que  $a_{c\_min} \leq a_c$  y su aislamiento.

$$d_w = \sqrt{\frac{4a_c}{\pi} + \text{aislamiento}} \quad (4.33)$$

d. Conociendo  $d_w$ , el numero de capas transversales esta condicionado a la altura del devanado en la ventana,  $h_w \cdot f_{fill}$  implica un factor de ajuste de los conductores en el espacio y se estima conveniente alrededor del 95%.

$$N_{LV} = \frac{h_w \cdot f_{fill}}{d_w} \quad (4.34)$$

La aproximación del número de capas horizontales viene dada por el número de espiras por polo.

$$N_{LH} = \frac{T_{ph}/2}{N_{LV}} \quad (4.35)$$

Para propósito de reconocer los resultados el ancho del devanado  $W_w$  y el espacio de separación de devanados entre fases  $C_l$ , deben de examinarse de manera que no hallan traslapes o que  $C_l$  sea mas pequeño que el mínimo espacio de seguridad  $C_{lmin}$ .

$$W_w = \frac{N_{LH} \cdot d_w}{f_{fill}} \quad (4.36)$$

Entre el paso 2 y el paso 5, los parámetros iniciales asumidos son recalculados en base a las restricciones geométricas empleadas. Una de ellas implica que  $C_l > C_{lmin}$ , en caso contrario el diámetro exterior del rotor disminuirá ligeramente para satisfacer el valor de la desigualdad.

En ese caso se pasara a verificar la siguiente desigualdad. Donde se establece la relación de diámetros entre el rotor y el estator  $D/D_o$  dentro de una región en particular establecida a partir de la parametrización de las variables.

Si los parámetros geométricos llenan todos los requisitos, el próximo paso es la determinación de los gráficos analíticos, las cuales posteriormente serán usadas para la validación final del programa.

#### 4.5.4 Paso 5 y 6: Curvas de ejecución estática y dinámica

Este paso corresponde a la estimación de la resistencia por fase, los pesos en el motor, las curvas características de enlace de flujo y la inductancia de fase basada en la posición del rotor. Además, los valores promedio de par y potencia son calculados. Finalmente, en el paso 6, el programa CAD ejecuta un análisis de enlace de flujo con el propósito de encontrar el par del motor basado en distintas posiciones del rotor. La computación del ángulo de apagado del convertidor y de las corrientes eficaces utilizan un procedimiento aproximado basado en [1]. Las formas de ondas para las otras fases son generadas por simetría del motor, mientras que en este caso el ruido acústico y los efectos termales no son considerados. El procedimiento basado en Matlab esta íntegramente detallado en el Anexo III, sin embargo algunos detalles de interés se mencionan a continuación, así como en el siguiente ítem con su comparación con el software comercial.

El calculo de la resistencia por fase, R: esta basado en la obtención previa de la longitud promedio de una vuelta de devanado  $l_m$ , como se utiliza en [1,2,27]. La resistividad del cobre  $\rho_{cu}$  a varias temperaturas debe de ser conocida y aumenta al ascender la temperatura de trabajo. Además, la resistencia por fase es también proporcional al número de espiras por fase como se muestra en la ecuación 4.37.

$$l_m = 2L + 4W_w + 2D \sin\left(\frac{\beta_s}{2}\right) \quad (4.37)$$

Donde:  $\beta_s$  corresponde al ancho del polo del estator, en *rad.* y  $W_w$ , equivale al ancho del devanado, en *m.*

$$R = \rho_{cu} \cdot l_m \cdot \frac{T_{ph}}{a_c} \quad (4.38)$$

El peso del material utilizado: El peso del material utilizado se asocia a dos partes: al peso del cobre y al peso del acero al silicio utilizado para la fabricación del motor, así:

El peso total de cobre (kg):

$$\text{Peso}_{cu} = 2 \cdot (\text{Dens}_{cu}) \cdot \pi \cdot ((d_w/2)^2) \cdot l_m \cdot T_{ph} \cdot N_{ph} \quad (4.39)$$

Donde:  $\text{Dens}_{cu}$ , equivale a la densidad del material;  $d_w$  esta asociado al diámetro del conductor, m;  $l_m$ , esta asociado a la longitud media del devanado, m; y  $T_{ph}$  equivale al numero de vueltas por fase.

El peso del Acero-Silicio (kg): El peso total del estator y rotor contiene los pesos de cada una de las partes del motor como son:

El peso del polo del estator y del rotor (kg)

$$\text{Peso}_{\text{polo estator}} = \text{Dens}_{si} \cdot \left(\frac{D}{2}\right) \cdot \beta_s \cdot h_s \cdot L \quad (4.40)$$

$$\text{Peso}_{\text{polo rotor}} = \text{Dens}_{si} \cdot \left(\frac{D}{2} - g\right) \cdot \beta_r \cdot h_r \cdot L$$



*CAPITULO IV: PARAMETRIZACION, DIMENSIONADO Y DISEÑO DEL MOTOR SRM*

*El peso del yugo del estator y del rotor (kg)*

$$\text{Peso}_{\text{yugo estator}} = \text{Dens}_{\text{si}} \cdot \left( \frac{D_o - C}{2} \right) \cdot 2\pi \cdot C \cdot L \quad (4.41)$$

$$\text{Peso}_{\text{yugo rotor}} = \text{Dens}_{\text{si}} \cdot L \cdot \pi \cdot \left( \frac{D}{2} - g - h_r + D_{\text{eje}} \right) \cdot \frac{D - 2g - 2h_r - D_{\text{eje}}}{2}$$

$$\text{Peso}_{\text{eje}} = \text{Dens}_{\text{si}} \cdot L \cdot \pi \cdot \left( \frac{D_{\text{eje}}}{2} \right)^2$$

*El peso total del estator y del rotor (kg)*

$$\text{Peso}_{\text{Total estator}} = \text{Peso}_{\text{polo estator}} \cdot N_s + \text{Peso}_{\text{yugo estator}} \quad (4.42)$$

$$\text{Peso}_{\text{Total rotor}} = \text{Peso}_{\text{yugo rotor}} \cdot N_r + \text{Peso}_{\text{polo estator}} + \text{Peso}_{\text{eje}}$$

*El peso total neto (kg)*

$$\text{Peso}_{\text{neto}} = \text{Peso}_{\text{total estator}} + \text{Peso}_{\text{total rotor}} + \text{Peso}_{\text{cu}} \quad (4.43)$$

Donde:  $\text{Dens}_{\text{si}}$ , equivale a la densidad del material de la lamina;  $D$ ,  $D_o$ ,  $L$ ,  $g$ ,  $h_s$ ,  $h_r$ ,  $\beta_s$ ,  $\beta_r$  y  $D_{\text{eje}}$  esta asociado a la nomenclatura anteriormente expuesta en la figura 4.3 y  $N_s$  y  $N_r$  corresponde al número de polos en el estator y rotor respectivamente.

## **4.6 Comparación del Modelo utilizando Maxwell-Ansoft y el modelo analítico**

### **4.6.1 Determinación de las curvas de enlace de flujo a diferentes posiciones del rotor.**

El programa analítico para el cálculo de las curvas de enlace de flujo de un SRM cuando los polos del estator y rotor están alineados y no alineados, incluyendo la saturación del hierro, sigue la aproximación descrita por Radun en [4,9,23,24].

Este método asume que cada fase es independiente, lo que significa que el flujo enlazado solo depende de la posición del rotor y la corriente en cada fase. El campo magnético es computado por medio de la solución de expansión de series de la ecuación de Laplace para una simple geometría rectangular; esto se debe a que el área de la ventana frente al polo puede ser simplificada usando el diagrama en la figura 4.16. El uso del método basado en [4,9,23,24], se debe a que solo se requieren algunos parámetros geométricos, la curva BH característica del material y la permeabilidad no saturada del material. Además, el método permite encontrar las curvas de enlace de flujo con una muy aceptable aproximación para un tiempo de simulación relativamente corto.

Tomando como ayuda el software *Maxwell-Ansoft* [29-34], la figura 4.17 muestra la distribución de las regiones y de los vectores de densidad de flujo magnético del motor SRM 8/6 obtenidos por análisis de elementos finitos cuando los polos del rotor y estator están alineados, no alineados y en posiciones intermedias, operando a una corriente máxima de 64A.

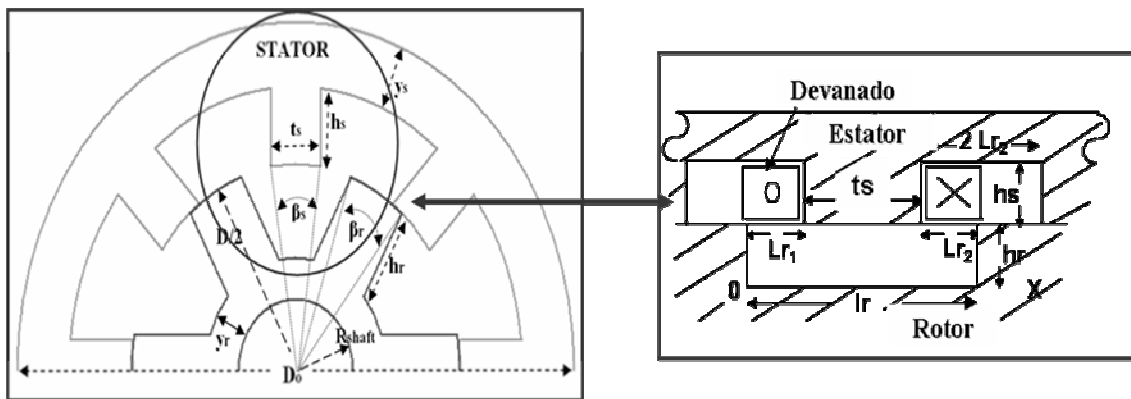


Figura 4.16 Descripción de la aproximación dada por [4,9,23,24] para el cálculo de las curvas de enlace de flujo

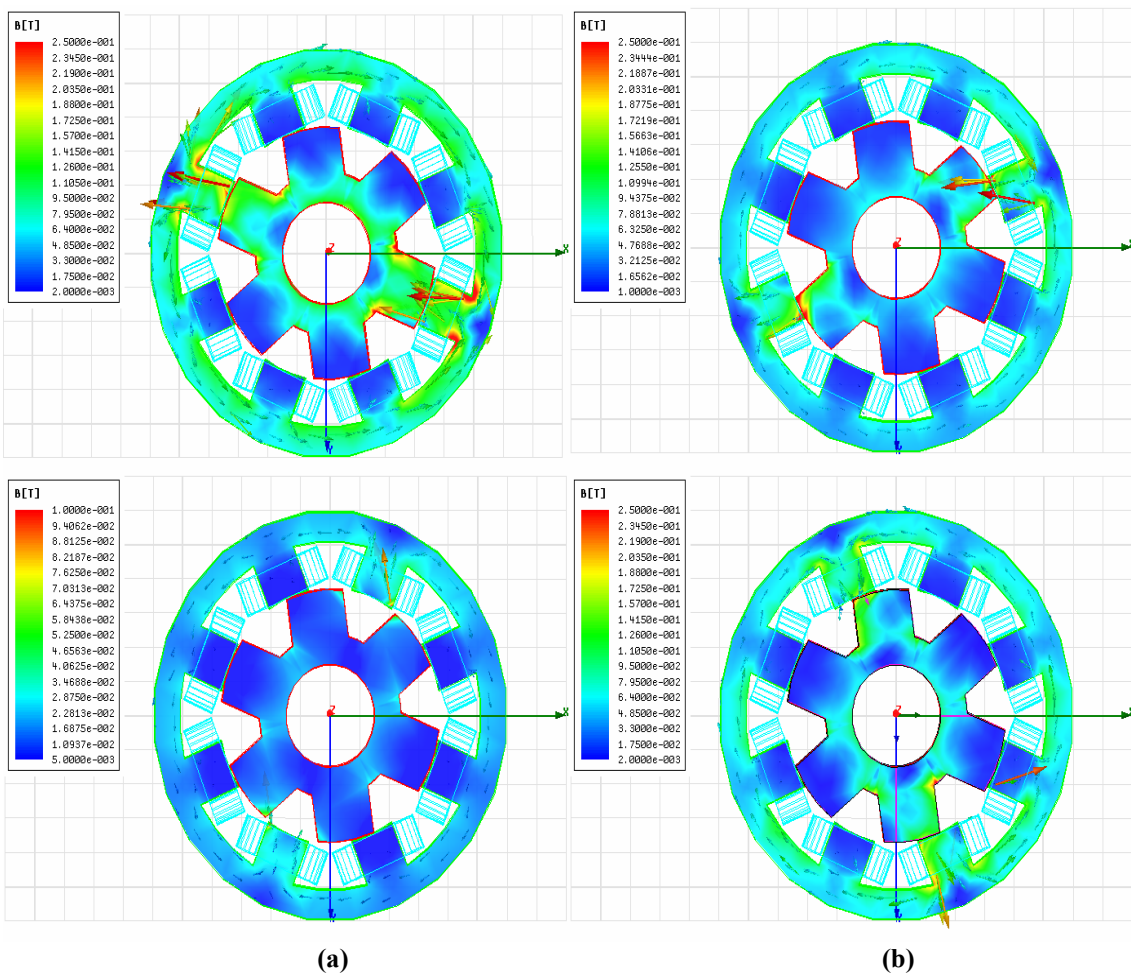


Figura 4.17 Curvas de flujo magnético del diseño prototipo mostrando la circulación del flujo magnético: (a) cuando los polos de rotor y estator se encuentran alineados y desalineados. (b) cuando los polos de rotor y estator se encuentran en posiciones intermedias de alineación.

Debido a la distancia tan pequeña del entrehierro, el flujo al cruzar la región de devanados excitados y alineados se satura produciendo una región de alta reluctancia. Cuando los polos de la fase están excitados pero en regiones semi-alineadas, el valor de la densidad de flujo

magnético estará en relación al valor de desalineación de polos  $\alpha$  [4,9,23,24], y esto se establece en el Anexo III. Sin embargo, cabe señalar que el valor de la densidad de flujo de saturación mientras los polos del rotor y del estator están alineados, esta relacionada con la corriente de saturación, el número de espiras y el entrehierro, este comportamiento obedece a la ley de Ampere. Ambas relaciones se concentran en la ecuación 4.44.

$$B_{sat} = \mu_o \cdot N \cdot I_{sat} / g \quad (4.44)$$

$$\phi_{ph} = \alpha \cdot A_c \cdot B_{sat} \cdot T_{ph}$$

Donde:  $\phi_{ph}$  corresponde al flujo por fase;  $\alpha$ , constituye la fracción de alineación de polos.  
 $A_c$  constituye al valor de área del conductor estándar utilizado.  
 $T_{ph}$  el número de espiras por fase

A partir de los anterior, el computo de las curvas de enlace de flujo para cada fase es valida cuando los polos del rotor y del estator no están alineados (posición desalineada) y para el caso en que estén (posición alineada). Además, la figura 4.18 muestra que los resultados en las posiciones semi-alineadas utilizando la fracción de alineación de polos arrojan resultados aceptables. Mientras en las posiciones alineada y no alineadas son muy similares, ello cuando el programa CAD basado en *Matlab* para el conjunto total de curvas de enlace de flujo se compara con el software *RMXprt-Maxwell2D*. Cabe recordar, que cada una de las curvas representa el flujo enlazado por cada fase a una determinada posición del rotor y de corriente de fase.

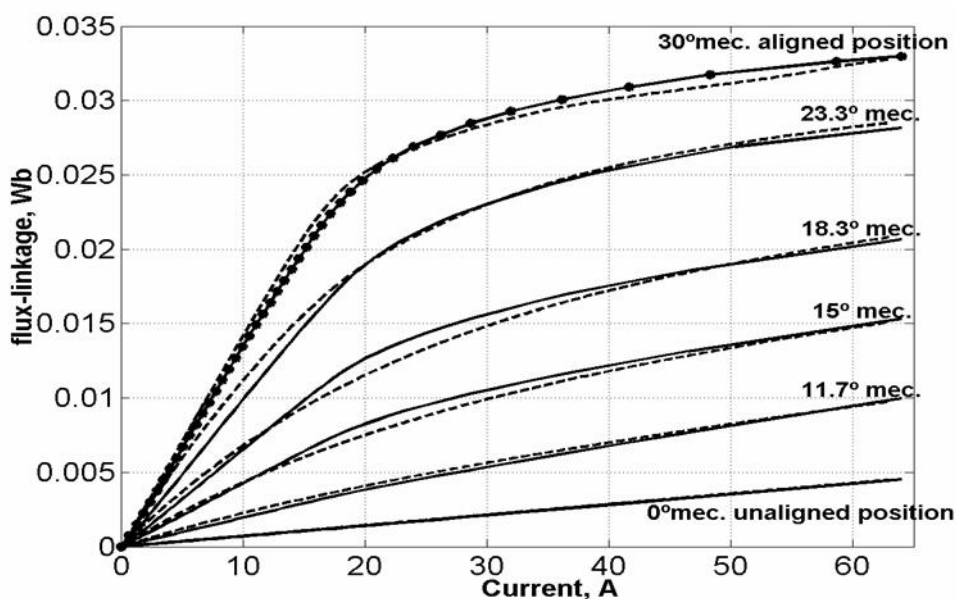


Figura 4.18 Comparación de las curvas de enlace de flujo utilizando el modelo analítico CAD (—) y el software de simulación RMXprt-ANSOFT (---)

#### 4.6.2 Determinación de las inductancias a diferentes posiciones del rotor.

La inductancia por fase es calculada analíticamente al usar la aproximación lineal (no saturación). La construcción de la curva de inductancia utiliza el valor de la inductancia no alineada  $L_u$  [23] y el valor de la inductancia alineada saturada  $L_{a,sat}$  basada en la ecuación 4.45. Además, los valores de los arcos de los polos del rotor  $\beta_r$  y del estator  $\beta_s$  y la estimación del

CAPITULO IV: PARAMETRIZACION, DIMENSIONADO Y DISEÑO DEL MOTOR SRM

valor de la posición del rotor justo cuando los polos inician la alineación llamado  $\theta_2$  el cual esta basado en la aproximación [1] y se anoto en la ecuación 3.4 del Capitulo 3..

$$La_{sat} = \frac{T_{ph} \cdot \phi_s}{I_{ph\_max}} \quad (4.45)$$

Por lo anterior, los valores de las inductancias en los casos de polos no alineados y alineados en función de la posición del rotor utilizando el caso lineal y su comparación con la curva característica del software de elementos finitos se observan en la figura 4.19a. La grafica implica una correcta estimación de los puntos principales de la curva inductancia vs. posición del rotor. Mientras en la figura 4.19b se muestran las inductancias acordes al valor de la corriente para las posiciones de polos alineados y no alineados calculadas a partir de la curva de enlace de flujo a través de la ecuación 4.46 empleando el programa SRM-CAD.

$$L(\theta, I_{ph}) = \left( \frac{\Delta\phi}{\Delta I_{ph}} \right) \Bigg|_{\theta=\text{constant}} \quad (4.46)$$

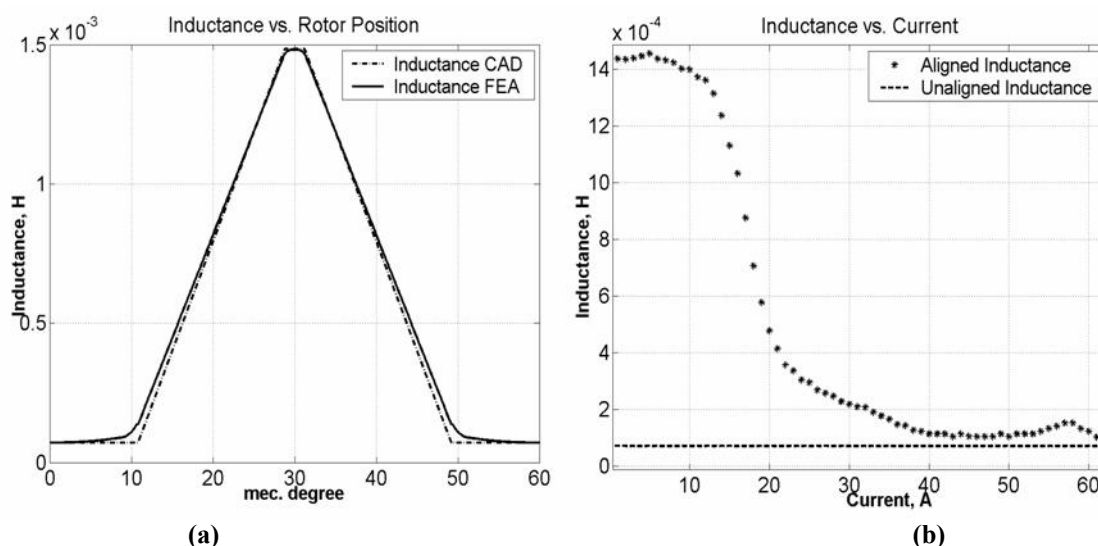


Figura 4.19 Comparación de las inductancias en la posición alineada y no-alineada por medio de CAD y del software comercial. (a) Ante la variación de la posición del rotor cuando la corriente de operación es menor a la de saturación,  $I_{sat}$ . (b) Valor de las inductancias en las posiciones alineadas y no alineadas utilizando el programa CAD para SRM en relación al valor de la corriente.

### 4.6.3 Computación de la estimación del ángulo de apagado y forma de la curva de corriente por fase.

La computación de la estimación del ángulo de apagado de los interruptores en el accionamiento y la forma de las curvas de la corriente por fase en función de la posición es derivada de [1]. Este procedimiento es hecho con el propósito de obtener un criterio de selección para los arcos de los polos del estator y del rotor ( $\beta_s, \beta_r$ ), donde ambos dependen del par deseado y la posición del rotor. Para este hecho se asume los siguientes puntos:

- Se incrementa el par promedio por fase al eliminar la generación del par negativo por medio de la creación de una zona muerta, por tal motivo  $\beta_s \leq \beta_r$ .
- El ángulo de encendido  $\theta_{on}$  de los interruptores en el accionamiento es previamente conocido,  $\theta_{on} < \theta_2$
- El ángulo correspondiente a la caída de la corriente  $\theta_f$  a la velocidad nominal esta basada en la característica magnética lineal. Esto significa que la pendiente de la inductancia permanece constante de principio a fin desde el instante en que se asume el apagado de los interruptores en el accionamiento  $t_f$ . Se asume que la velocidad es constante en el tiempo de conmutación ( $\theta_{off} - \theta_{on}$ ).

Con estas suposiciones la forma analítica de la corriente es establecida, la ecuación 4.47 permite estimar el ángulo de apagado del convertidor para una determinada velocidad nominal y máximo valor de corriente por fase cuando el uso de la zona muerta se hace necesario. El Anexo III muestra el procedimiento completo en *Matlab* para encontrar la forma de la curva de la corriente por fase basada en las consideraciones anteriores. Las comparaciones entre las curvas de corriente por fase realizadas por el modelo analítico *SRM-CAD* y el software comercial son mostradas en la figura 4.20a y se consideran moderadamente aceptables. De igual manera la extensión de la misma a cada una de las fases del motor se establece en la figura 4.20b.

$$\theta_{off} = \frac{\pi}{N_r} + \frac{(\beta_r - \beta_s)}{2} - \omega_r t_f = \frac{\pi}{N_r} + \frac{(\beta_r - \beta_s)}{2} - \frac{\omega_r L_a}{R_s} \ln \left[ 1 + \frac{RI_{ph}}{V_{dc}} \right] \quad (4.47)$$

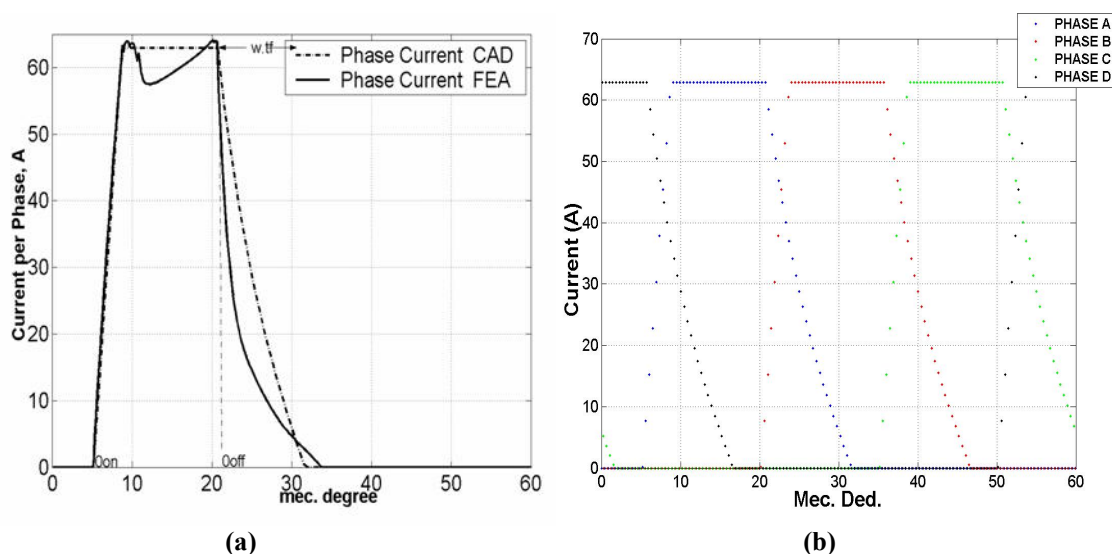


Figura 4.20 Evaluación de las corrientes por fase (a) utilizando el modelo analítico CAD (--) y el software comercial de elementos finitos (-) para el modelo de diseño prototipo. (b) utilizando el modelo analítico CAD, en una vista general con todas las fases.

#### 4.6.4 Determinación del par de salida.

Un procedimiento directo aplicado a cualquier condición de operación para el cálculo del par promedio  $T_{ave}$  puede ser evaluado simplemente al dividir la coenergía total por el desplazamiento angular, como se explico en el Capítulo 3, dicho valor se obtiene de utilizar la expresión 4.48 y su valor es único. Por deducción general el valor de la potencia promedio también es encontrado y corresponde a la expresión 4.49.

CAPITULO IV: PARAMETRIZACION, DIMENSIONADO Y DISEÑO DEL MOTOR SRM

Sin embargo, este procedimiento no toma en cuenta el efecto del solapamiento entre fases. Para ello se hace necesario calcular el par instantáneo  $T_{inst}$  el cual permite encontrar el par desarrollado sobre todas las posiciones del rotor (incluyendo el solapamiento de regiones), este procedimiento implica conocer las curvas de enlace de flujo para realizarlo.

$$T_{ave} = (W_{aligned} - W_{unaligned}) \cdot \frac{N_s N_r}{4\pi} \quad (4.48)$$

$$P_{ave} = T_{ave} \cdot \omega_r \cdot \frac{2\pi}{60} \quad (4.49)$$

El par instantáneo es calculado al encontrar la coenergía incremental  $\Delta W_c$  dividido por el correspondiente incremento angular para cada posición del rotor, como es expresado en la ecuación 4.50. En resumen, el algoritmo *SRM CAD* establece por tanto el cálculo del par promedio. Donde se considera que el valor de  $T_{ave}$  debe ser mayor que el par requerido por la carga  $T_L$  o su estimativo. Si el criterio no es satisfactorio entonces un nuevo rediseño de la maquina es requerido, en caso contrario se procede a la estimación del par instantáneo y el par total desarrollado.

$$T_{ph}(\theta, I_{ph}) = \left. \frac{\partial W_c(\theta, I_{ph})}{\partial \theta} \right|_{I_{ph}=\text{constant}} \quad (4.50)$$

La figura 4.21a muestra el correspondiente par instantáneo vs. posición del rotor (por fase) desarrollado en particular para el diseño dado por el *SRM CAD*. Igualmente y utilizando el mismo programa analítico *CAD*, la figura 4.21b muestra los valores estimados del par total, correspondiente a la sumatoria del par en cada una de las fases y su relación con el par promedio. En la grafica se estima que los valores de par se sitúan entre 4 a 7 Nm.

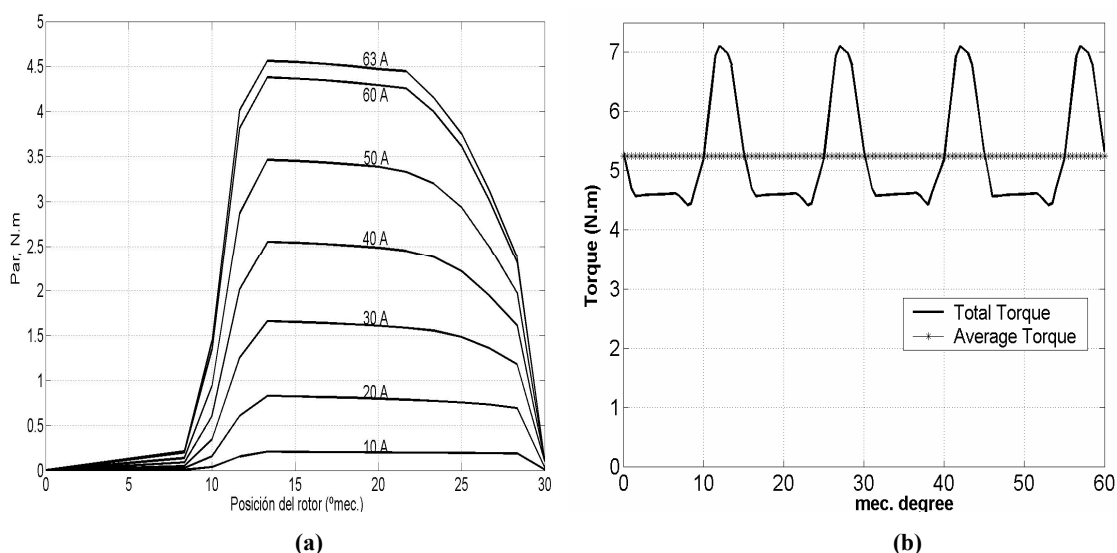


Figura 4.21 (a) Característica del par por fase vs. posición del rotor para el diseño SRM CAD. (b) Par total desarrollado y su comparación con el par promedio.

#### 4.6.5 Comparación con parámetros adicionales

Finalmente, la Tabla 4.5 establece los valores finales del diseño laminar y de devanado realizado por el SRM-CAD y la Tabla 4.6 compara los parámetros adicionales y complementarios a las graficas los cuales son realizados utilizando el programa analítico SRM-CAD y el software comercial.

Los valores del diseño final del SRM-CAD estiman una correcta ejecución acorde a las especificaciones de diseño de la aplicación. Esto se confirma, al comparar las características par-velocidad y eficiencia-velocidad mostradas por la figura 4.22 las cuales son realizadas con la ayuda del software *RMXprt-Maxwell* de *Ansoft*.

**Tabla 4.5 Datos del diseño laminar y del devanado realizado por el modelo SRM-CAD**

DISEÑO LAMINAR	DISEÑO DEL DEVANADO
Lamina M19-24G SiFe	$C_1 \geq 2.5$ mm
$\beta_s = 17.98^\circ$ , $\beta_r = 20.4^\circ$	Cal AWG = 11
D = 71 mm; $L_{stk} = 70$ mm	Wire <sub>wrap</sub> = 0.1mm
$D_{ejc} = 25$ mm; g = 0.2 mm	$N_{LV} = 3$ $N_{LH} = 4$
$B_{sat} = 1.75$ Tesla;	$h_w = 11.4$ mm
$y_r = 6.96$ mm; $y_s = 11.14$ mm	Vueltas por fase, $T_{ph} = 24$

**Tabla 4.6 Comparación de los parámetros eléctricos suplementarios en los modelos SRM-CAD y FEA, para un modelo final de SRM**

PARAMETROS	SRM-CAD	Maxwell Ansoft
Perdidas en el cobre totales - $P_{cu}$ (W)	115.34	98.4
Corriente de fase máxima - $I_{phmax}$ (A)	62.93	64
Longitud devanado/vuelta - $l_m$ (mm)	192.6	193.7
Resistencia por fase/devanado - R ( $\Omega$ )	0.0277	0.02807
Inductancia no-alineada - $L_u$ (mH)	0.007109	0.007053
Inductancia alineada no-saturada $L_{nsat}$ (mH)	1.5	1.4826
Inductancia alineada saturada - $L_{sat}$ (mH)	0.5205	0.515
Par promedio - $T_{ave}$ (N.m)	5.25	5.41
Peso total - Peso <sub>neto</sub> (kg)	5.59	5.784

CAPITULO IV: PARAMETRIZACION, DIMENSIONADO Y DISEÑO DEL MOTOR SRM

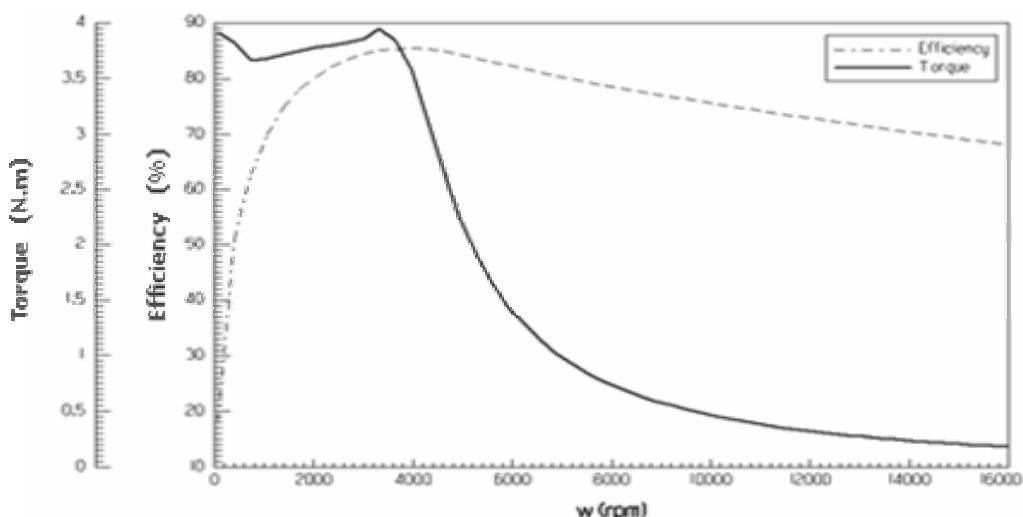


Figura 4.22 Característica de par y eficiencia en función de la velocidad del rotor realizado con ayuda del software RMXprt-Maxwell Ansoft.

A continuación se anotan todos los valores dados por el software comercial *RMXprt-Maxwell* de *Ansoft* para el diseño final establecido y resumido en las Tabla 4.5 y Tabla 4.6

**SWITCHED RELUCTANCE MOTOR DESIGN**

**GENERAL DATA**

Rated Output Power (kW):	1.5
Rated Voltage (V):	42
Given Rated Speed (rpm):	3500
Frictional and Wind Loss (W):	0
Type of Circuit:	Full-Voltage
Lead Angle of Trigger in Elec. Degrees:	-31
Trigger Pulse Width in Elec. Degrees:	93
Total Transistor Voltage Drop (V):	0.2
Total Diode Voltage Drop (V):	0.6
Maximum Current for Chopped Current Control (A):	64
Minimum Current for Chopped Current Control (A):	63
Operating Temperature (C):	125

**STATOR CORE DATA**

Number of Stator Poles:	8
Outer Diameter of Stator (mm):	120
Inner Diameter of Stator (mm):	71
Yoke Thickness (mm):	11.14
Pole Embrace:	0.3995
Length of Stator Core (mm):	70
Stacking Factor of Stator Core:	0.95
Type of Steel:	M19-24G

**STATOR COIL DATA**

Slot Insulation Thickness (mm):	2
End Length Adjustment (mm):	0
Number of Parallel Branches:	1
Number of Turns per Pole:	12
Number of Wires per Conductor:	1

Wire Diameter (mm):	2.305
Wire Wrap Thickness (mm):	0.1

**ROTOR CORE DATA**

Number of Rotor Poles:	6
Length of Air Gap (mm):	0.2
Inner Diameter of Rotor (mm):	25
Yoke Thickness (mm):	7
Pole Embrace:	0.34
Length of Rotor Core (mm):	70
Stacking Factor of Rotor Core:	0.95
Type of Steel:	M19-24G

**MATERIAL CONSUMPTION**

Stator Copper Density (kg/m <sup>3</sup> ):	8900
Stator Core Steel Density (kg/m <sup>3</sup> ):	7650
Rotor Core Steel Density (kg/m <sup>3</sup> ):	7650
Stator Copper Weight (kg):	1.32379
Stator Core Steel Weight (kg):	2.84616
Rotor Core Steel Weight (kg):	1.55625
Total Net Weight (kg):	5.72621
Stator Core Steel Consumption (kg):	5.35384
Rotor Core Steel Consumption (kg):	2.00847

**FULL-LOAD OPERATION DATA**

Input DC Current (A):	42.1188
Phase RMS Current (A):	29.5337
Phase Current Density (A/mm <sup>2</sup> ):	7.0776
Frictional and Wind Loss (W):	0
Iron-Core Loss (W):	140.93



CAPITULO IV: PARAMETRIZACION, DIMENSIONADO Y DISEÑO DEL MOTOR SRM

Winding Copper Loss (W):	93.88	Frequency of Phase Current (Hz):	391.951
Diode Loss (W):	7.53302	Maximum Output Power (W):	1520.07
Transistor Loss (W):	10.9425		
Total Loss (W):	253.285	<b>START OPERATION DATA</b>	
		Estimated Start Torque (N.m):	4.00772
Output Power (W):	1515.71	Estimated Start DC Current (A):	4.08154
Input Power (W):	1768.99	Maximum Start Current (A):	64
Efficiency (%):	85.6819	<b>TRANSIENT FEA INPUT DATA</b>	
Rated Speed (rpm):	3919.51	For Armature Winding:	
Rated Torque (N.m):	3.69279	Number of Turns:	24
Flux Linkage (Wb):	0.0252534	Parallel Branches:	1
Stator-Pole Flux Density (Tesla):	2.85276	Terminal Resistance (ohm):	0.0269077
Stator-Yoke Flux Density (Tesla):	1.42037		
Rotor-Pole Flux Density (Tesla):	2.53123	End Leakage Inductance (H):	3.23367e-006
Rotor-Yoke Flux Density (Tesla):	2.26042	2D Equivalent Value:	
		Equivalent Air-Gap Length (mm):	70
Coil Length per Turn (mm):	185.651		
Winding Resistance in Phase (ohm):	0.0269077	Equivalent Stator Stacking Factor:	0.95
		Equivalent Rotor Stacking Factor:	0.95
Winding Leakage Inductance (mH):	0.015383	Estimated Rotor Inertial Moment (kg m <sup>2</sup> ):	0.00133172
Iron-Core-Loss Resistance (ohm):	21.6131		

Del diseño completo obtenido anteriormente y en base a lo expresado en el capítulo III en referencia al modelado de la maquina SRM; se procede a continuación a revelar los valores de las tablas *look-up* para el prototipo establecido procedente del análisis *FEA* figura 4.23. Los valores de las tablas *look-up* contribuyen a facilitar el modelado del SRM, a partir de ellas, el Capítulo 5 establece el modelado completo y el control de la mismo así como su integración con la carga.

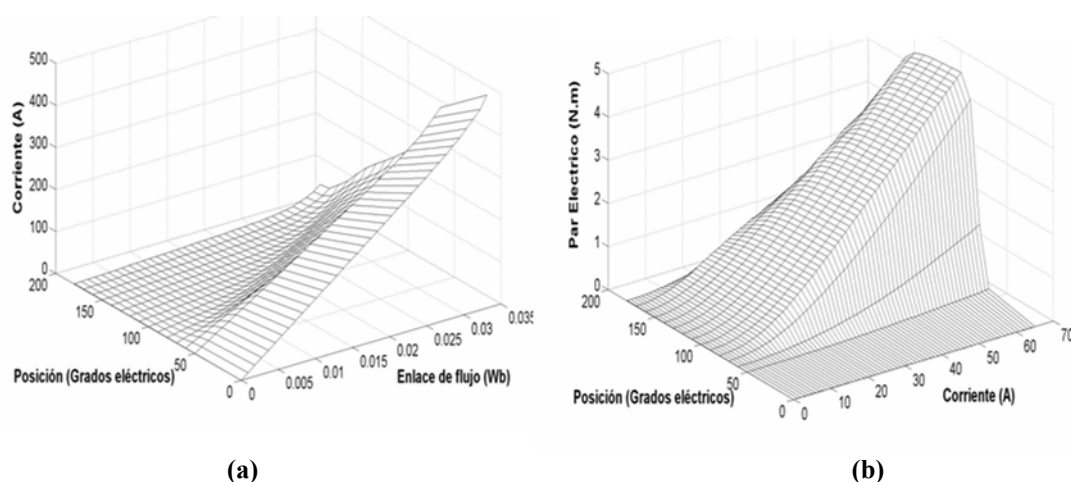


Figura 4.23 Modelo No-lineal de SRM: a) Tablas “look-up” flujo-posición-corriente. b) Tablas “look-up” par-posición-corriente, utilizando datos de simulación por elementos finitos.

## 4.7 Conclusiones

Este capítulo presenta las restricciones de diseño de algunas variables del motor *SRM* operando a 42V-4 fases realizadas en base a la parametrización de algunas variables de construcción y/o conjunto de ellas con la ayuda de un software comercial y que se muestran en el

Anexo II, con el fin de estimar un completo rango de operación ajustado a las necesidades de la aplicación.

Posteriormente, algunas consideraciones de diseño son introducidas como restricciones en un programa desarrollado en *Matlab*, basado en un método analítico iterativo, el cual permite estimar con eficacia y en un relativo corto tiempo las bondades de un prototipo con respecto a otro de cercanas prestaciones.

Este programa implica el procedimiento de diseño de un 42V SRM a 4 fases con el propósito de una aplicación automotriz el cual se basa en la combinación de diferentes aproximaciones introducidas previamente de algunas bibliografías de gran reconocimiento. El programa analítico *SRM-CAD* puede predecir con detalle algunas curvas de ejecución de la maquina SRM “prototipo” tales como: inductancias, característica de enlace de flujo, forma de ondas de corriente, par desarrollado y por fase así como otros parámetros.

Este capítulo ha presentado algunos de los datos correspondientes al diseño final del SRM de 4-fases a 42V; junto con una comparación entre el CAD y el software comercial de las características del par y de ciertos parámetros eléctricos de la máquina. Se observó entonces, que la valoración de los parámetros obtenidos, muestran una clara correspondencia entre los resultados estimados al usar el programa desarrollado y los del software comercial utilizado *RMXprt-Maxwell*.

## Referencias

- [1] Krishnan, R., “Switched reluctance motor drives: modeling, analysis, design and application”, *CRC* 2001
- [2] Sheth N.K., Rajagopal K.R. “Computer Aided Design of Multi-Phase SRM”, *Journal of Applied Physics* no. 97, Jun 2005.,
- [3] Fuengwarodsakul, N.H., Fielder J., Bauer, S.E., De Doncker, R.W., “New methodology in sizing and predesign of SRM using normalized flux-linkage diagram”, *IEEE Fourtieth IAS.*, pp. 2704- 2711, vol. 4., 2005.
- [4] Radun, A., “Design Considerations for the Switched Reluctance Motor”, *IEEE Transactions on Industry Applications*, Vol. 31, No.5, pag. 1079-1087, Sep/Oct 1995.
- [5] T.J.E. Miller., “Optimal Design of Switched reluctance Motor”., *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol 49, No 1, February 2002
- [6] Chang Liuchen., “Design procedures of a SRM for automobile applications”, *IEEE CCECE*, vol 2, May 1996.
- [7] Anwar M. N., Husain I., Radun A. V., “A Comprehensive Design Methodology for Switched Reluctance Machines”, *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 37, no. 6, p. 1684-1692, Nov-Dec 2001.,
- [8] Sheth N.K., Rajagopal K.R., “Calculation of the Flux-Linkage Characteristics of a Switched Reluctance Motor by Flux Tube Method”, *IEEE Transactions on Magnetics*, vol 41, No 10, October 2005.
- [9] Radun, A., “SRM Design Guide”, *Personal web. U. of Kentucky*. radun@engr.uky.edu
- [10] Fahimi B., Gao Y., Ehsani M., “On the Suitability of Switched Reluctance Motor Drives for 42V Super High Speed Operation: Application to Automotive Fuel Cells,” *The 27<sup>th</sup> Annual Conference of the IEEE Industrial Electronic Society*, 2001.
- [11] McCleer P.J., “Electric Drives for Pump, Fan, and Compressor Loads in Automotive Applications,” *IEEE Industrial Electronics*, ISIE '95, vol. 1, 10 July 1995
- [12] Murakami H., Kataoka H., Honda Y., “Highly Efficient Brushless Motor Design for an Air-conditioner of the Next Generation 42V Vehicle,” *IEEE Industry Applications Conference*, vol. 1, 30 Sept.-4 Oct. 2001.

*CAPITULO IV: PARAMETRIZACION, DIMENSIONADO Y DISEÑO DEL MOTOR SRM*

- [13] Naidu M., Nehl T. W., Würth L., "Keeping cool while saving space and money: a semi-integrated, sensorless PM brushless drive for a 42-V automotive HVAC compressor," *IEEE Industry Applications Magazine*, vol. 11, no.4, Aug. 2005
- [14] Edrington C.S., Fahimi B., "Coolant Pump Drive: An Application for Switched Reluctance Machines," *Vehicular Technology Conference*, IEEE 58<sup>th</sup>, vol. 5, Oct. 2003
- [15] Torrent M., "Aportaciones al Diseño y a la Caracterización del Motor de Reluctancia Autoconmutado," *UPC, Tesis Doctoral*, Ingeniería Eléctrica, Marzo 2002.
- [16] Kokernak J.M., Torrey D.A., "Design Motor Drives for Low-Voltage Applications," *Conference Intertech*, June13-14, 2001.
- [17] Rahman, Khwaja M., Fahimi, Babak., Suresh. G., Rajarathnam, A.V., "Advantages of Switched Reluctance Motor Applications to EV and HEV: Design and Control Issues", *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol 36, No 1, February 2000.
- [18] Kokernak J.M., Torrey D.A., "Motor Drive Selection for Automotive Applications," [www.advanced-energy-conv.com/pdfs/pcim01.pdf](http://www.advanced-energy-conv.com/pdfs/pcim01.pdf)
- [19] T.J.E. Miller., "Switched Reluctance Motors and their Control"., *Clarendon*, Oxford U.K., 1993.
- [20] S.M. Castaño, J. Maixe. "Criterios de diseño para un motor de reluctancia autoconmutada operando a 42V en una aplicación automotriz". *Scientia et Technica* Año X, No x, Mayo 2007. UTP. ISSN 0122-1701
- [21] Chang Liuchen., "Switched Reluctance Motor: Small Motors of the Next Generation for automobiles?", *IEEE 58<sup>th</sup> Vehicular Technology Conference*, 2003. Vol. 5, pag. 3316- 3320. Oct. 2003
- [22] Castano, S. M, Maixe J., "Design of an 8/6 SRM for 42V air-conditioning compressor automobile application", *Proceedings 10<sup>th</sup> International Conference TMT 2006*, Lloret de Mar, Spain 2006.
- [23] Radun, A., "Analytical calculation of the SRM's Unaligned Inductance", *IEEE Trans. Magnetics*, vol 35 No 6, 1999
- [24] Radun, A., "Analytically Computing the Flux Linked by a Switched Reluctance Motor Phase when the Stator and Rotor Poles Overlap"., *IEEE Transactions on Magnetics*, vol 36, No 4, July 2000.
- [25] Norma IEC71
- [26] Naidu M., Nehl T. W., Würth L., "Keeping cool while saving space and money: a semi-integrated, sensorless PM brushless drive for a 42-V automotive HVAC compressor," *IEEE Industry Applications Magazine*, vol. 11, no.4, Aug. 2005
- [27] Vijayraghavan P., "Design of Switched Reluctance Motors and Development of a Universal Controller for Switched Reluctance and Permanent Magnet Brushless DC Motor Drives", Thesis Doctor VT, Virginia 2001.
- [28] Murakami H., Kataoka H., Honda Y., "Highly Efficient Brushless Motor Design for an Air-conditioner of the Next Generation 42V Vehicle," *IEEE Industry Applications Conference*, vol. 1, 30 Sept.-4 Oct. 2001.
- [29] ANSOFT, Manual-examples, <http://www.ansoft.com/products/em/max2d/>
- [30] Bailey, M.W., "FEA Analysis of a Brushless Starter/Generator Exciter"., *Goodrich Corporation*, Ohio [http://www.ansoft.com/workshops/aeroee/Goodrich\\_Mark\\_Bailey.pdf](http://www.ansoft.com/workshops/aeroee/Goodrich_Mark_Bailey.pdf)
- [31] Sheth N.K., Rajagopal K.R., "Optimum Pole Arcs for a Switched Reluctance Motor for Higher Torque with Reduced Ripple", *IEEE Transactions on Magnetics*, vol 39, No 5, Sept. 2003.
- [32] Ohdachi Yasuharu., "Optimum Design of Switched Reluctance Motors using Dynamic Finite Element Analysis", *IEEE Transactions on Magnetics*, vol 33, No 2, March. 1997.
- [33] T.S. Low.,H. Lin., S.X Chen., "Analysis and Comparison of Switched Reluctance Motors with different Physical Sizes Using a 2D Finite Element Method"., *IEEE Transactions on Magnetics*, vol 31, No 6, November 1995.
- [34] Min-Tsun Khor, Reza Sodeh, David Lee., "Switched Reluctance Motor Based on Short Flux Path Control Method"., *Universities Power Engineering Conference, 2004. UPEC 2004. 39th International.*, Vol. 2, pag. 559- 562, Sept. 2004.

## CAPITULO V

# MODELADO, CONTROL Y SIMULACIÓN DEL ACCIONAMIENTO-MOTOR SRM Y APLICACIÓN

---

Este capítulo presenta la ejecución de un control de par-velocidad del motor, cuando este es operado a 42V en un rango amplio de velocidad, para un prototipo estimado de un modelo *CAD* para un SRM 8/6, el cual se ha desarrollado en el capítulo anterior. El método está basado en la idea simple de establecer un correcto ajuste de los ángulos de encendido y apagado del accionamiento, con el propósito de mejorar la generación del par promedio. Cuando se estipulan las variaciones en la velocidad y en el par generados por el control, la eficiencia de operación del motor es superior al 70% durante la mayor parte del tiempo de operación. Sin embargo, el módulo de maximización de par promedio puede sustituirse por un módulo de maximización de eficiencia, con el fin de competir con los resultados impuestos por los accionamientos que utilizan motores sin escobillas *DC*.

El modelo y el control del accionamiento han sido enteramente desarrollados usando *Matlab-Simulink* en conjunción con un software de elementos finitos. El control general del accionamiento-motor *SRM* y su carga está basado en un sistema difuso el cual realiza un control autónomo de la temperatura dentro de la cabina del automóvil a partir de la relación entre la temperatura ambiente exterior y la temperatura de consigna dada por el usuario.

### **5.1 Modelado del motor SRM propuesto.**

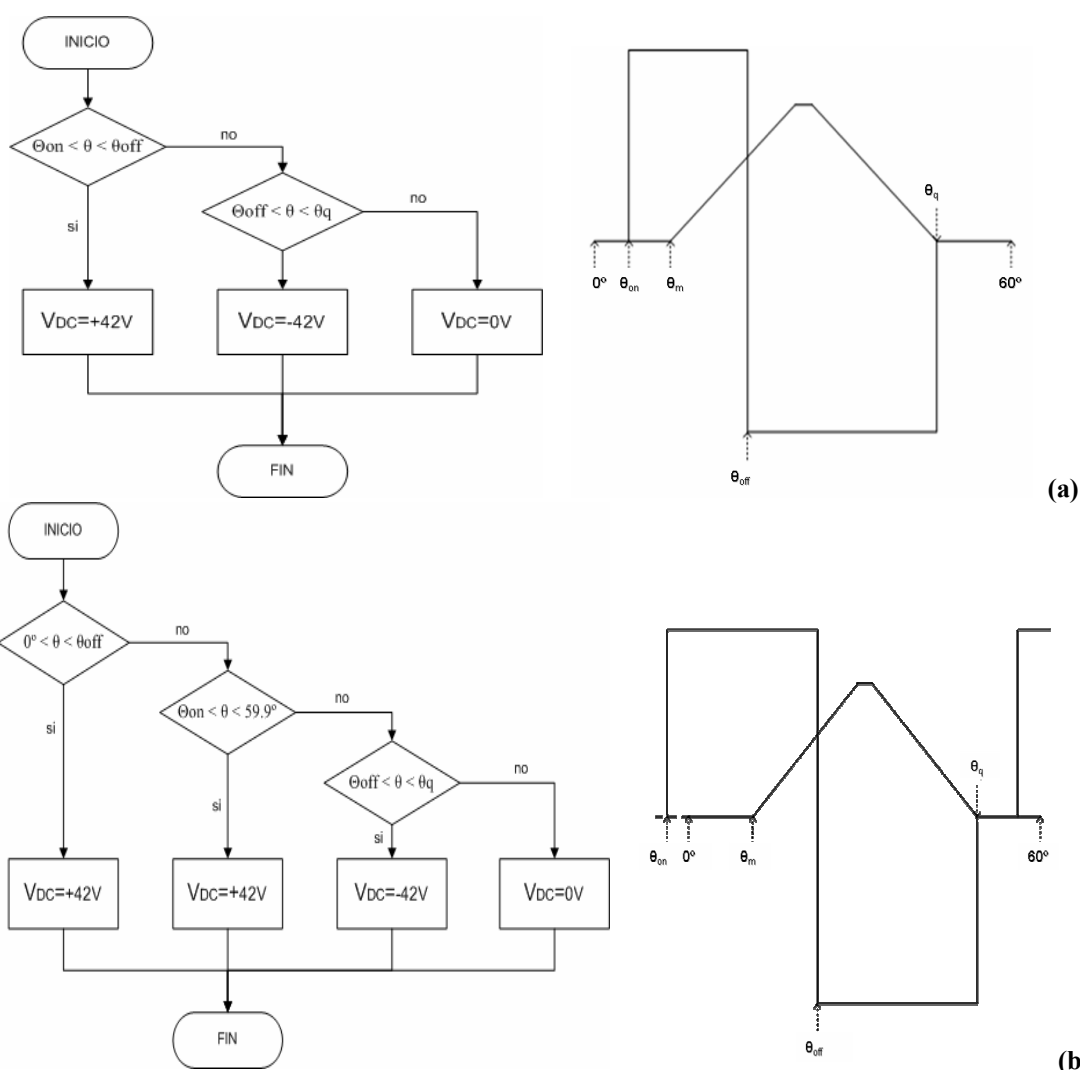
Como se estableció anteriormente, la aplicación en esta tesis implica el uso de corrientes de saturación. Esto implica la conveniencia de aplicar un modelo no lineal para reproducir todas las características del accionamiento y del motor [1,2]. El Capítulo III expuso los detalles esquemáticos del modelo no-lineal por fase, así como del modelo completo desarrollado en base al programa *Matlab-Simulink* [3,4]. De igual manera, la descripción de algunas de las funciones que intervienen en el desarrollo del programa se describe en el Anexo IV. A continuación se presentan las consideraciones más relevantes para definir el proceso seguido en el modelado del sistema:

- Como se anotó en el Capítulo 3, la topología del convertidor clásico es empleada en este caso, por lo que se permite un control independiente de la corriente en cada fase en función de la posición y de los parámetros de conmutación  $\theta_{on}$  y  $\theta_{off}$ . El convertidor clásico es el que mejor reúne las cualidades de tolerancia a fallos, facilidad de control,

*CAPITULO V: MODELADO, CONTROL Y SIMULACION DEL ACCIONAMIENTO-MOTOR SRM Y APLICACIÓN*

reducción de rizado de par y costo efectivo. La actuación común del bloque convertidor esta condicionada a la operación del algoritmo establecido en la figura 5.1a, el cual muestra la tensión a la salida del convertidor. Para permitir el solapamiento de corrientes que muy seguramente pueden presentarse con el fin de establecer una mejora en el par promedio, se permite alimentar la fase entre  $-5$  y  $0^\circ$  mecánicos, siendo  $0^\circ$  la posición de polos no alineados. El algoritmo del convertidor y la tensión a la salida del convertidor para esta disposición ligeramente cambia como se observa en la figura 5.1b.

- La corriente de fase es regulada por una corriente de referencia por medio de un control de banda de histéresis durante la posición del rotor correspondiente al intervalo de conmutación  $\theta_d$ . El regulador de corriente por histéresis no requiere algún parámetro de la maquina. Sin embargo, la frecuencia de conmutación varia en función del incremento en la inductancia de fase, la banda de histéresis y el voltaje aplicado a la fase limita su máxima frecuencia de conmutación [5,6].
- El par total eléctrico es obtenido por el sumatorio de los pares en cada una de las fases. Mientras, la ecuación mecánica relaciona al mismo tiempo el par electromagnético y el par de carga, de tal manera que la velocidad y la posición son recalculadas para completar el modelo dinámico del SRM.



**Figura 5.1 (a) Algoritmo del convertidor para ángulos de encendido positivos y tensión a la salida del convertidor al aplicar el algoritmo. (b) Algoritmo del convertidor para ángulos de encendido negativos<sup>1</sup> y tensión a la salida del convertidor al aplicar el algoritmo.**

<sup>1</sup> Referido a la posición del rotor antes de la ubicación de polos no alineados, o a la izquierda de el mismo.

### 5.1.1 Resultados de simulación.

Como ya se especifico, la característica de enlace de flujo es obtenida a partir de la ayuda de un software de elementos finitos [7]. De dicha característica y la evaluación del par por intermedio de la ecuación 4.51 se obtienen las características de las tablas “look-up” para el modelo final como se presento en el capítulo anterior. Las curvas generadas por dichas tablas “look-up” para la estimación de las corrientes y el par eléctrico respectivamente son las mismas que sirvieron para efectos de representación en la figura 4.18 del Capítulo IV. La relación entre el enlace de flujo y la corriente por fase da a conocer las inductancias alineada, no alineada y analíticamente el par a diferentes posiciones del rotor y de corriente. Como se observa en la figura 5.2, la simulación basada en *Matlab-Simulink* proporciona un resultado ligeramente diferente, a aquel generado en el Capítulo IV y ello esta relacionado a la operación de los ángulos de conmutación del accionamiento. Como se observo anteriormente la operación Motor y accionamiento es conjunta, las prestaciones que establezca el SRM están sujetas al control de los ángulos de conducción, este capítulo aborda dicha problemática.

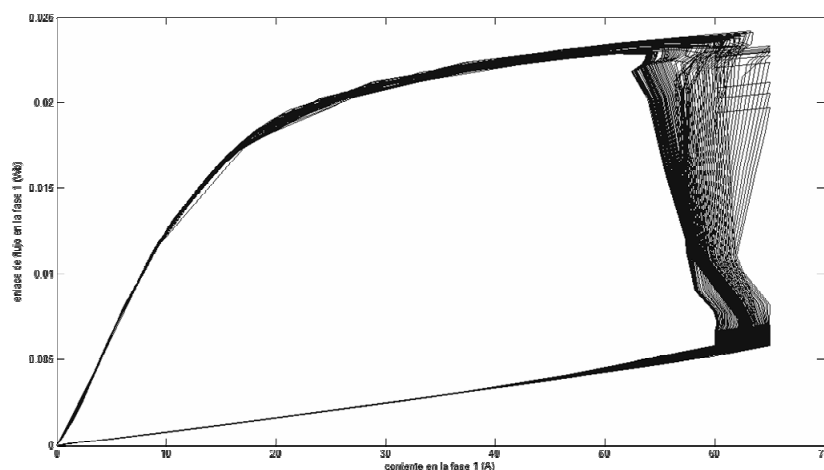


Figura 5.2 Relación corriente-enlace de flujo para los ángulos de conmutación del accionamiento  $\theta_{on}=31^\circ$ elec.,  $\theta_{off}=124^\circ$ elec.,  $I_{ref}=62.5A$ ,  $\Delta I=2.5A$  con *Matlab-Simulink*.

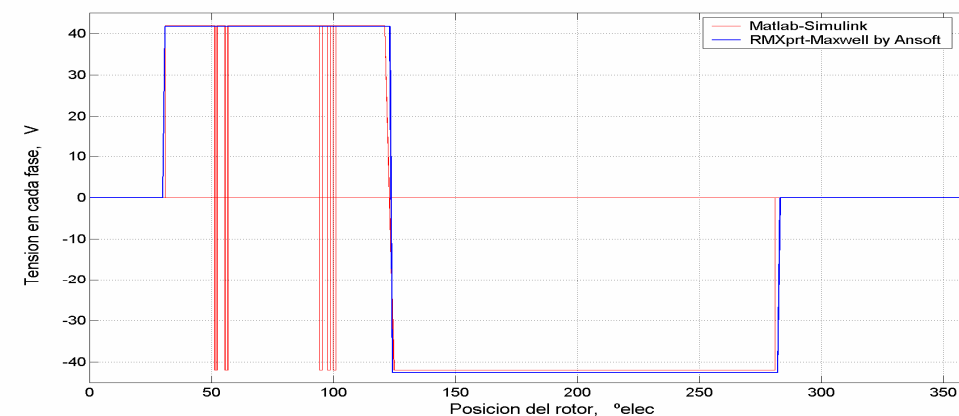
Hay que recordar que en el Capítulo IV, se hizo la estimación de las formas de onda de la corriente y del par en cada fase a partir de un modelo analítico CAD y de su comparación con un programa de simulación de elementos finitos, cuyos valores finales fueron expuestos en la tabla 4.5 y Tabla 4.6.

Tabla 5.1 Configuración, dimensiones laminares y del devanado del diseño previo de SRM

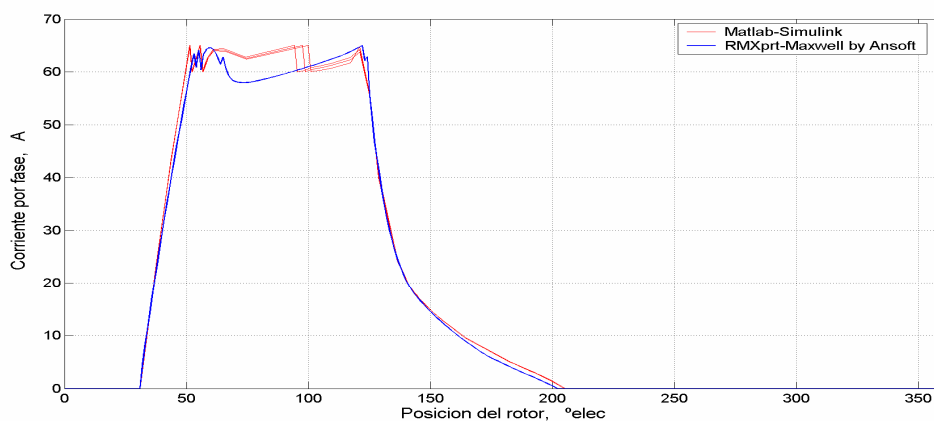
Configuración	Dimensiones del diseño laminar y del devanado para el motor SRM
$P_{rated} = 2.0 \text{ kW}$	Lam. M19 SiFe
$V_{DC} = 42V$ ; $I_{ph} \leq 65A$	$\beta_s = 17.98^\circ$ ; $\beta_r = 20.4^\circ$
$\omega_{rated} = 4000 \text{ rpm}$	$D = 71 \text{ mm}$ ; $L_{stk} = 70 \text{ mm}$
$N_s=8$ ; $N_r=6$ ; $N_{ph} = 4$ ;	$y_r=6.96\text{mm}$ ; $y_s=11.14\text{mm}$
$D_o = 120 \text{ mm}$ ;	$R_{cjc} = 12,5 \text{ mm}$ ; $g = 0.2 \text{ mm}$
$T_{cu} = 125^\circ\text{C}$	$B_{sat} = 1.75 \text{ Tesla}$ ;
Resistencia, $R_{ph} = 26.9 \text{ m}\Omega$	Espiras por fase, $T_{ph} = 24$
Inercia, $J = 133.17e-5 \text{ kg.m}^2$	Cal AWG = 11
$\theta_{on} = 31^\circ$ ; $\theta_{off} = 124^\circ$ elect. deg.	$C_l \geq 2.5 \text{ mm}$

*CAPITULO V: MODELADO, CONTROL Y SIMULACION DEL ACCIONAMIENTO-MOTOR SRM Y APLICACIÓN*

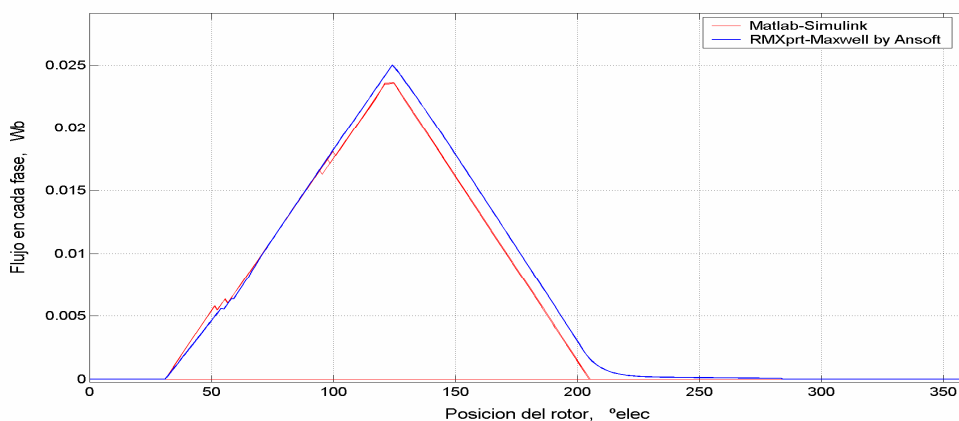
Es importante aclarar que los valores obtenidos por el modelo CAD y resumidos en la Tabla 5.1 fueron estimados por un procedimiento, basado en la estimación del ángulo de apagado del convertidor a partir de la forma de caída de la onda de la corriente, mientras el ángulo de encendido del accionamiento es considerado un valor fijo [8]. Los valores de tensión en el convertidor, de corriente por fase y de flujo dados por el sistema, basado en el modelo no-lineal del Capítulo III y su comparativa con aquellos generados por el sistema de elementos finitos *RMXprt-Maxwell de Ansoft* se muestran en la figura 5.3; cuando las características del accionamiento son:  $\theta_{on}=31^\circ\text{elec.}$ ,  $\theta_{off}=124^\circ\text{elec.}$ ,  $I_{ref}=62.5\text{A}$ ,  $\Delta I=2.5\text{A}$ .



(a)



(b)



(c)

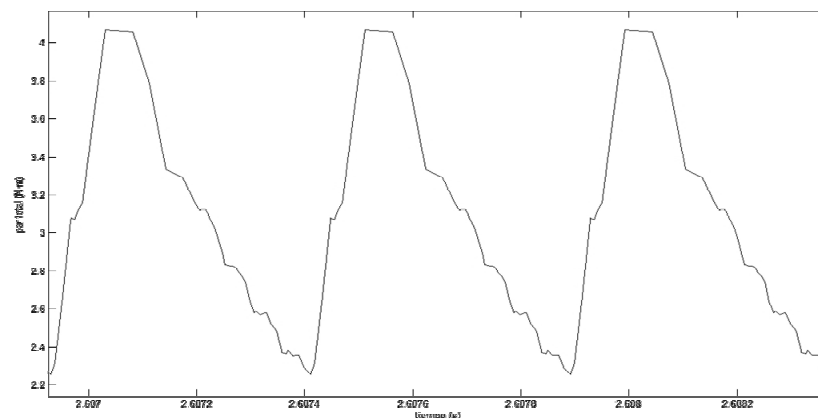
**Figura 5.3** Características de operación del SRM 8/6, estimada con ayuda del *Matlab-Simulink* y *RMXprt-Maxwell*, para los ángulos de conmutación del accionamiento  $\theta_{on}=31^\circ\text{elec.}$ ,  $\theta_{off}=124^\circ\text{elec.}$   
 (a) Tensión de fase. (b) Corriente de fase. (c) Flujo magnético por fase.

## CAPITULO V: MODELADO, CONTROL Y SIMULACION DEL ACCIONAMIENTO-MOTOR SRM Y APLICACIÓN

Debido a que la corriente se comporta de forma distinta durante la conducción, esto provoca cambios en la tensión a la salida del convertidor, por lo que las curvas generadas no son iguales, a pesar de que el modelo no lineal parte de tablas específicas realizadas utilizando F.E.A. A pesar de las diferencias, se puede confirmar que ambas simulaciones son correctas para esos ángulos determinados de conmutación. El par promedio deberá garantizar ser mayor que el par de carga demandado por el compresor con el fin de sobrellevar las variaciones de carga ante cambios en la temperatura de la cabina. Sin embargo, la forma de onda del par pone de manifiesto uno de los principales inconvenientes del motor de reluctancia conmutada: el rizado del par.

El software de simulación por elementos finitos utilizado en su modulo analítico solo admite ángulos fijos del convertidor para sus cálculos, utilizando ángulos de conmutación del accionamiento  $\theta_{on}=31^\circ\text{elec}$ ,  $\theta_{off}=124^\circ\text{elec}$  y como se observa en la figura 5.4, el accionamiento-SRM alcanza el valor estacionario de 3.1 Nm de par a una velocidad de 4300 rpm a los 2.060 s del inicio de la simulación. Sin embargo, como se vera en secciones posteriores y en base a la notación de ángulos de conmutación de la figura 5.1, la magnitud del par puede incrementarse solo al variar el ángulo de encendido y en algunas veces el rizado de par disminuir al aumentar el ángulo de apagado del convertidor.

Desde el punto de vista del diseño físico, el conjunto accionamiento-motor conduce a unos valores de operación moderadamente acordes a los resultados deseados. De cara al accionamiento, los parámetros eléctricos pueden ser optimizados en base al control, por lo que la curva par-velocidad modifica su forma ante el ajuste de los ángulos de conmutación ( $\theta_{off}$  y  $\theta_{on}$ ), para un conjunto de velocidades de operación y de corriente que circula en el accionamiento, como sigue a continuación.



**Figura 5.4** Característica de operación del par total para un accionamiento-SRM 8/6 con ángulos de conmutación  $\theta_{on}=31^\circ\text{elec}$ ,  $\theta_{off}=124^\circ\text{elec}$ , para una velocidad de operación alrededor de los 4300rpm utilizando *Matlab-Simulink*

### 5.2 Control de par-velocidad de un SRM operado a 42V.

La estrategia es simple, y esta basada en la estimación de los ángulos de conmutación del accionamiento ( $\theta_{on}$ ,  $\theta_{off}$ ) con el fin de obtener una maximización del par por amperio en operación [11-12]. Sobre este hecho, algunos estudios han evaluado las técnicas de optimización de los ángulos del convertidor del accionamiento SRM. Estos desarrollos se han focalizado en la optimización de una sola función como es: la maximización de la eficiencia del accionamiento [13-15], la minimización del rizado de par [16-18], o la maximización del par por amperio [19-



*CAPITULO V: MODELADO, CONTROL Y SIMULACION DEL ACCIONAMIENTO-MOTOR SRM Y APLICACIÓN*

22]. Sin embargo, no hay ningún caso que involucre un objetivo global simultáneamente en un único desarrollo. Aunque este no es el caso, si intenta que la relación eficiencia/par sea compensada. De allí que, la operación del accionamiento-motor este por encima del 70% de eficiencia durante la mayor parte del tiempo de trabajo.

### 5.2.1 Control de los ángulos de encendido y apagado del convertidor.

Los valores de los ángulos de encendido y apagado del convertidor condicionados por la velocidad y la corriente de operación intervienen en la maximización del par. Por este motivo, los ángulos de conducción son críticos y afectan al funcionamiento de todo el sistema.

Algunos procedimientos matemáticos no requieren conocer las curvas de magnetización del SRM para establecer los ángulos de conmutación del convertidor, estos procedimientos de tipo “on-line” generalmente se basan en las teorías propuestas en [13,20]. Otras aproximaciones de auto ajuste de los ángulos de conmutación hacen énfasis en encontrar el valor óptimo para el ángulo de encendido del convertidor mientras se mantenga el ángulo de apagado en un valor fijo, o viceversa, o en el establecimiento de un valor fijo para el ángulo “*dwell*” ( $\theta_{off}-\theta_{on}$ ) [23-24,46-47].

Aproximación de Gribble-Bose: Para una implementación del control en el motor real es más práctico considerar utilizar expresiones matemáticas con el fin de encontrar los ángulos de conducción  $\theta_{on}$  y  $\theta_{off}$  [25].

El ángulo de encendido puede determinarse a partir de la regla de *Bose*, al conocer los parámetros de operación como: la velocidad de giro del motor  $\omega_{rpm}$  en revoluciones por minuto, la tensión de alimentación del convertidor  $V_{dc}$  y la corriente de referencia  $i_{ref}$ , por lo que [25]:

$$\theta_{on} = \theta_m - 6 \cdot \frac{L_u \cdot \omega_{rpm}}{V_{dc}} \cdot i_{ref} \quad (5.1)$$

Dónde:  $\theta_m$  es el ángulo para el cual el polo del estator empieza a solaparse con el del rotor y  $L_u$  es el valor de la inductancia de polos no alineados.

En esta ecuación la única variable es la velocidad del motor. Resulta interesante, pues, hallar los valores de los demás parámetros. Para averiguar el valor de  $\theta_m$  es útil tener presente el perfil de inductancia tal como se muestra en la figura 3.2 del Capítulo III. Donde se desprende para un SRM 8/6 a 4 fases que:

$$\begin{aligned} 60^\circ &= \theta_m + (60^\circ - \theta_q) + \beta_s + (\beta_r - \beta_s) + \beta_s \\ 60^\circ &= 2 \cdot \theta_m + \beta_s + \beta_r \\ \theta_m = \theta_2 &= \frac{180}{6} - \frac{(\beta_s + \beta_r)}{2} \end{aligned} \quad (5.2)$$

Basado en el Capítulo anterior, el motor estudiado tiene  $\beta_s = 17.98^\circ$  mec y  $\beta_r = 20.40^\circ$  mec. Donde  $\theta_m = 10.81^\circ$  mec, y la inductancia para la posición no alineada es de 7.05  $\mu$ H. La tensión de alimentación es de 42V, mientras que la corriente de referencia es de 62.5 A.

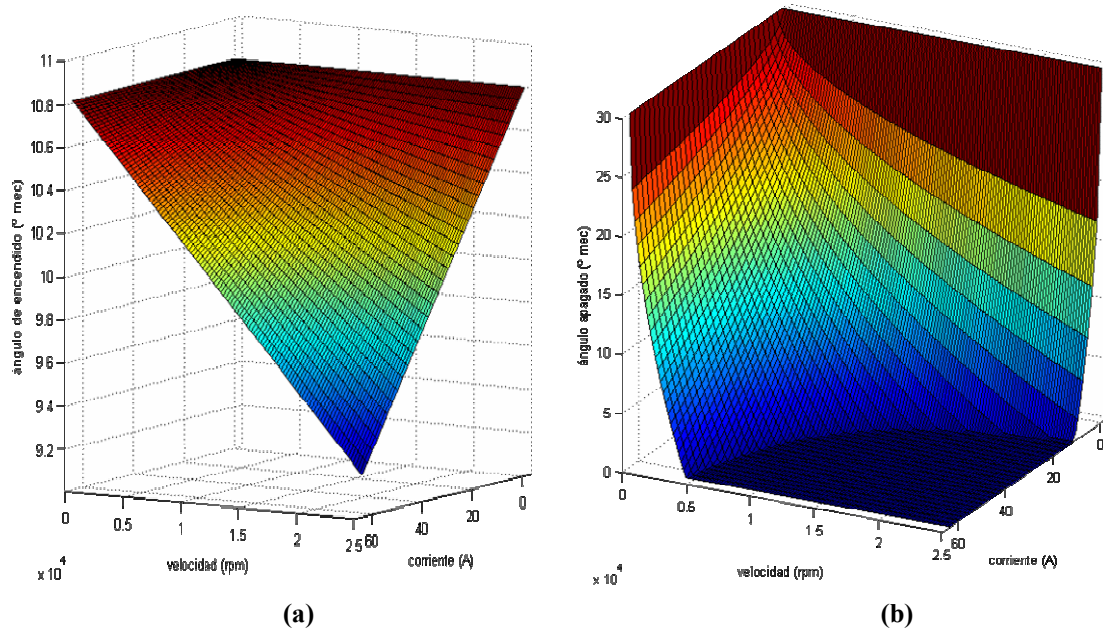
*CAPITULO V: MODELADO, CONTROL Y SIMULACION DEL ACCIONAMIENTO-MOTOR SRM Y APLICACIÓN*

Por lo tanto:

$$\theta_{on} = 10,81 \text{ }^\circ \text{mec} - 6 \cdot \frac{7,053 \text{ } \mu\text{H} \cdot 62,5 \text{ A}}{42 \text{ V}} \cdot \omega_{\text{rpm}} \quad (5.3)$$

$$\theta_{on} = 10,81 \text{ }^\circ \text{mec} - 62,97 \cdot 10^{-6} \cdot \omega_{\text{rpm}}$$

La figura 5.5a ilustra la relación entre velocidad, corriente de referencia y el ángulo de encendido del accionamiento basado en las ecuaciones anteriores [26].



**Figura 5.5** Estimación de los ángulos de conmutación. (a) Según [25] para el ángulo de encendido. (b) Según [27] para el ángulo de apagado del convertidor.

El ángulo de apagado del accionamiento mediante la teoría del ángulo de bloqueo de *Gribble* [27] se obtiene de manera que:

$$\theta_{off} = \theta_a - \frac{\theta_m}{2} \left( -\alpha + \sqrt{\alpha^2 + \frac{24 \cdot i_{ref} \cdot (1-x) \cdot \omega_{\text{rpm}}}{R_{ua} \cdot V_{dc} \cdot \theta_m}} \right) \quad (5.4)$$

$$\alpha = \frac{R_a}{R_{ua}}$$

Donde:  $x$  es una constante que usualmente se encuentra comprendida entre  $1/\sqrt{2}$  y  $2/3$  y  $\theta_a$  corresponde a la posición de polos alineados del motor.

$$\theta_a = \frac{360^\circ}{2 \cdot N_r} \quad (5.5)$$

Por lo tanto, para el caso concreto del motor 8/6,  $\theta_a=30^\circ \text{mec}$ .

Siendo  $R_a$  el recíproco de la inductancia alineada, por lo que  $R_a = L_a^{-1}$  entonces  $R_{ua} = R_u - R_a$

Finalmente el ángulo de apagado tras varias aproximaciones esta condicionado a:

*CAPITULO V: MODELADO, CONTROL Y SIMULACION DEL ACCIONAMIENTO-MOTOR SRM Y APLICACIÓN*

$$\theta_{off} = 29,97 - 0,4494 \cdot \sqrt{\omega_{rpm}} \quad (5.6)$$

Realizando la sustracción entre  $\theta_{off}-\theta_{on}$  se obtiene el valor del ángulo de conducción que se tendría en la aplicación real. De igual forma, éste dependerá de la corriente y de la velocidad de operación. Mediante las expresiones contenidas en la regla de *Bose* y la teoría de *Gribble*, se asumirían los ángulos de conmutación del accionamiento para obtener el par máximo que se puede conseguir para las distintas velocidades del motor para una corriente de referencia determinada. Sin embargo, estas aproximaciones asumen que la característica del modelo sea lineal por lo que se requiere trabajar con corrientes operacionales en régimen de no saturación, aunque para una implementación real del sistema sería sumamente conveniente.

*Aproximación basada en tablas “look-up”*: Aunque la aproximación basada en tablas *look-up* es bien conocida por su delicada manipulación, tiene como ventaja su fácil implementación. Por otra parte, las tablas *look-up* pueden reproducir de manera muy fehaciente la característica de las curvas de enlace de flujo cuando estas envuelven corrientes de saturación [28].

En algunas aplicaciones industriales o automotrices, tales como bombas o ventiladores, los requerimientos de carga son constantes o varían suavemente [9-10]. Sin embargo, la aplicación del SRM para el compresor de aire acondicionado depende de algunas especificaciones de operación [11,29-30], como se expuso en el Capítulo II, entre ellas es importante resaltar la necesidad de un alto par constante (3.5 y 6 N.m) en el rango de velocidades de 2000 hasta 5500 rpm o inclusive más.

Con el objetivo de cumplir esta condición, es probable que los criterios de eficiencia, rizado de par y ruido se vean perjudicados. Es por ello que la operación a altas velocidades es crítica para el rápido enfriamiento de la cabina del automóvil, como se observa con la siguiente ecuación.

$$T_{max} = \frac{P_{comp}}{\eta_{compresor} \cdot \mathcal{W}} \quad (5.7)$$

Para el caso que involucra al compresor de aire acondicionado además de un control de velocidad, un control de par es conveniente, por tal motivo la exposición de ambas estrategias de control se presentan a continuación.

### **5.2.2 Estrategia del control de par propuesto.**

Básicamente, el control consiste en la alimentación de la fase con una corriente similar al valor de referencia durante un periodo de tiempo establecido determinado por los ángulos de conmutación. Los ángulos de conmutación toman valores que maximizan el par según las condiciones de funcionamiento del motor como se establece en el diagrama esquemático de la figura 5.6.

A este punto nuevamente se enuncia que cuando los polos del estator y del rotor están exactamente no-alineados corresponde a la posición de referencia del ángulo de conmutación de 0°, tal cual como se observo en la figura 5.1. Por lo que a la izquierda o derecha de dicha posición, los valores de posición tendrán un signo negativo o positivo respectivamente. El periodo mecánico del SRM 8/6 para cada fase corresponde a 60° mecánicos o 360° eléctricos.

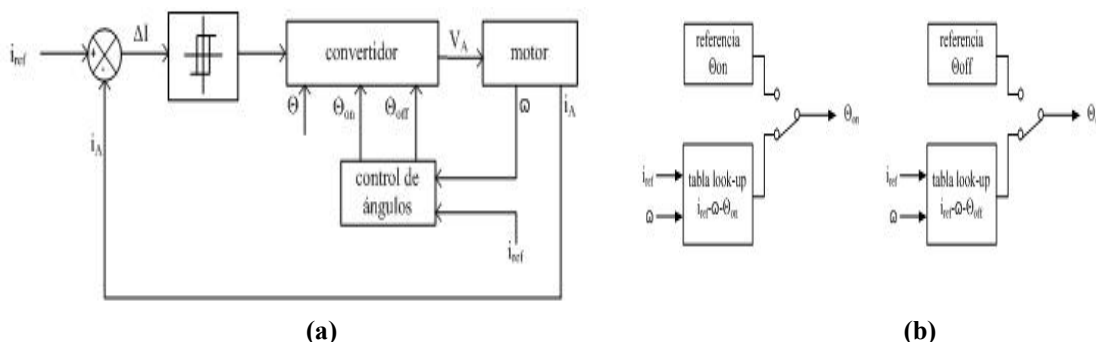
Para su realización, la estrategia de control de par se basa en la utilización de tablas “*look-up*” para ajustar los ángulos de conmutación del convertidor  $\theta_{off}$  y  $\theta_{on}$  con el propósito de encontrar

*CAPITULO V: MODELADO, CONTROL Y SIMULACION DEL ACCIONAMIENTO-MOTOR SRM Y APLICACIÓN*

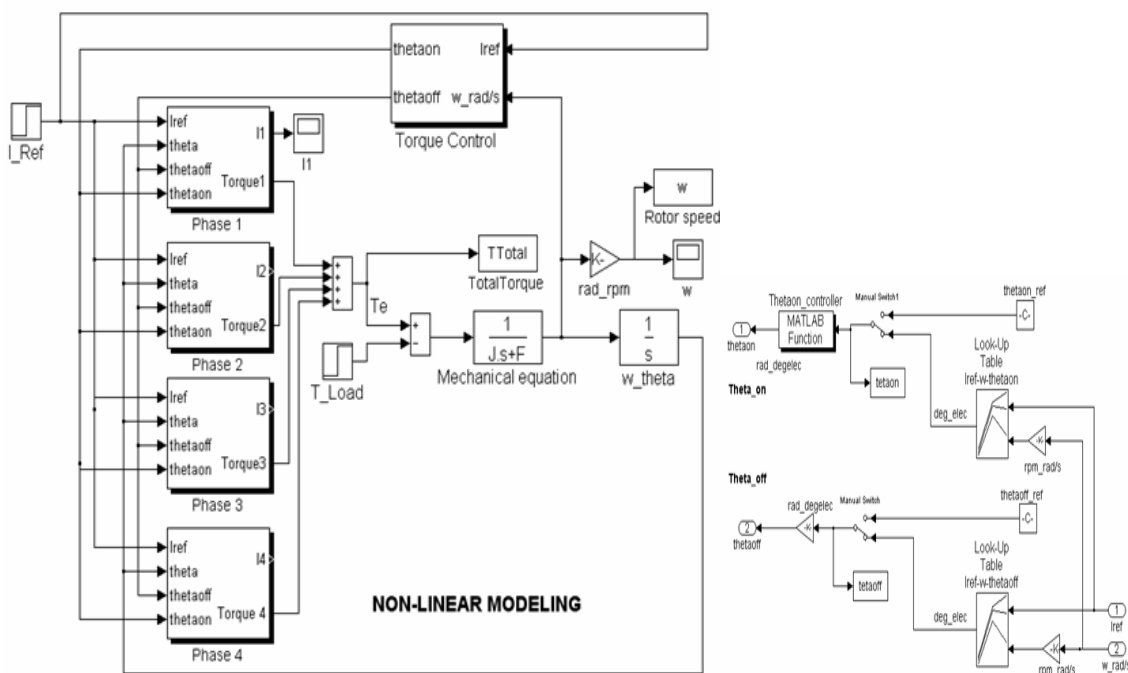
el máximo par por amperio [12,22], el modelo completo utilizando como plataforma de simulación *Matlab-Simulink* como se muestra en la figura 5.7.

La función de los bloques en la figura 5.6b son la obtención de los ángulos de encendido y apagado del accionamiento. Para ello se establecen dos posibilidades:

- La primera corresponde a un control “*offline*”, donde la deducción de los ángulos de conmutación se desarrolla a partir de la corriente de referencia y de la velocidad del motor. Por intermedio del modulo analítico *RMXprt* y a partir de una evaluación del accionamiento-SRM se conforma un amplio conjunto de valores de los ángulos de conmutación. Donde los ángulos  $\theta_{on}$  y  $\theta_{off}$  estimados para el accionamiento corresponden a aquellos para la consecución del máximo par por amperio.
- La segunda posibilidad es la asignación “manual” de los ángulos de conmutación o ángulos de disparo fijos del accionamiento. Esta disposición permite, por ejemplo, mantener fijo el ángulo de encendido y variar el ángulo de apagado o viceversa, según sea la velocidad del motor [31]. Por este medio se permite la aplicación de la ecuación 5.1 a 5.6.



**Figura 5.6 (a) Modelo esquemático del control de par. (b) Formas de obtención de los ángulos de disparo del accionamiento.**



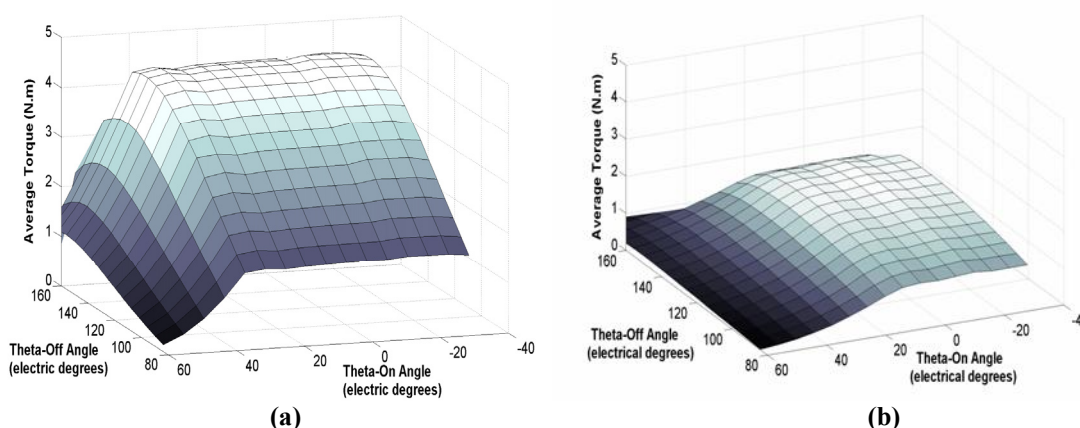
**Figura 5.7 Modelo dinámico completo del accionamiento SRM 8/6 operando a 42V incluyendo el control de par y la obtención de los ángulos de encendido y apagado del convertidor realizado en *Matlab-Simulink*.**

*CAPITULO V: MODELADO, CONTROL Y SIMULACION DEL ACCIONAMIENTO-MOTOR SRM Y APLICACIÓN*

Más adelante se establecerá, la comparación del uso de los ángulos de conmutación del convertidor en un entorno controlado en cada instante de tiempo, con aquellos resultados establecidos por los ángulos de disparo fijos del accionamiento.

La utilización de tablas “look-up” comprende el rango de velocidad entre 0 a 15.000 rpm (con pasos de velocidad variable), enfatizando en la zona de operación de bajas y medias velocidades. El rango de corriente variara desde cero hasta los 62.5A en pasos de 5A, con un delta de histéresis de 2.5A para el controlador de corriente. Los ángulos de conmutación serán evaluados en grados eléctricos. De allí que el rango del ángulo de encendido,  $\theta_{on}$  abarcara entre  $-30^\circ$  a  $60^\circ$  eléctricos; y para el ángulo de apagado del accionamiento,  $\theta_{off}$  abarcara entre  $48^\circ$  a  $180^\circ$  eléctricos.

El par promedio es calculado paso a paso para cada combinación de la corriente de referencia, la velocidad del rotor y los ángulos de disparo del accionamiento. Dichas variables proveen un gran volumen de datos que en la actualidad pueden ser procesados no solo como tablas sino también por intermedio de redes neuronales [32]. Sin embargo, en términos generales los ángulos de conmutación, en relación a la velocidad y la corriente de operación, ofrecen tendencias las cuales dependen del instante de operación. Esto se explica en la figura 5.8, donde se observa el decremento de la superficie del par, cuando la velocidad se incrementa y la corriente permanece constante.



**Figura 5.8** Característica de ejecución del par para una corriente de operación constante,  $I_{ref}=57.5A$  para dos velocidades de operación del rotor (a)  $\omega = 3847$  rpm, (b)  $\omega = 7675$  rpm.

La variación del ángulo de apagado del accionamiento con respecto a la velocidad del motor y la corriente de referencia, cuando el par promedio en cada punto es un máximo, se visualiza en la figura 5.9. Basado en la información mencionada anteriormente, la tabla 5.2 muestra un pequeño esbozo de los valores de los óptimos ángulos de conmutación obtenidos para el rango de operación especificado anteriormente, luego dichos datos conforman los valores de las tablas “look-up”.

Tanto la figura 5.9, la figura 5.10 y la tabla 5.2 expresan que los ángulos de apagado del convertidor tienen un decremento monótono para cada valor de corriente. Aunque la ejecución de los ángulos de encendido del convertidor tiene un comportamiento ambiguo en un inicio, estos ángulos tienen la tendencia a disminuir, cuando la corriente o la velocidad del rotor se ven incrementadas.

La comparativa de los resultados para el control de par y de velocidad con ambos esquemas (ángulos de disparo tanto fijos y variables del accionamiento) utilizando *Matlab-Simulink*, se muestra en la próxima sección.

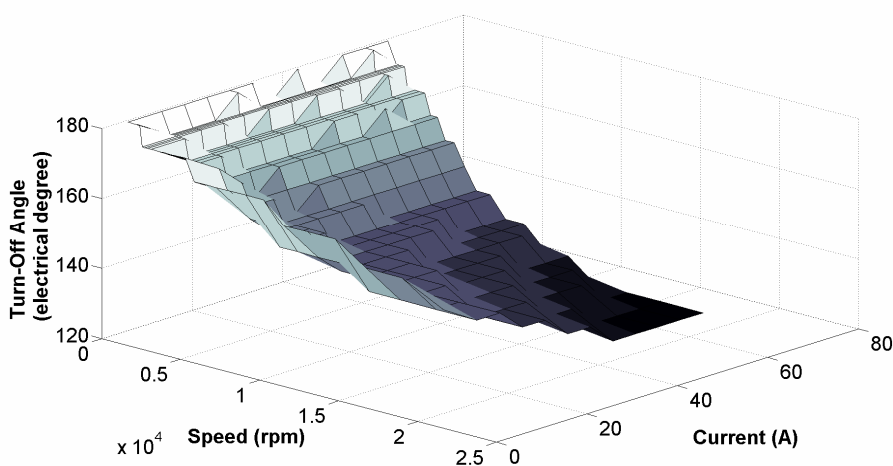
CAPITULO V: MODELADO, CONTROL Y SIMULACION DEL ACCIONAMIENTO-MOTOR SRM Y APLICACIÓN

**Tabla 5.2 Óptimos ángulos de conmutación para una muestra de valores de corriente y velocidad en un SRM 8/6 – Objetivo maximización del par**

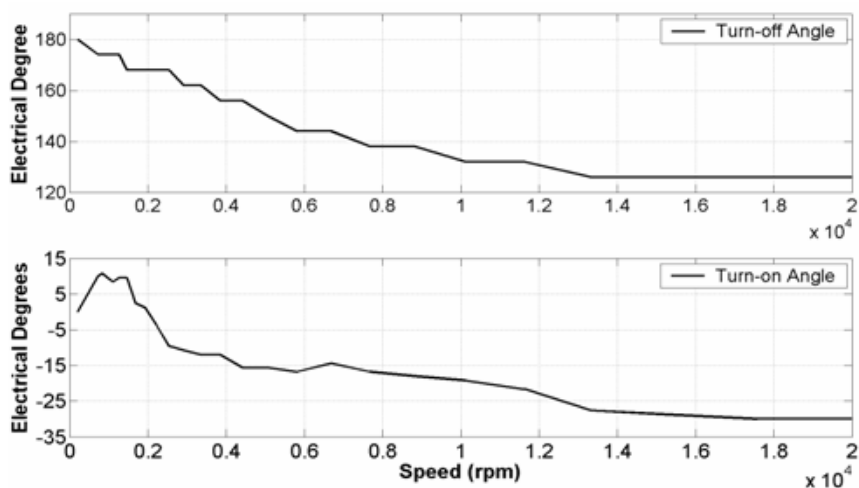
rpm A	1100			1450			1900			2500			3350			4400			5800			7650		
	$\theta_{on}^*$	$\theta_{off}^*$	$\eta^{**}$	$\theta_{on}$	$\theta_{off}$	$\eta$	$\theta_{on}$	$\theta_{off}$	$\eta$	$\theta_{on}$	$\theta_{off}$	$\eta$	$\theta_{on}$	$\theta_{off}$	$\eta$	$\theta_{on}$	$\theta_{off}$	$\eta$	$\theta_{on}$	$\theta_{off}$	$\eta$	$\theta_{on}$	$\theta_{off}$	$\eta$
12.5	6	174	48.2	6	174	40.5	2.4	168	46.7	0	168	47.4	1.2	168	47.1	1.2	162	50.9	6	156	52.9	4.8	150	54.9
17.5	8.4	174	56.9	-1.2	168	52.5	-1.2	168	56.1	-4.8	168	57.2	-3.6	162	59.0	-4.8	156	61.8	6	150	64.4	7.2	150	60.5
22.5	6	174	61.8	-6	168	59.2	-4.8	168	61.4	-8.4	162	64.6	-2.4	156	67.5	-1.2	156	68.2	-1.2	150	66.1	13.2	150	64.3
27.5	3.6	174	64.3	3.6	168	67.4	-1.2	168	67.3	-3.6	162	69.5	-1.2	162	71.4	-7.2	150	73.2	-4.8	150	69.6	-8.4	144	69.6
32.5	0	174	66.4	-2.4	168	71.0	1.2	168	72.0	1.2	162	73.2	-2.4	162	74.4	-6	156	74.8	-7.2	150	72.3	-9.6	144	71.8
37.5	0	174	67.6	2.4	168	72.9	3.6	168	73.6	7.2	162	75.8	-1.2	162	76.8	1.2	156	76.8	-2.4	150	74.5	-2.4	144	74.4
42.5	-4.8	174	67.6	-1.2	174	72.7	-4.8	168	74.4	-8.4	168	76.0	-14.4	162	77.7	-9.6	156	77.6	-7.2	144	77.1	10.8	144	76.1
47.5	-9.6	174	67.5	-12	174	71.9	15.6	168	74.5	-15.6	168	76.7	13.2	162	79.0	14.4	156	78.5	16.8	144	78.0	16.8	144	77.2
52.5	0	174	68.3	1.2	168	73.1	-7.2	168	75.8	10.8	162	78.3	-9.6	162	80.0	-6	156	80.0	-9.6	144	79.6	19.2	138	78.8
57.5	-8.4	174	67.1	-12	174	71.4	14.4	168	75.3	-12	168	78.0	10.8	162	80.4	-8.4	156	80.4	-9.6	144	80.3	14.4	138	80.2
62.5	8.4	174	68.5	9.6	168	73.8	1.2	168	76.5	-9.6	168	78.5	-12	162	80.8	15.6	156	80.7	16.8	144	80.6	16.8	138	81.4

\* Los ángulos de encendido y apagado del accionamiento son dados en grados eléctricos.

\*\* Los valores de eficiencia son dados en porcentaje.



**Figura 5.9 Ejecución óptima del ángulo de apagado vs. Corriente de referencia en un rango amplio de velocidad.**



**Figura 5.10 Óptimos ángulos de encendido y apagado del convertidor para la obtención del máximo par por amperio vs. velocidad del rotor, para una corriente de operación,  $I_{ref} = 62.5A$**

### 5.2.2.1 Resultados de simulación.

Los parámetros eléctricos y magnéticos tales como par electromagnético, enlace de flujo, corriente, voltaje y  $F.E.M$  inducida fueron calculados con la ayuda de tablas “look-up”, las cuales fueron derivadas de simulaciones  $F.E.A$  del modelo  $SRM$  de la Tabla 5.1 y del modelo de la figura 5.7. Para propósitos representativos, solo los ángulos de conmutación del convertidor, pares y corrientes por cada fase fueron considerados.

En la figura 5.11 se observa la comparación de la velocidad del rotor para el SRM con un par de carga alrededor de los 3.1N.m, el cual corresponde a una carga típica demandada por el compresor para el sistema A/C, cuando el motor es operado con dos modelos de ajuste de los ángulos de conducción. El primero, usando la estrategia de ángulos del convertidor fijos y establecidos desde el capítulo anterior,  $\theta_{on}=31^\circ$  eléctricos,  $\theta_{off}=124^\circ$  eléctricos [11]. Mientras el segundo, emplea tablas “look-up” de la aproximación previamente establecida. Como se observa, la producción de velocidad es incrementada cuando se utiliza esta última estrategia, mientras el tiempo de arranque es mejorado.

Como se es visto, en la figura 5.11 es evidente que resulta conveniente realizar un control “offline” que mantenga los ángulos fijos del accionamiento. El motor se estabiliza y llega al régimen permanente antes; además de conseguir velocidades claramente superiores, mientras el tiempo de arranque es mejorado para condición de carga.

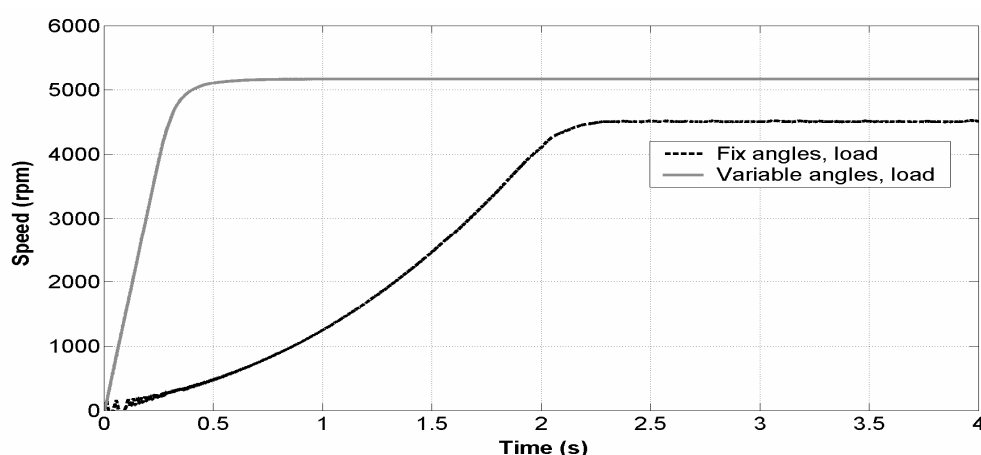


Figura 5.11 Comparativa de la velocidad del rotor vs. tiempo de operación, para ángulos de conmutación fijos y variables del convertidor y una corriente de operación  $I_{ref}=62.5A$ . Operación con carga,  $T_L=3.1N.m$

Por lo que respecta al par, el valor obtenido aumenta sensiblemente y el rizado es menor. Ello debido al valor y forma de onda de la corriente de referencia en cada fase, la topología del convertidor permite que tome lugar un mayor solapamiento de las corrientes de fase, donde cada fase trabaja independientemente como se observa en la figura 5.12b.

El par desarrollado por fase como se ve en la figura 5.12b se incrementa al usar el ajuste de ángulos variables para el accionamiento. Esto al final permite una mejor generación del par total, y una mejora en la reducción global del rizado de par, con respecto a la alternativa de ángulos fijos para el accionamiento. La secuencia de la ejecución del controlador se observa en la figura 5.13 para un rango determinado de velocidades de operación.

CAPITULO V: MODELADO, CONTROL Y SIMULACION DEL ACCIONAMIENTO-MOTOR SRM Y APLICACIÓN

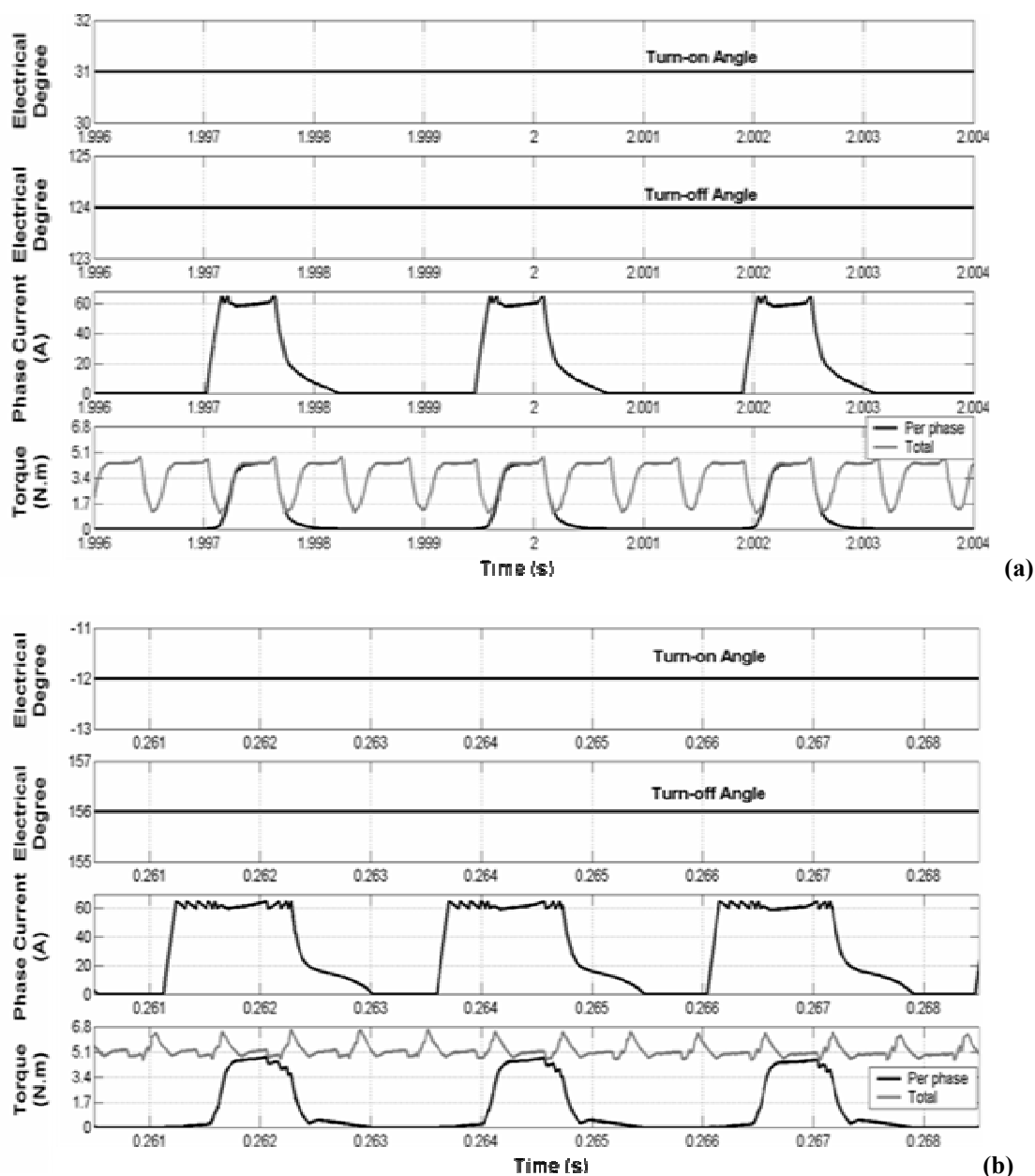


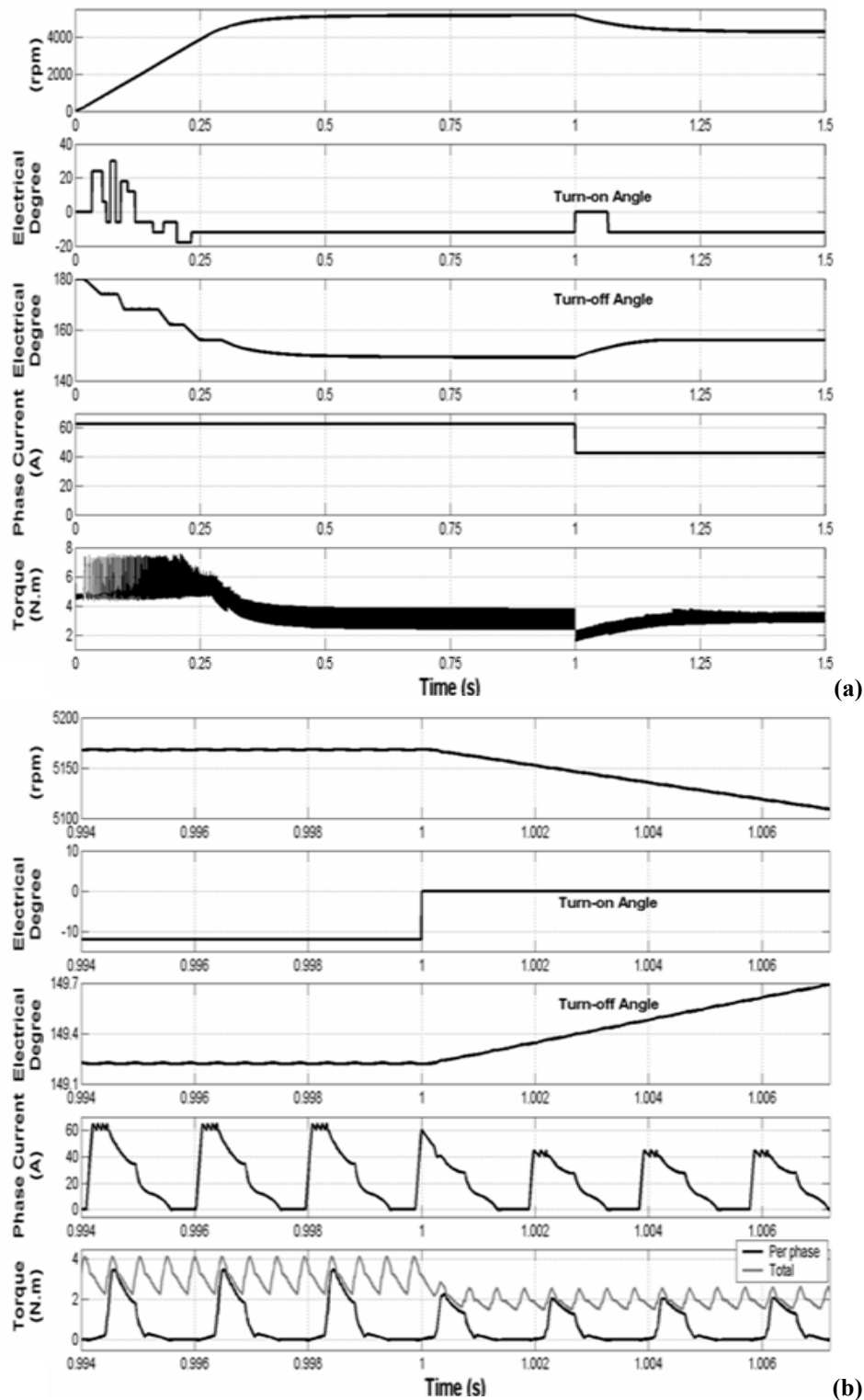
Figura 5.12 Desarrollo del accionamiento SRM alrededor de una velocidad de 4100rpm, operación con carga e  $I_{ref} = 62.5A$ . (a) Estrategia de conmutación con ángulos fijos. (b) Estrategia de conmutación con ángulos variables.

La figura 5.13a muestra el desarrollo del par general cuando la corriente se reduce en 20A en  $t=1.0s$ . El estado de par estacionario es alcanzado alrededor de 0.5s cuando la corriente de referencia es de 62.5A. El valor del tiempo de respuesta es inherente a la respuesta dinámica del accionamiento.

Solo durante el estado transitorio del accionamiento cuando las corrientes o la velocidad varían significativamente, los ángulos de conmutación  $\theta_{on}$  y  $\theta_{off}$  son ajustados acorde a las tablas “look-up” indexadas en el modelo. La precisión de este proceso, por tanto, depende muy significativamente del tamaño del paso tomado para las variables de corriente y velocidad durante la formación de las tablas “look-up”.



*CAPITULO V: MODELADO, CONTROL Y SIMULACION DEL ACCIONAMIENTO-MOTOR SRM Y APLICACIÓN*



**Figura 5.13** Ajuste de los ángulos de conmutación del accionamiento SRM cuando la corriente de referencia se reduce de 62.5A a 42.5A y la operación con carga es alrededor de los 3.1N.m. (a) Desempeño general del controlador (b) Ejecución de las curvas al transitorio para  $t=1.0$

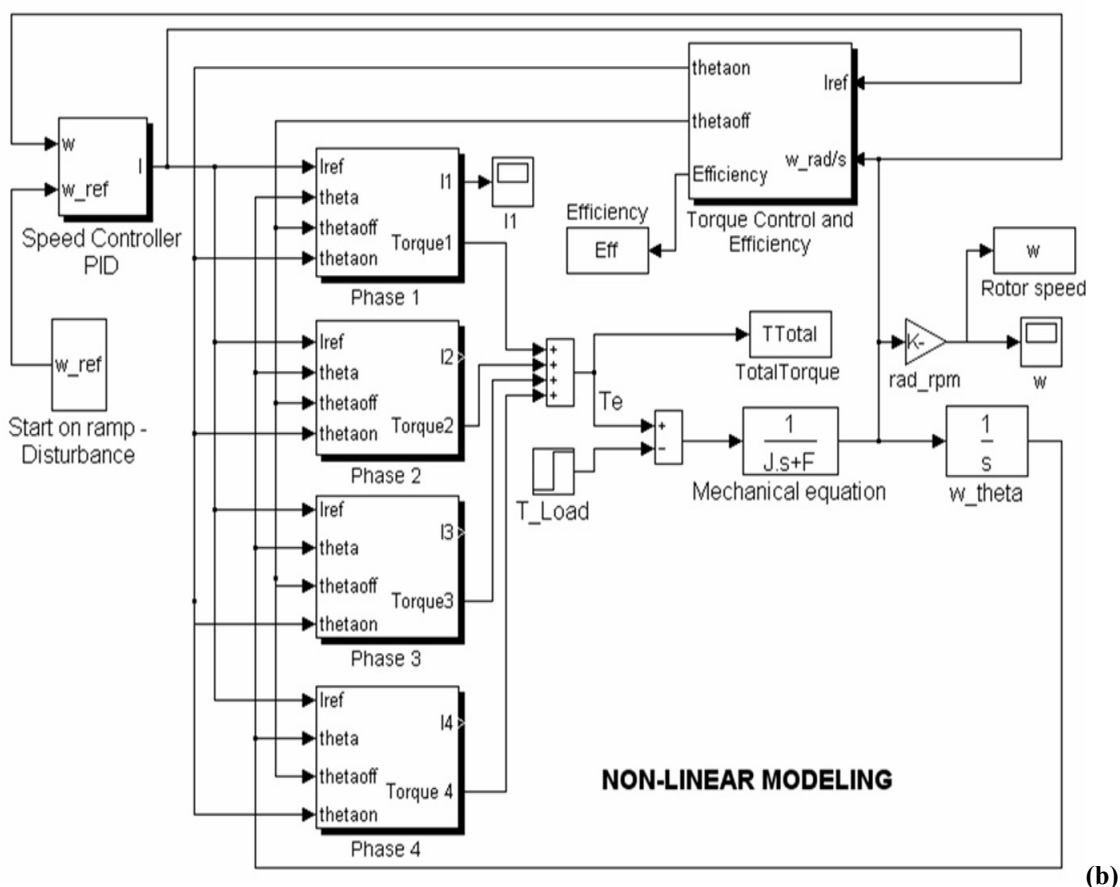
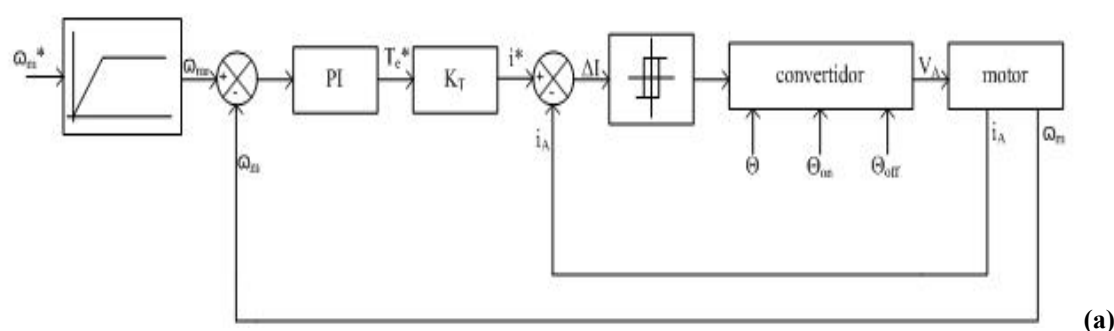
Por otro lado en la figura 5.13b, se ve con mas detalle, las curvas de ejecución del transitorio del par que corresponden al cambio de corriente en  $t=1.0s$ , cuando la velocidad operacional es alrededor de 5.160rpm.

*CAPITULO V: MODELADO, CONTROL Y SIMULACION DEL ACCIONAMIENTO-MOTOR SRM Y APLICACIÓN*

El incremento automático de los ángulos de conmutación del convertidor permiten entonces la estabilización del par total (alrededor de 3.1N.m), 0.25s mas tarde como se observa en la figura 5.13a. Es importante resaltar, que el lazo de control de la velocidad no se contempla en esta sección. Esto significa que la velocidad de referencia no corresponde a una entrada; ello se observa en la caída de velocidad debida a la variación de corriente. Sin embargo, un desempeño correcto del controlador de corriente si es establecido.

**5.2.3 Estrategia del control de velocidad.**

La figura 5.14 muestra el diagrama esquemático y el modelo no lineal del accionamiento SRM con control de lazo cerrado de velocidad [2,33] desarrollado en *Matlab-Simulink*.



**Figura 5.14** Modelo completo de simulación dinámica del accionamiento SRM con control de velocidad. (a) Modelo esquemático por fase. (b) Utilizando *Matlab-Simulink* incluyendo modulo de estimación de eficiencia.

CAPITULO V: MODELADO, CONTROL Y SIMULACION DEL ACCIONAMIENTO-MOTOR SRM Y APLICACIÓN

El modelo es una extensión del modelo registrado en la figura 5.6, con dos diferencias a saber:

- El bloque de control de par y eficiencia: el cual establece el valor de la eficiencia en todo el proceso ante cambios en la velocidad del rotor y la corriente de operación a partir de la incorporación de tablas “look-up”, un procedimiento similar fue establecido en [28,34]. Cabe recordar, que los ángulos de conmutación del accionamiento son conocidos, puesto que previamente fueron hallados durante la estimación del máximo par por amperio. Este bloque de simulación, por tanto embebe las estimaciones de los ángulos de conmutación (sección anterior) y el registro del valor de la eficiencia para dicho caso.
- El bloque de control de velocidad: En primer lugar, para evitar las corrientes demasiado altas debido al arranque o a cambios drásticos de la velocidad, el comando de velocidad fue modelado como un bloque de rampa, con el fin de asegurar un arranque suave y una transición progresiva de la velocidad cuando se producen cambios en la consigna. La diferencia de error entre la velocidad de consigna y la velocidad de giro del motor es la entrada al controlador PI. Este valor permite estimar el valor de par eléctrico; donde el comando de corriente resulta de multiplicar el par por una constante de par.

En este punto del control de velocidad existe un lazo secundario, el de corriente. La diferencia entre la corriente de fase deseada y la corriente real se aplica a un controlador de corriente por histéresis. El valor de la corriente de referencia se limita a su valor máximo ( $I_{ph\ max} < 100A$ ). El convertidor genera la onda de tensión a la fase o fases correspondientes dependiendo de dos factores: la posición del rotor, y los ángulos de conmutación del accionamiento.

La figura 5.15 simplifica e ilustra en un diagrama de bloques el modelo completo de un accionamiento SRM o planta y el control ajustable de velocidad. El lazo de control de velocidad es establecido por medio de un controlador convencional *PI*. La señal de error de velocidad genera el comando de referencia de corriente, el cual depende del par de carga y de la velocidad de referencia.

Análisis de pequeña señal: El lazo de control de velocidad puede ser diseñado basado en el análisis de pequeña señal del sistema, al considerar lineal el sistema alrededor de un punto de operación de estado estacionario, por lo que el controlador en lazo cerrado puede ser estimado al considerar la teoría del control lineal [35-36,38].

Asumiendo que los cambios en la referencia de entrada y las alteraciones de carga no son bruscos, la ecuación mecánica del sistema es:

$$\dot{\omega} = f(i_o) + \left. \frac{\partial f}{\partial i} \right|_{i_o} (i - i_o) \quad (5.8)$$

Donde,

$$f(i) = -\frac{F}{J} \omega + \frac{1}{J} \left[ \frac{1}{2} i^2 \frac{dL}{d\theta} - T_L \right] \quad (5.9)$$

Por lo que el incremento en la velocidad, esta dado por:

$$\Delta\dot{\omega} = \left. \frac{\partial f}{\partial i} \right|_{i_o} (i - i_o) = \frac{1}{J} \frac{dL}{d\theta} i_o \cdot \Delta i \quad (5.10)$$

Donde:  $i_o$  es el valor de corriente en estado estacionario.

*CAPITULO V: MODELADO, CONTROL Y SIMULACION DEL ACCIONAMIENTO-MOTOR SRM Y APLICACIÓN*

El ancho de banda del lazo de velocidad se propone que sea de un orden de magnitud más pequeño que aquel del lazo de corriente. En vista de que las corrientes de operación pueden seguir las corrientes de referencia durante todo el tiempo de trabajo, al ser un lazo de corriente por histéresis, se asume que la función de transferencia del lazo de corriente ( $G_{CL}$ ) es simplificado al valor de 1.

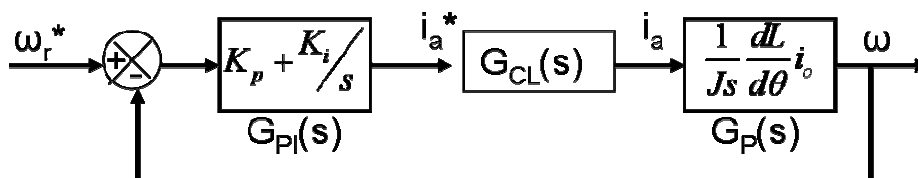


Figura 5.15 Diagrama de bloques del lazo de control de velocidad.

Diseño del controlador proporcional-integral PI. La simple utilización de un controlador PI es una solución aceptable de bajo coste en muchas aplicaciones [3-4,34,37], como lo podría ser en este caso. El análisis de pequeña señal del accionamiento SRM se usa durante el diseño del controlador. Para propósitos de diseño se asume anular la parte derivativa en la función de transferencia del controlador ( $G_{PI}$ ). Como bien se conoce, la acción derivativa permitiría mejorar la respuesta del sistema y reducir las oscilaciones sobre la velocidad. En este caso toda la acción recaería sobre las constantes proporcional e integral.

La función de transferencia del controlador PI adquiere la siguiente forma:

$$G_{PI}(s) = k_p + \frac{k_i}{s} \quad (5.11)$$

La figura 5.15 muestra la función reducida de transferencia de la planta ( $G_P$ ) donde  $i_o$  corresponde al valor de corriente en estado estacionario. La función de transferencia de todo el sistema en lazo abierto corresponde a:

$$G(s) = G_{PI}(s) * G_{CL}(s) * G_P(s) \quad (5.12)$$

Y puede ser aproximada como:

$$G(s) = i_o \frac{1}{Js^2} \frac{dL}{d\theta} \left( k_p + \frac{k_i}{s} \right) \quad (5.13)$$

La función de transferencia de lazo abierto es necesaria para diseñar el controlador de lazo cerrado. Un aumento de la ganancia del control proporcional es la responsable por la estabilidad del proceso mientras el control integral es responsable por la conducción del error a cero. Por tanto, para poder eliminar el error de estado estacionario es necesario que la función de transferencia en lazo abierto contenga algún elemento integrador.

Si se calcula el error en régimen estacionario ante una entrada de tipo escalón,  $\omega_r(s)=1/s$ , ello corresponde a:

$$e_{ssp} = \lim_{s \rightarrow 0} \frac{1}{1 + G(s)}; K_p = \lim_{s \rightarrow 0} G(s) \quad (5.14)$$

$$e_{ssp} = \lim_{s \rightarrow 0} \frac{1}{1 + K_p}$$

Si la planta tiene un elemento integrador (polo en  $s=0$ ), entonces  $k_p \Rightarrow \infty$   $e_{ss} \Rightarrow 0$

Técnicamente un aumento de la ganancia de control proporcional sería posible en este caso, ya que la planta posee polos en el origen por tanto tiene un carácter integrativo, lo que proporciona un error estacionario nulo a una entrada de tipo escalón [38].

Sin embargo, cuando el sistema posee una diferencia entre el grado del numerador y el denominador de su función de transferencia mayor que dos (dos polos mas que el numero de ceros), el aumento de la ganancia del control proporcional conlleva generalmente a un empeoramiento de la respuesta transitoria del sistema en lazo cerrado, de allí que sea conveniente la acción de un control integral.

La inclusión de un control PI implica por tanto la introducción de un cero real y un polo en el origen a la función de transferencia en lazo abierto del sistema. La inclusión de este polo por tanto produce un empeoramiento de la respuesta transitoria; para evitarlo se diseña el proporcional integral, fijando el cero, de manera que se mantenga el comportamiento del sistema inicial lo máximo posible, de modo que el cero del PI sea lo más cercano al polo dominante o al origen en este caso.

Para efectos del diseño de este controlador, la relación de constantes viene dado por  $\frac{K_i}{K_p} = 0.01$ . Dicho valor viene dado por las limitaciones físicas a la hora de su realización. En [26] se establecen las condiciones para la implementación discreta de este controlador.

Basado en [38] y asumiendo que el tiempo de establecimiento de la respuesta es de alrededor  $t_s=2.0$ ms. Entonces, la función de transferencia del control PI ( $G_{PI}$ ), usada para compensar todo el sistema de accionamiento en un sistema de segundo orden es dada por  $K_p=76.2$  y  $K_i=0.76$ .

### 5.2.3.1 Resultados de simulación.

El objetivo del control es obtener que el par promedio consiga seguir al par requerido de carga aun en presencia de variaciones de velocidad. Correspondientemente, la eficiencia es calculada paso a paso, para cada combinación de la corriente de referencia, velocidad del rotor y de los ángulos de disparo utilizando una tabla “look-up” alternativa. Los resultados de eficiencia encontrados conducen a encontrar un rango de operación óptimo acorde a los requisitos de la aplicación.

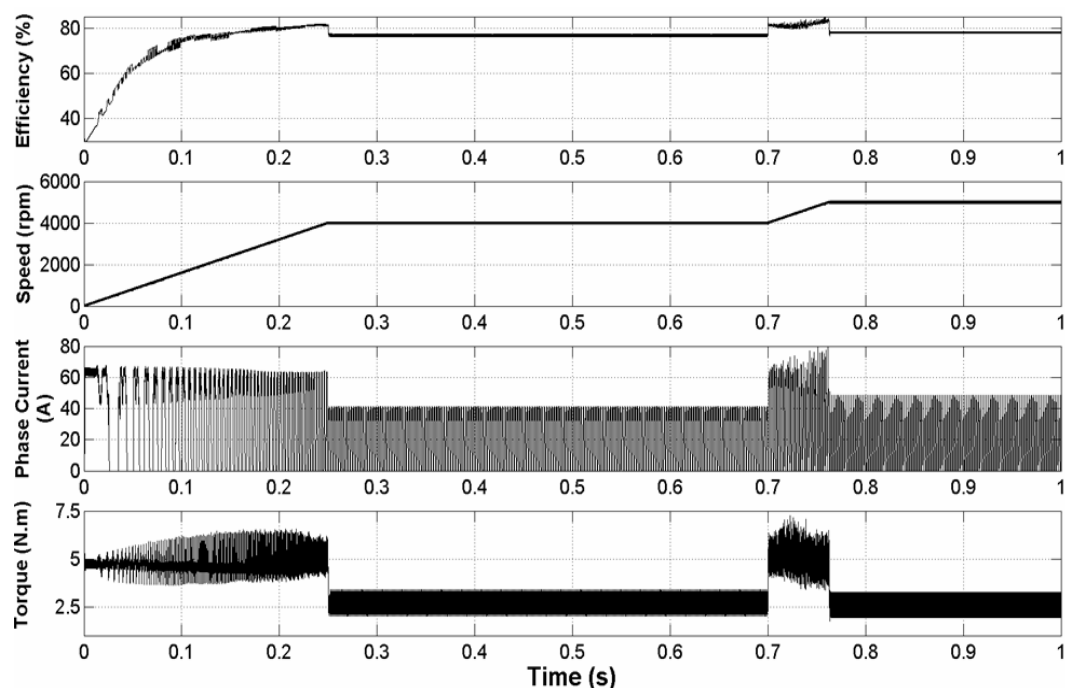
La figura 5.16 muestra el comportamiento general del control de par-velocidad y de su operación para dos referencias de velocidad. La figura establece la ejecución del controlador, cuando la velocidad de referencia es incrementada en 1000rpm en 0.0625s desde su posición de estado estacionario. De igual manera, el par total permanece alrededor del par de carga (2.5Nm), mientras la eficiencia se sitúa alrededor del 75%.

Solo las corrientes y los ángulos de conmutación del accionamiento realizan la acción de control, mientras la velocidad y el par total permanecen en sus valores de referencia. Se puede

*CAPITULO V: MODELADO, CONTROL Y SIMULACION DEL ACCIONAMIENTO-MOTOR SRM Y APLICACIÓN*

observar que la corriente no excede el límite máximo (100A), aun cuando el motor opere bajo otras condiciones de par y de velocidad.

La eficiencia, el par y la corriente en cada una de las fases fueron consideradas. Aunque para propósitos de representación en las figuras 5.16 y 5.17, los ángulos de conmutación del accionamiento no son mostrados, ellos son ajustados acorde a las tablas “look-up” durante los estados transitorios del proceso cuando la corriente o la velocidad varia. Nuevamente, se reitera que la exactitud de este proceso depende del tamaño de paso en las variables de corriente y de velocidad durante la formación de las tablas “look up”.



**Figura 5.16** Desarrollo general del control de par-velocidad cuando la referencia de corriente se ve incrementada desde los 4000rpm a los 5000rpm y el par de carga es constante alrededor de los 2.5N.m

Por otro lado, en la figura 5.17, se puede observar en mayor detalle el desarrollo de la curva del transitorio del par, para una velocidad operacional de 4000 rpm y un par de carga de 2.5Nm. Sobre ello, se observa que el incremento automático de los ángulos de conmutación del convertidor y la correcta ejecución del controlador de corriente permite la estabilización del par total a su nuevo valor de referencia 3.0Nm. Es también posible establecer la estimación en la variación de eficiencias (desde 76.8% a 78%) y en el rizado de par (0.56 a 0.45), cuando el par de carga ha variado.

Con respecto a esto ultimo, la figura 5.18 y la figura 5.19 muestra respectivamente la estimación de la eficiencia del motor y el coeficiente del rizado de par basado en la ecuación 5.15 para un amplio rango de velocidades de operación con variaciones en el par de carga. De la figura 5.19 se observa que una reducción significativa del rizado de par ocurre cuando las velocidades de operación son inferiores a los 4000rpm y el par de carga es ligeramente mayor.

$$K_{ripple} = \frac{T_{MAX} - T_{MIN}}{|T_{AVE}|} \tag{5.15}$$

CAPITULO V: MODELADO, CONTROL Y SIMULACION DEL ACCIONAMIENTO-MOTOR SRM Y APLICACIÓN

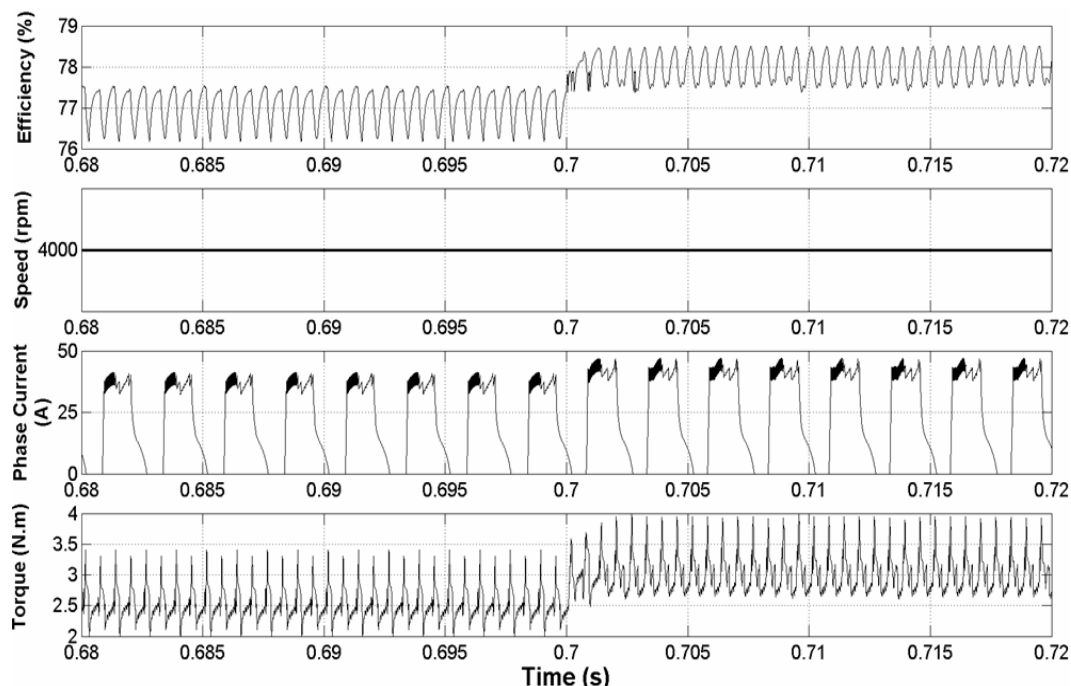


Figura 5.17 Desarrollo general del control de par-velocidad cuando el par de carga se incrementa desde los 2.5Nm a los 3.0Nm y la velocidad de referencia es de 4000rpm.

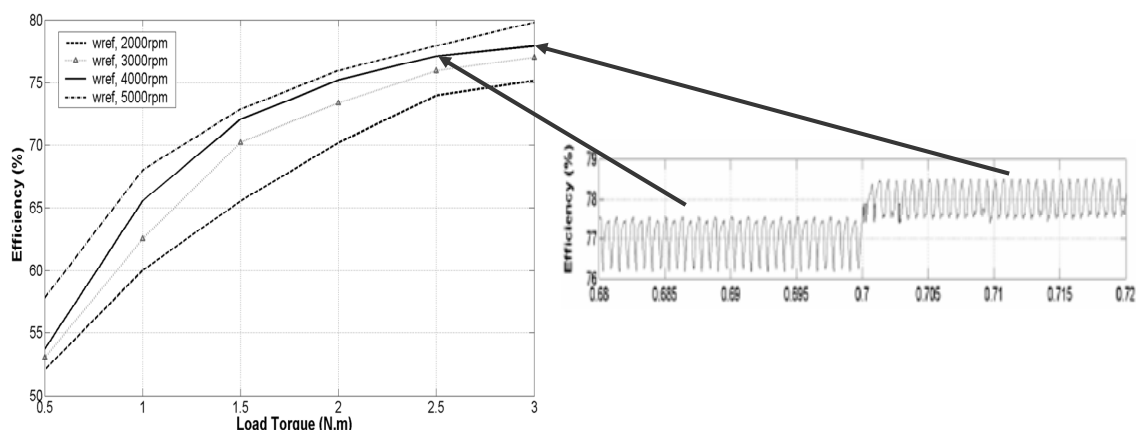


Figura 5.18 Avance de la eficiencia y del par de carga en un rango amplio de velocidad y detalle de la eficiencia tomado de la figura anterior.

El solapamiento de corrientes en el accionamiento permite un incremento del par a costa de una disminución de la eficiencia. Sin embargo, en este caso la eficiencia esta establecida alrededor del 70% durante la mayor parte del tiempo de operación, aunque significativa cuando la operación ocurre a velocidades bajas y pares de carga muy pequeños los cuales podrían presentarse.

Si bien es cierto que la estrategia de los ángulos de conmutación ( $\theta_{on}$ ,  $\theta_{off}$ ) es la obtención del máximo par por amperio, esto implica el efecto de minimizar los valores de corriente o de permitir alcanzar el par de carga requerido con valores de corriente cada vez mas bajos, con respecto a aquellos obtenidos en una estrategia de ángulos del convertidor fijos.

CAPITULO V: MODELADO, CONTROL Y SIMULACION DEL ACCIONAMIENTO-MOTOR SRM Y APLICACIÓN

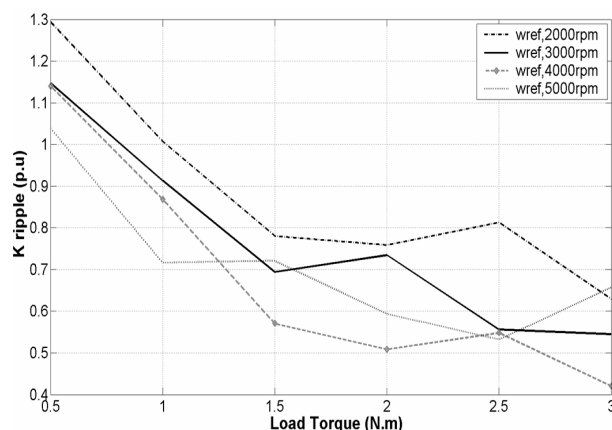


Figura 5.19 Rizado del par vs. Par de carga en un rango amplio de velocidad.

Finalmente, la figura 5.20 resume el desempeño del par promedio del motor para un rango amplio de velocidad. En el caso de la estrategia de ángulos de conmutación variables, el par promedio total es claramente mejorado para todo el rango de velocidad. Al mismo tiempo y para el caso de ángulos de conmutación fijos para el accionamiento, referidos en la Tabla 5.1, los resultados son comparables con aquellos valores obtenidos previamente en el análisis de elementos finitos, lo cual muestra una clara proximidad entre ellos en toda la muestra.

La eficiencia no hace parte de la función objetivo, ya que en este caso solo se contempla el máximo de par por amperio consumido lo que a su vez implica un descenso en los valores de eficiencia.

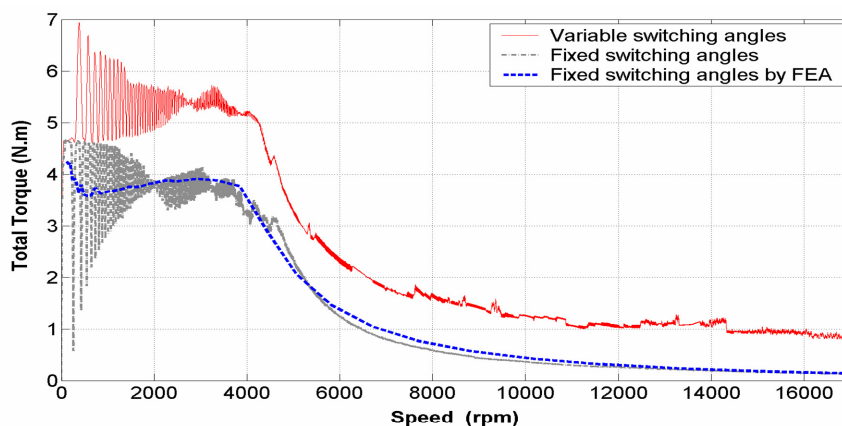


Figura 5.20 Vista general del par total vs. velocidad de operación. Comparativa entre ángulos de conmutación del accionamiento fijos y variables,  $I_{ref} = 62.5A$ .

En la tabla 5.3 se observan los valores de los ángulos de conmutación del accionamiento cuando el objetivo es la maximización de la eficiencia. Tanto las tablas 5.2 y 5.3 son una muestra particular de los valores finalmente contemplados y establecidos por el programa *RMXprt-Maxwell* de *Ansoft*.

Por otra parte, en la tabla 5.3 se optó por encontrar los valores de ángulos de encendido del accionamiento que contribuyan a encontrar un aumento en los valores de eficiencia con respecto a aquellos establecidos en la tabla 5.2. El procedimiento establece dejar intacto los ángulos de apagado con el fin de evitar una disminución excesiva en los valores de par. Además, para aumentar la eficiencia establecer la variación de los ángulos de encendido del accionamiento por encima de la posición de polos no alineados del SRM.



*CAPITULO V: MODELADO, CONTROL Y SIMULACION DEL ACCIONAMIENTO-MOTOR SRM Y APLICACIÓN*

En resumen, la tabla 5.3 es comparable con la tabla 5.2 por lo que la máxima caída de la eficiencia no es superior al 7% cuando la maximización de par es el principal objetivo. Como se observo en la figura 5.18, el incremento de la eficiencia global depende del par de carga y del incremento de la velocidad del rotor [39].

**Tabla 5.3 Óptimos ángulos de conmutación para una muestra de valores de corriente y velocidad en un SRM 8/6 – Objetivo maximización de eficiencia**

rpm A	1100			1450			1900			2500			3350			4400			5800			7650		
	$\theta_{on}^*$	$\theta_{off}^*$	$\eta^{**}$	$\theta_{on}$	$\theta_{off}$	$\eta$	$\theta_{on}$	$\theta_{off}$	$\eta$	$\theta_{on}$	$\theta_{off}$	$\eta$	$\theta_{on}$	$\theta_{off}$	$\eta$	$\theta_{on}$	$\theta_{off}$	$\eta$	$\theta_{on}$	$\theta_{off}$	$\eta$	$\theta_{on}$	$\theta_{off}$	$\eta$
12.5	54	174	51.5	48	174	42.4	42	168	48.6	54	168	49.2	1.2	168	48.8	42	162	52.0	48	156	54.1	42	150	57.4
17.5	54	174	60.0	54	168	55.0	54	168	58.4	54	168	59.2	36	162	60.8	30	156	63.1	30	150	64.9	42	150	62.3
22.5	60	174	65.0	54	168	62.1	48	168	63.9	54	162	66.7	48	156	69.3	42	156	69.4	42	150	68.2	42	150	66.0
27.5	54	174	67.7	54	168	70.2	54	168	69.6	48	162	71.4	42	162	72.8	42	150	74.6	36	150	71.0	18	144	70.8
32.5	54	174	70.9	54	168	75.6	54	168	74.5	48	162	75.1	48	162	76.1	36	156	76.3	36	150	73.7	30	144	73.4
37.5	54	174	71.9	54	168	76.5	48	168	76.0	48	162	77.3	48	162	78.5	42	156	77.9	36	150	76.2	24	144	75.3
42.5	54	174	72.9	48	174	76.5	48	168	77.7	48	168	78.6	42	162	80.1	36	156	79.2	30	144	78.3	12	144	77.0
47.5	54	174	73.2	54	174	76.8	48	168	78.4	48	168	79.4	48	162	80.5	36	156	80.4	30	144	80.0	18	144	78.7
52.5	54	174	73.5	48	168	77.2	48	168	79.2	42	162	80.8	42	162	82.2	30	156	81.3	24	144	80.7	18	138	80.4
57.5	54	174	73.4	48	174	77.2	48	168	79.4	42	168	80.9	42	162	82.8	30	156	82.0	20	144	81.1	12	138	80.9
62.5	54	174	73.0	48	168	77.3	48	168	79.7	42	168	81.3	36	162	83.3	30	156	82.8	18	144	82.3	6	138	82.1

\* Los ángulos de encendido y apagado del accionamiento son dados en grados eléctricos.

\*\* Los valores de eficiencia son dados en porcentaje.

### 5.3 Control completo de un compresor de aire acondicionado con un accionamiento SRM a través de lógica difusa.

Con el fin de desarrollar el modelo de control del sistema completo accionamiento-motor-carga, se hace necesario disponer tanto del modelo del motor como de la carga como se estableció en el Capítulo II y de cada una de las partes que intervienen en el sistema en un solo programa unificado en este caso con la ayuda del *Matlab-Simulink*. Asimismo, la potencia neta debido al compresor  $P_{comp}$  esta asociada a la relación existente entre el par y la velocidad como se registro en la ecuación 5.7. La operación a velocidades entre 2000 a 7000rpm es crítica para el rápido enfriamiento de la cabina del automóvil y trabajar a un máximo par o a un par en un rango amplio de velocidad es acorde al incremento de  $P_{comp}$ , lo cual es inherente al comportamiento del compresor. Por lo anterior se prevé decantarse en una estrategia de consecución del máximo par/amperio en un rango amplio de velocidad.

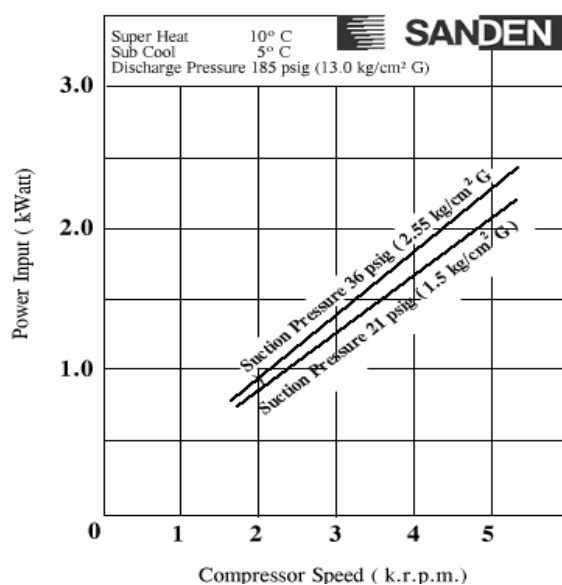
Desde el punto de vista termodinámico, al incrementar la presión de succión, la densidad de la presión de succión en el compresor  $\rho_s$  aumenta. Simultáneamente, los cambios de la presiones de succión y descarga, establecen cambios en la diferencia de entalpías a la salida y entrada del compresor. Cuando esta variación de entalpías aumenta, el flujo másico refrigerante se incrementa, aumentando así la fuerza de compresión. Al comparar la ecuación 5.16 (utilizada para compresores de desplazamiento variable) y la ecuación 5.7 se observa, que un incremento neto del par del motor es requerido. La figura 5.21 corresponde al fabricante *Sanden* [40], y visualiza dicho efecto, donde la relación de la velocidad del compresor vs. presión de succión ( $P_{\bar{d}}=cte$ ) incrementa la potencia demandada por el compresor y a medida que la presión de succión aumenta, ello también se traduce en un aumento del par.

*CAPITULO V: MODELADO, CONTROL Y SIMULACION DEL ACCIONAMIENTO-MOTOR SRM Y APLICACIÓN*

$$P_{comp} = \eta_{vol} \cdot \rho_s \cdot w_{comp} \cdot d_{comp} (h_d - h_s) \quad (5.16)$$

Donde:  $\eta_{vol}$  es la eficiencia volumétrica [0 -1];  $\rho_s$ , densidad de succión a la entrada del compresor,  $\text{kg/m}^3$ ;  $d_{comp}$  es la posición de la válvula de desplazamiento del compresor,  $\text{cm}^3$ ;  $w_{comp}$  es la velocidad de operación del compresor,  $\text{rad/s}$ .

Bajo la mayor parte de las condiciones de operación, se aconseja que el compresor deba estar en receso por encima de los 1000rpm para proveer un mínimo de flujo refrigerante [30,41]. Esto se observa, de las curvas del fabricante, las cuales inician su punto de operación a partir de los 1500rpm en adelante.



**Figura 5.21** Curvas de fabricante de compresores, donde se establece la relación entre la diferencia de presiones del compresor, la velocidad del compresor y su efecto en el aumento de la potencia.

### 5.3.1 *Conjunción entre el modelo del accionamiento SRM-Control y el modelo A/C automotriz.*

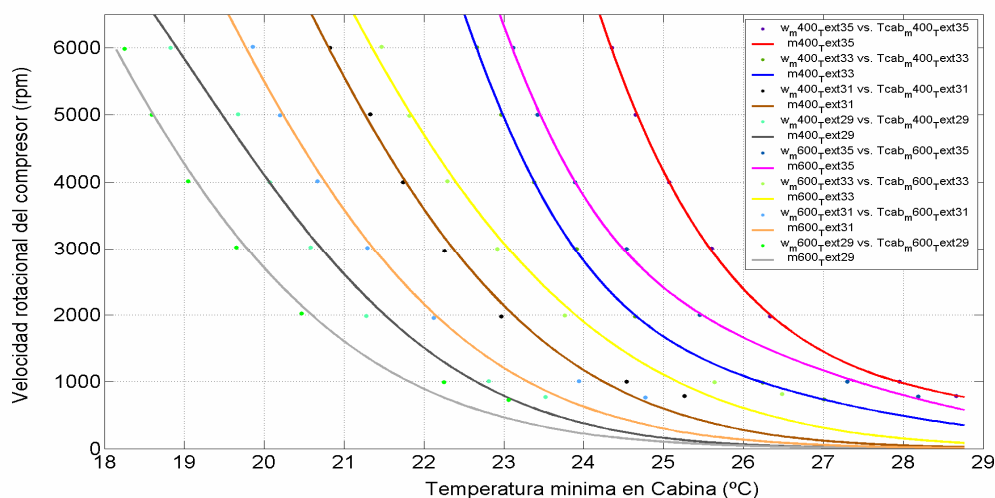
En la conjunción entre el modelo del accionamiento SRM-Control y el modelo A/C automotriz se observa:

- Desde el punto de vista de cómputo, es necesario ajustar el paso y la forma de integración del sistema. Es problemática la compatibilidad de los modelos con constantes de tiempo muy distintas, de hecho el modelo del sistema de aire acondicionado trabaja en una base de tiempo grande (del orden de cientos de segundos), y la respuesta del SRM y su control se establece en una base de tiempo de operación muy pequeña (algunos cientos de milisegundos) con un paso de integración variable. Sin embargo, al unir ambos modelos es conveniente establecer un punto medio entre ambos, para este caso se optó por un paso de integración fijo de 0.25ms. El inconveniente acontece a una leve pérdida de exactitud en la respuesta del control del SRM con el objetivo de aligerar el tiempo de simulación de todo el conjunto.
- A la hora de realizar el control del sistema se debe de analizar aquellos valores de los parámetros de salida que directa o indirectamente influyen en mayor o menor grado en el tipo de respuesta del motor. Como se vio en el Capítulo II, existen diferencias sustanciales

*CAPITULO V: MODELADO, CONTROL Y SIMULACION DEL ACCIONAMIENTO-MOTOR SRM Y APLICACIÓN*

entre trabajar con un bajo flujo másico de aire, con velocidades altas de operación del compresor, con un alto valor de cilindrada del compresor o con una alta temperatura del condensador, entre otros. Como se observó en la Tabla 2.7 del Capítulo II los variables anteriores actuando de manera conjunta implican valores de par demasiado altos para la característica previamente estipulada del motor, o implican valores de la temperatura del evaporador cerca de su límite mas bajo, o conducen a eficiencias muy bajas.

- Además de la figura 2.20 y la figura 2.21 del Capítulo II, la Tabla 5.4 y la Tabla 5.5 se basan en el modelo del sistema A/C, para estimar las temperaturas mínimas alcanzadas en la cabina ante variaciones en el flujo másico de aire y la velocidad del compresor con respecto a una temperatura exterior establecida. Mientras se asumen que parámetros como la presión de descarga (asociado a la temperatura del condensador), la cilindrada y la resistencia equivalente en la cabina permanecen constantes. Al tener conocimiento de ello, se llega por tanto al establecimiento de dos conjuntos de operación que obedecen a una estrategia de sectorización de los resultados dados por el sistema, como se observa en la figura 5.22. En consecuencia, tanto la velocidad del compresor, y la variación del flujo másico de aire pueden ser establecidas como salidas de un control integral y autónomo de la temperatura de la cabina con respecto a un valor de consigna y la temperatura ambiente.
- Como se vio en el Capítulo II, los valores representativos del evaporador y del compresor son acordes a resultados reales establecidos en [42] y a aquellos estimados con la ayuda de un software comercial. Por lo que efectivamente se puede establecer que cierto conjunto de parámetros son inviables, no desde el punto de vista de modelado, sino de actuación del motor cara al sistema. Como se ve en la Tabla 5.4 y la Tabla 5.5, así como en la figura 5.22, la actuación del sistema hace imposible la representación de los datos de las entradas y salidas como tablas continuas, por lo que trabajar con programación basada en redes neuronales podría ser inviable. Sin embargo, de las entradas y a partir de un valor de consigna de temperatura en la cabina que se desee, es posible dictaminar en que grupo de trabajo se establece la actuación. Esto podría ser fácilmente programado e implementado a partir de una estrategia de control difuso. El sistema consta de dos entradas: la temperatura de consigna y la temperatura en el exterior de la cabina en primera instancia, y dos salidas: la velocidad rotacional del compresor (asociado al motor que lo maneja) y el flujo masico de aire.

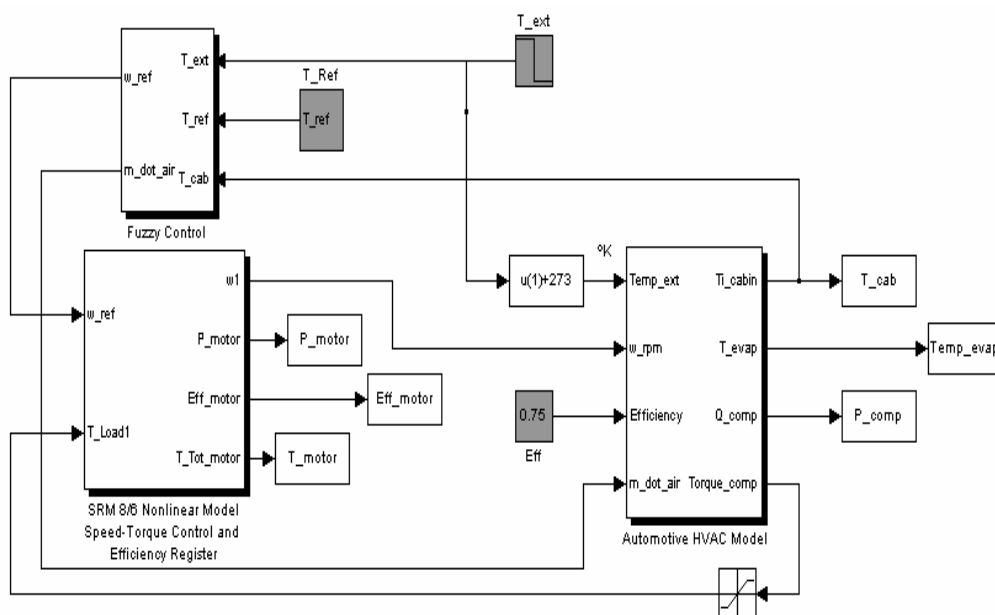


**Figura 5.22** Curvas de operación del sistema A/C en relación a la velocidad rotacional del compresor y la temperatura mínima esperada en cabina ante variaciones discretas del flujo másico de aire y la temperatura exterior.

*CAPITULO V: MODELADO, CONTROL Y SIMULACION DEL ACCIONAMIENTO-MOTOR SRM Y APLICACIÓN*

En la figura 5.23 se expone de manera conjunta, el bloque que describe el modelo del sistema de aire acondicionado automotriz (Capitulo II) y el bloque correspondiente al motor SRM 8/6 control de par y de velocidad descrito en la sección anterior.

- Con respecto a los puntos anteriores se establece como criterio que ante posibles actuaciones del sistema, la mejor selección con vista al sistema de aire acondicionado estaría relacionada al COP mas alto dado por el sistema, por lo que este parámetro se establece como el mejor candidato para seleccionar la mejor actuación del sistema A/C ante el seguimiento de una determinada temperatura de consigna.



**Figura 5.23 Modelo completo de un sistema que describe el modelo del sistema de aire acondicionado automotriz y el bloque correspondiente al motor SRM 8/6 control de par y de velocidad.**

La Tabla 2.7 del Capítulo II, establece como entradas: la cilindrada, la temperatura del condensador, el flujo másico de aire y la velocidad del compresor; y como resultados finales la estimación del COP del sistema, el par del compresor y la mínima temperatura alcanzada en la cabina. Tomando como ejemplo reducir hasta los 20.5°C la temperatura interior de la cabina desde los 30°C, y dada una cilindrada fija alrededor de los 118.6cm<sup>3</sup>, podemos establecer las siguientes actuaciones del sistema.

- Con variación de la temperatura del condensador de 49.46°C, el flujo másico de aire 200 kg/h y la velocidad en el eje del compresor alrededor de los 5000 rpm. (COP =1.68)
- Con variación de la temperatura del condensador 49.46°C, el flujo másico de aire 400 kg/h y la velocidad en el eje del compresor alrededor de los 4000 rpm. (COP =1.94)
- Con variación de la temperatura del condensador 55.20°C, el flujo másico de aire 400 kg/h y la velocidad en el eje del compresor alrededor de los 5000 rpm. (COP =1.57)

Se establece por tanto como mejor elección, aquella que represente el COP más alto entregado por el sistema. En resumen el control difuso establecerá ante unas entradas determinadas, las posibles actuaciones del sistema y posteriormente tomar una elección en relación a la mejor actuación del mismo, reflejado en el COP del sistema.

CAPITULO V: MODELADO, CONTROL Y SIMULACION DEL ACCIONAMIENTO-MOTOR SRM Y APLICACIÓN

**Tabla 5.4 Resultados de la simulación para el sistema A/C. Valores finales del estado estacionario para diferentes pruebas con Pd=13Bar,  $\eta_{mec}=75\%$ , cilindrada 112.5cm<sup>3</sup>, R<sub>eq</sub>=300°K/W y flujo masico de aire=400kg/h**

Velocidad (RPM)	P. Máxima Compresor (kW)	P. Mínima Compresor (kW)	Par Maximo (N.m)	Par Mínimo (N.m)	Rend. Volum. (%)	Rend. Isentrop. (%)	Rend. Evap. (%)	Temp. Evaporador (°C)	Presion Succion (Bar)	Min.Temp. Cabina (°C)	Flujo Masico Refrig. (kg/s)	Temperatura Exterior (°C)	COP
539	0.309		7.3		80.10	95.28	61.88	4.637	3.453	29.84	0.01335	35	5.641
1002	0.58	0.53	7.10	6.68	72.16	87.10	64.97	-2.482	2.674	27.95	0.01747	35	4.204
1978	1.00	0.90	6.30	5.79	59.40	74.30	67.31	-9.496	2.046	26.33	0.02204	35	2.994
3006	1.40	1.204	5.80	5.18	49.12	64.79	68.17	-12.62	1.807	25.60	0.02419	35	2.396
4000	1.80	1.553	5.65	4.928	42.85	56.50	68.79	-15.10	1.633	25.07	0.02598	35	1.989
5006	2.25	1.892	5.70	4.826	38.63	50.10	69.19	-16.83	1.519	24.65	0.02722	35	1.695
6010	2.77	2.261	5.80	4.795	35.10	44.50	69.49	-18.16	1.436	24.35	0.02823	35	1.460
465	0.267		7.302		80.80	96.37	60.30	5.207	3.522	28.06	0.01177	33	5.773
988	0.57	0.512	6.90	6.598	71.73	87.01	64.53	-3.086	2.615	26.24	0.01677	33	4.132
1975	0.98	0.8814	6.20	5.683	58.80	74.24	66.99	-10.07	2.00	24.64	0.02131	33	2.948
2995	1.34	1.189	5.64	5.056	48.38	64.53	67.91	-13.26	1.761	23.91	0.02351	33	2.373
3996	1.735	1.507	5.51	4.801	42.44	56.83	68.51	-15.57	1.601	23.38	0.02514	33	1.980
5001	2.17	1.838	5.53	4.679	38.17	50.50	68.93	-17.33	1.488	22.97	0.02642	33	1.690
6006	2.68	2.179	5.675	4.62	34.75	45.17	69.24	-18.65	1.407	22.66	0.02739	33	1.467
466	0.264		7.222		80.22	96.04	59.84	4.133	3.392	26.27	0.01136	31	5.600
1002	0.56	0.5094	6.85	6.476	70.88	86.51	64.20	-3.957	2.53	24.54	0.01628	31	4.014
1981	0.97	0.8663	6.06	5.567	58.16	74.03	66.68	-10.69	1.952	22.97	0.02063	31	2.895
2968	1.32	1.153	5.52	4.948	47.98	64.79	67.59	-13.72	1.728	22.26	0.0227	31	2.357
3996	1.69	1.467	5.36	4.674	41.93	57.07	68.23	-16.06	1.568	21.74	0.02436	31	1.965
5011	2.11	1.784	5.35	4.533	37.70	50.90	68.68	-17.82	1.457	21.33	0.02563	31	1.685
6001	2.58	2.157	5.47	4.578	34.67	45.37	69.17	-20.20	1.316	20.82	0.02718	31	1.470
498	0.277		7.089		78.97	95.06	59.80	2.563	3.21	24.50	0.01133	29	5.289
1006	0.545	0.5026	6.76	6.363	70.13	86.14	63.80	-4.765	2.455	22.81	0.01572	29	3.913
1986	0.95	0.8496	5.95	5.447	57.41	73.83	66.34	-11.31	1.904	21.28	0.01994	29	2.844
3023	1.28	1.143	5.39	4.817	47.07	64.38	67.33	-14.42	1.679	20.58	0.02207	29	2.304
4000	1.64	1.428	5.21	4.546	41.39	57.29	67.94	-16.59	1.535	20.07	0.02359	29	1.95
5011	2.05	1.726	5.20	4.387	37.25	51.38	68.40	-18.31	1.427	19.67	0.02483	29	1.682
6003	2.482	2.159	5.26	4.579	34.66	45.35	69.18	-22.19	1.206	18.83	0.02719	29	1.47

CAPITULO V: MODELADO, CONTROL Y SIMULACION DEL ACCIONAMIENTO-MOTOR SRM Y APLICACIÓN

**Tabla 5.5 Resultados de la simulación para el sistema A/C. Valores finales del estado estacionario para diferentes pruebas con Pd=13Bar,  $\eta_{mec}=75\%$ , cilindrada 112.5cm<sup>3</sup>, R<sub>eq</sub>=300°K/W y flujo masico de aire=600kg/h**

Velocidad (RPM)	P. Máxima Compresor (kW)	P. Mínima Compresor (kW)	Par Maximo (N.m)	Par Mínimo (N.m)	Rend. Volum. (%)	Rend. Isentrop. (%)	Rend. Evap. (%)	Temp. Evaporador (°C)	Presion Succion (Bar)	Min.Temp. Cabina (°C)	Flujo Masico Refrig. (kg/s)	Temperatura Exterior (°C)	COP
490	0.2816		7.313		80.65	96.04	46.57	9.185	4.035	29.93	0.01238	35	5.753
1000	0.60	0.557	7.30	6.886	73.16	87.26	51.22	-1.057	2.818	27.30	0.01915	35	4.38
2000	1.06	0.942	6.70	6.12	61.40	74.92	53.34	-7.73	2.192	25.45	0.02407	35	3.153
3000	1.47	1.301	6.20	5.515	50.43	64.31	54.22	-11.10	1.921	24.54	0.0267	35	2.490
4000	1.97	1.685	6.23	5.343	44.38	55.76	54.79	-13.49	1.744	23.89	0.02865	35	2.039
5000	2.52	2.089	6.44	5.328	40.00	48.69	55.18	-15.20	1.626	23.42	0.03006	35	1.711
6000	3.20	2.562	6.80	5.426	36.30	42.17	55.46	-16.50	1.541	23.12	0.0312	35	1.438
531	0.3057		7.331		80.4	95.52	47.45	5.944	3.612	27.93	0.01337	33	5.722
998	0.59	0.5338	7.23	6.808	72.95	87.45	50.72	-1.549	2.767	25.64	0.0182	33	4.331
1993	1.05	0.9345	6.58	5.972	60.34	74.43	53.07	-8.50		23.76	0.02336	33	3.072
3000	1.45	1.271	6.09	5.395	49.92	64.38	53.95	-11.65	1.878	22.92	0.02584	33	2.46
4010	1.92	1.639	6.09	5.204	43.88	56.01	54.53	-13.99	1.708	22.29	0.02774	33	2.024
4990	2.46	2.025	6.26	5.168	39.60	49.14	54.93	-15.70	1.592	21.82	0.02915	33	1.706
6016	3.12	2.470	6.62	5.227	35.92	42.83	55.23	-17.02	1.507	21.47	0.03027	33	1.443
514	0.2945		7.298		80.32	95.64	46.95	4.73	3.464	25.97	0.0128	31	5.678
1006	0.58	0.5292	7.14	6.695	72.19	87.04	50.38	-2.42	2.68	23.94	0.0176	31	4.209
1957	1.03	0.9044	6.45	5.884	60.17	74.67	52.71	-9.018	2.085	22.12	0.02245	31	3.043
3012	1.42	1.247	5.96	5.271	49.30	64.31	53.67	-12.26	1.833	21.29	0.02503	31	2.422
4013	1.87	1.598	5.93	5.069	43.37	56.22	54.27	-14.55	1.671	20.67	0.02687	31	2.006
4996	2.385	1.965	6.06	5.008	39.14	49.55	54.68	-16.23	1.558	20.2	0.02825	31	1.70
6012	3.01	2.376	6.37	5.032	35.57	43.54	54.99	-17.53	1.475	19.86	0.02935	31	1.451
506	0.287		7.211		79.78	95.43	46.34	3.833	3.356	24.17	0.01214	29	5.515
997	0.58	0.516	7.02	6.593	71.63	86.89	49.95	-3.14	2.609	22.25	0.01686	29	4.120
2023	1.01	0.907	6.33	5.709	58.62	73.82	52.48	-9.881	2.015	20.47	0.02188	29	2.944
3024	1.385	1.222	5.825	5.146	48.66	64.25	53.39	-12.89	1.788	19.65	0.02422	29	2.384
4014	1.82	1.554	5.76	4.930	42.85	56.47	54.00	-15.09	1.633	19.05	0.02599	29	1.989
5001	2.32	1.905	5.86	4.849	38.67	49.98	54.42	-16.77	1.523	18.59	0.02736	29	1.694
5988	2.90	2.274	6.12	4.835	35.28	44.44	54.73	-18.02	1.444	18.25	0.02841	29	1.463

### **5.3.2 Estrategia de control difuso.**

Debido a la sectorización en puntos de operación, la estrategia de control difuso se ha escogido como la mejor opción con el fin de implementar un control autónomo de la temperatura de la cabina en conjunción con el modelo del accionamiento SRM-Control y el modelo A/C automotriz.

Este caso opta por la creación de una función de cálculo en *Matlab* para la elaboración de un controlador de lógica difusa, ya que el calculo utilizando algebra matricial es mucho mas rápido que aquel dispuesto en el “*Fuzzy Logic Toolbox*” de *Simulink* y por tanto hay una mejora en la velocidad de simulación. El algoritmo de cálculo esta basado en el establecido en [43-44], el cual utiliza un defuzificador de tipo centro de gravedad por ser el más utilizado y eficiente de todos los métodos de defuzificación, al proporcionar variaciones suaves y continuas de la señal de control. El Anexo V muestra en detalle el desarrollo de la función realizada en *Matlab* para luego ser embebida al sistema como el bloque de control difuso de la figura 5.23.

Los criterios de este controlador difuso se describen a continuación:

1. Definición de las entradas y salidas del regulador difuso. En este caso se utiliza la temperatura ambiental y la temperatura de consigna como las variables de entrada del regulador.
  - a. La temperatura exterior, en primera instancia, se supone de igual valor a la temperatura interna en la cabina, corresponde a un valor positivo. Se parte de la suposición, que para hacer uso del sistema de aire acondicionado la temperatura inicial en el interior de la cabina estaría entre  $29^{\circ}\text{C} < T_{ext} < 35^{\circ}\text{C}$
  - b. La temperatura de consigna corresponde al valor dictaminado por el usuario. El rango de operación se sitúa entre los valores de  $18^{\circ}\text{C} < T_{consigna} < 28^{\circ}\text{C}$
  - c. Se suponen constantes e invariantes los demás parámetros del sistema: como son la temperatura del condensador, la cilindrada y la resistencia equivalente en la cabina.

La variable de salida difusa será la entregada por el controlador difuso y corresponde al valor de la velocidad del eje del compresor. Se establece como rango de operación, los valores comprendidos entre  $990\text{rpm} < \omega_{compresor} < 6016\text{rpm}$ . Se asume un valor mínimo de operación en este caso próximo a los 1000rpm, en correspondencia con lo establecido por el fabricante. Con base al valor máximo de operación (6016 rpm) se establece el universo de discurso de esta variable. El flujo másico de aire oscilara sobre dos valores,  $m_a = [400 \text{ kg/h}, 600 \text{ kg/h}]$

2. Definición de las reglas de control: Las variables difusas se dividen en cuatro grupos correspondiente a: *Re\_High*, *M\_High*, *High*, *Medium*. Las reglas generadas por los  $n=4$  valores lingüísticos por variable de entrada son almacenadas en una matriz  $4*4$ . Las columnas de la matriz son indexadas por los cuatro conjuntos difusos para cuantificar el universo de discurso del valor de la temperatura exterior. De otra parte, las filas son indexadas por los cuatro conjuntos que cuantifican el universo de discurso de la temperatura de consigna.

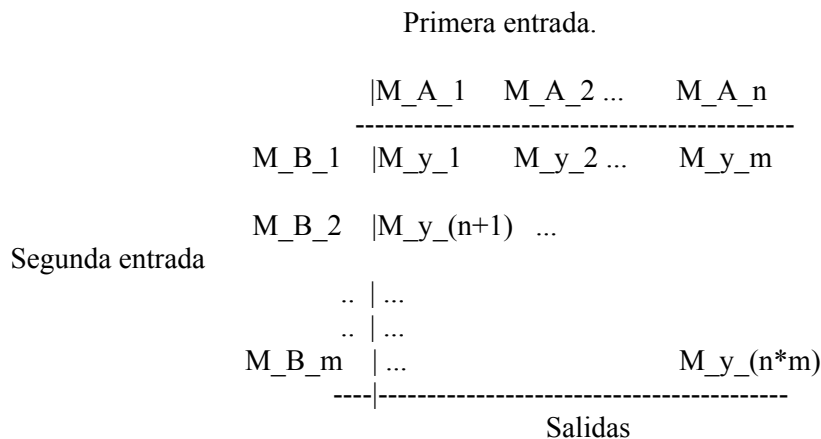
Por tanto, las reglas están compuestas por dos antecedentes y un consecuente y se expresan en forma general como:

$$\text{IF (Antecedente 1) AND (Antecedente 2) THEN (Consecuente) \quad (5.17)}$$

CAPITULO V: MODELADO, CONTROL Y SIMULACION DEL ACCIONAMIENTO-MOTOR SRM Y APLICACIÓN

A diferencia de otros modelos, estas reglas se desarrollan paralelamente para dos valores discretos de flujo másico de aire [400kg/h, 600kg/h]. La finalidad es establecer el mejor resultado de velocidad del compresor en función del máximo COP establecido.

Por lo que las reglas se resumen de manera tal que:



3. Definición de las funciones de pertenencia: Las funciones de pertenencia se implementan por software utilizando funciones matemáticas para su descripción. En este caso se opta por la utilización de funciones Gaussianas normalizadas (en lugar de aquellas tipo triangular) de cada una de las variables de entrada y en cada una de las funciones de membresía. La utilización de la función “*cftool*” de la librería del *Matlab* permite encontrar los parámetros de la función Gaussiana en cada una de las funciones de membresía fácilmente, la distribución del universo de discurso y la asignación de los respectivos valores lingüísticos para cada variable definida, se condensan de igual manera en el Anexo V.
  
4. Calculo del valor de salida: Al conocer la totalidad de las reglas, la estrategia conlleva a evaluarlas y definir cuales forman parte del calculo a la salida para un punto de operación determinado. A este paso, el proceso ya ha establecido los valores del COP del sistema para las dos variables de entrada, y dos velocidades distintas del ventilador de manera simultanea. La operación para estos dos flujos másicos de aire se realiza en base a una estimación previa de los valores a partir de simulación. Esto permite encontrar el valor de la velocidad rotacional en el eje, acorde a los valores de entrada y de forma adicional establecer el nivel de flujo másico de aire (400kg/h o 600kg/h), para el cual el valor del COP sea el mayor.

Esto sugiere que el valor del flujo másico de aire que estime el mayor COP del sistema se establecerá como el valor estimado para la segunda salida y el conjunto de reglas asociado a dicho resultado generara por consiguiente el valor final de la velocidad en el eje del compresor.

Cuando estas reglas han sido procesadas, las salidas difusas deben combinarse en una salida única mediante el proceso de defuzificación. En este caso el método utilizado es de centroide o centro de gravedad. Su valor corresponde al promedio ponderado de todas las salidas difusas para cada variable de salida del sistema, de manera que:



$$y_o = \frac{\sum_j y_j \mu(y_j)}{\sum_j \mu(y_j)} = \frac{\sum_j y_j (A.B)}{\sum_j (A.B)} \quad (5.18)$$

Donde:  $y_j$  denota el centro de la primera regla y  $\mu$  corresponde al valor de la función de pertenencia. Para este caso, A y B son los valores de las funciones de membresía de la primera (A) y segunda entrada (B).

Esta función se puede calcular en *Matlab* haciendo uso del algebra matricial con el fin de ahorrar tiempo de simulación. Posteriormente ello es embebido en *Simulink* a manera de función *m-file*.

### 5.3.3 Resultados de simulación del sistema completo.

El sistema en general opera en condiciones de estado estacionario mientras que las variaciones de la velocidad del compresor y del flujo másico de aire varían a medida que el modelo de control del sistema basado en lógica difusa opera hasta que la temperatura dentro de la cabina corresponde a un valor de temperatura de consigna y el COP del sistema sea el máximo posible para determinado evento como se estableció en la sección precedente (para unos parámetros determinados de operación).

A continuación y ante variaciones de la temperatura de consigna y de la temperatura ambiente se establecerá el desarrollo en todo momento de los parámetros del sistema A/C como son: el flujo másico refrigerante, las eficiencias isentrópica y volumétrica, la presión de succión, la potencia del evaporador y del compresor, el COP, la temperatura del evaporador y la temperatura dentro de la cabina entre otros. Además, de los parámetros del motor como son: la eficiencia de operación del motor, el par total, las corrientes en cada fase y la potencia de operación del motor entre otros.

Ante la variación de la temperatura de consigna: La secuencia de eventos que se establece en la Tabla 5.6 sirve para evaluar el comportamiento general de las variables más representativas en el sistema de aire acondicionado y del motor, para el caso particular en que la temperatura en el exterior es constante,  $T_{ext}=35^{\circ}\text{C}$ .

La figura 5.24a y 5.24b, muestra la ejecución general del control de temperatura en la cabina basada en lógica difusa para la secuencia de eventos A y B mostrados en la Tabla 5.6. El desarrollo del control es satisfactorio en todo el tiempo de ejecución tanto para los modos de elevación y disminución de la temperatura de la cabina con respecto a una consigna dada.

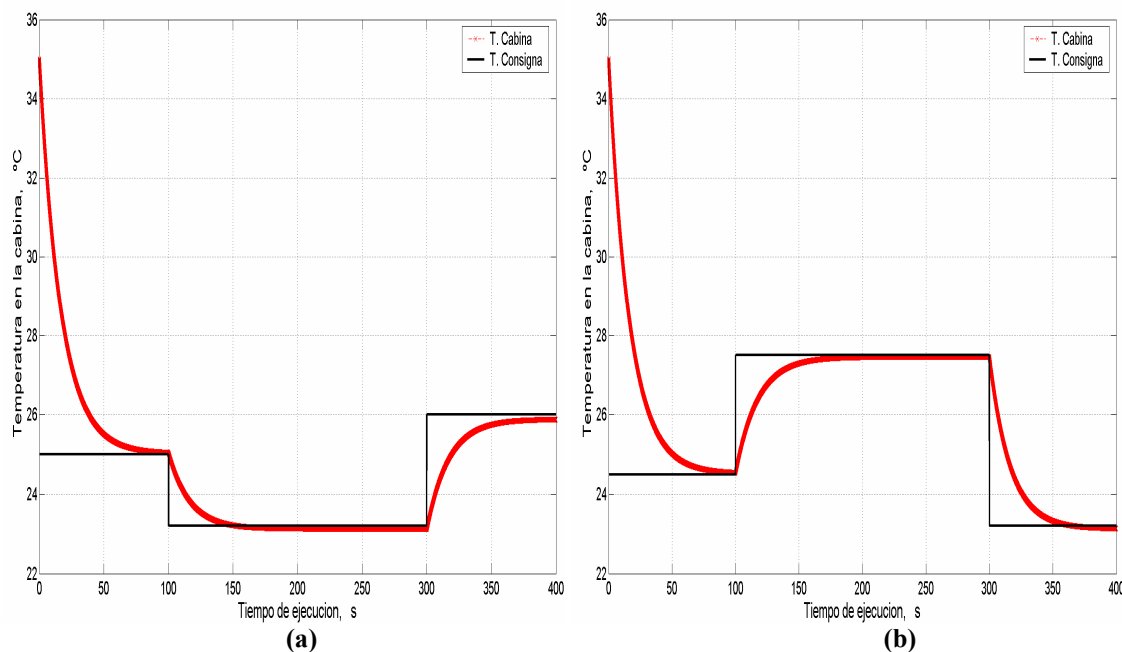
Como se observa, el tiempo de respuesta para cada cambio de consigna es algo breve con respecto a otros estudios. Esto se debe a que la resistencia equivalente en la cabina es relativamente pequeña, al igual que el volumen de la misma. Aunque acorde a los valores estipulados para un vehiculo de pequeñas dimensiones como se vio en el Capitulo II.

Además, los valores de la temperatura del evaporador cercanos a los valores negativos máximos de operación conducen de igual modo a que el tiempo de respuesta del sistema sea relativamente corto. Este esquema de operación permite acortar el tiempo y la generación de datos de la simulación, con el fin de mostrar la efectividad del método empleado en el control de la temperatura en la cabina.

*CAPITULO V: MODELADO, CONTROL Y SIMULACION DEL ACCIONAMIENTO-MOTOR SRM Y APLICACIÓN*

**Tabla 5.6 Secuencia de eventos en la simulación del conjunto A/C, accionamiento, controlador y motor, ante diversos cambios externos cuando la temperatura en el exterior es constante,  $T_{ext}=35^{\circ}\text{C}$**

<i>Tiempo/Rango de Operación</i>	<i>Evento A</i>	<i>Evento B</i>
0.0s	Inicio de la Simulación	Inicio de la Simulación
0.0s – 0.1s	Condiciones iniciales para la simulación del sistema	Condiciones iniciales para la simulación del sistema
0.1s - 100s	1. Temperatura de consigna de 25,0°C	1. Temperatura de consigna de 24,5°C
100s - 300s	2. Temperatura de consigna de 23,2°C	2. Temperatura de consigna de 27,5°C
300 - 400s	3. Temperatura de consigna de 26,0°C	3. Temperatura de consigna de 23,2°C
400s	Fin de la Simulación	Fin de la Simulación



**Figura 5.24 Ejecución del control de temperatura de la cabina ante cambios en la temperatura de consigna.  $T_{ext}=35^{\circ}\text{C}$ ,  $P_d=13\text{Bar}$ ,  $\eta_{mec}=75\%$ , cilindrada  $112.5\text{cm}^3$ ,  $R_{eq}=300^{\circ}\text{K/W}$ . (a) Evento A. (b) Evento B.**

Algunos métodos de control para sistemas de aire acondicionado en el automóvil, utilizan controles de tipo neuropredictivo o de control PID-difuso, donde el comportamiento de la velocidad en el eje del compresor del sistema es de tipo “on-off” [45]. Por lo que se establece como velocidad del compresor un valor máximo (alrededor de 4500rpm) o un mínimo permitido (~750rpm). Este desarrollo dictamina establecer valores de velocidad máximos desde el arranque y un valor mínimo de velocidad en el eje, cuando los valores de estado estacionario de la temperatura en el interior de la cabina son próximos al valor de la temperatura de consigna.

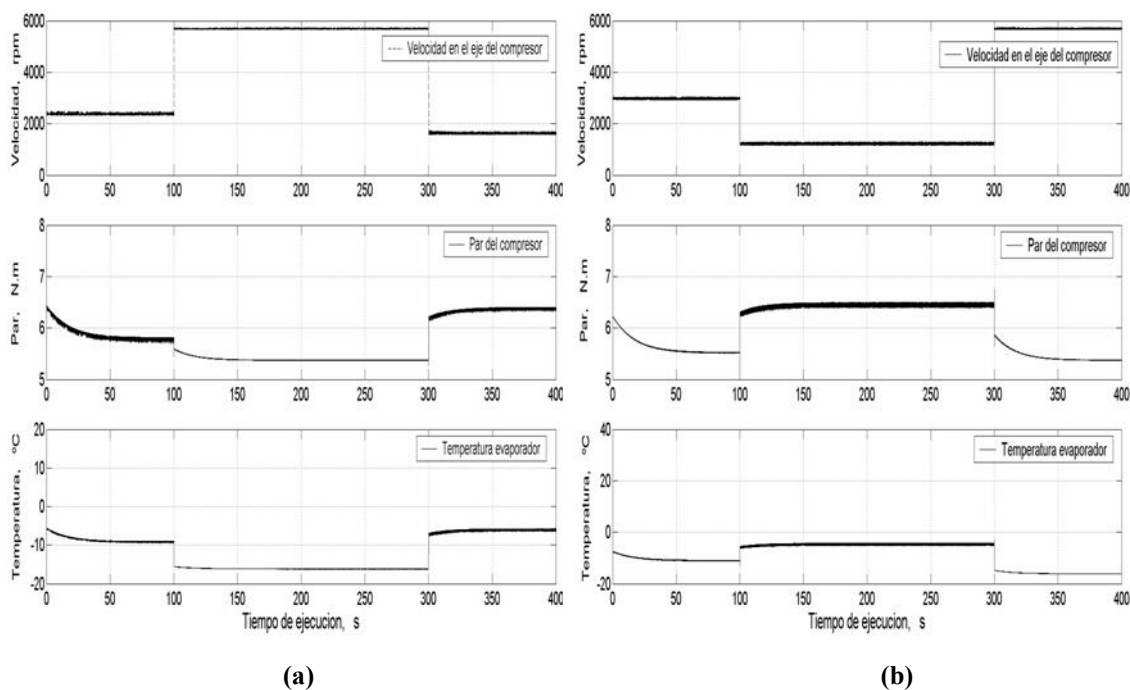
En este caso el control varía en la forma y en la ejecución; en la forma, puesto que el control involucra tanto la velocidad del eje del motor como la velocidad de operación del ventilador para el control de temperatura en la cabina. En la ejecución, puesto que ello implica la utilización de las ventajas de la operación del SRM. Al igual que en el caso anterior existe un límite en la velocidad de operación del compresor ( $750\text{rpm} < \omega < 6016\text{rpm}$ ); sin embargo, la

*CAPITULO V: MODELADO, CONTROL Y SIMULACION DEL ACCIONAMIENTO-MOTOR SRM Y APLICACIÓN*

forma de control deja de ser enteramente “on-off”; para seguir una forma de control de respuesta escalonada. Esto implica que para cada valor de temperatura en la cabina en estado estacionario, habrá una combinación de flujo masico de aire y de velocidad en el eje del compresor que permita su consecución. Por tanto, velocidades mínimas de operación del motor solo se conseguirían si la diferencia entre la temperatura en el interior de la cabina y la temperatura de consigna es pequeña o en modo de incremento (levemente) de la temperatura en el interior de la cabina. La figura 5.25a y 5.25b, muestran el desarrollo de la velocidad, el par del compresor y la temperatura del evaporador, para los eventos A y B registrados en la tabla 5.6.

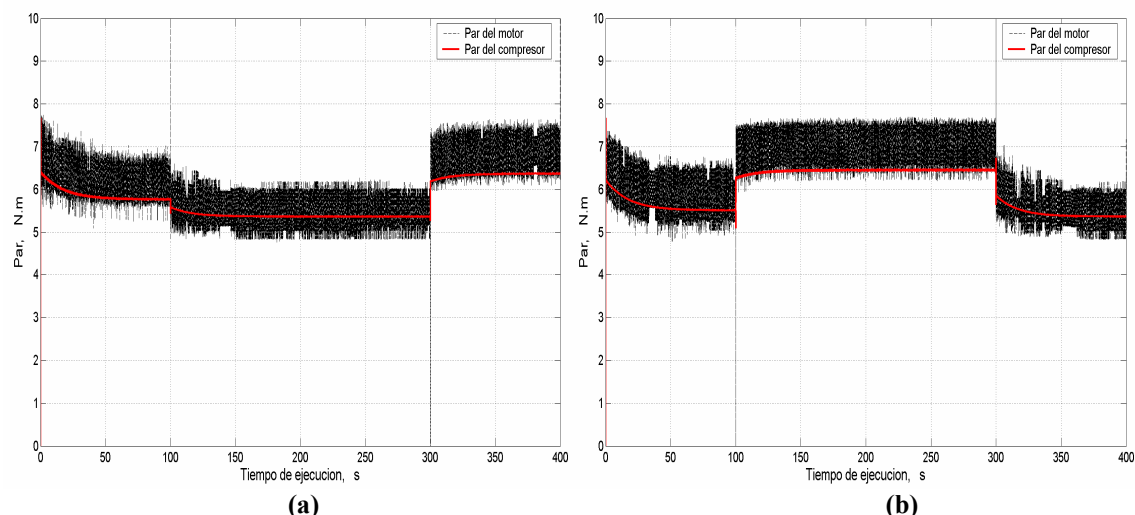
La operación del accionamiento SRM a muy bajas velocidades implica la obtención de valores de eficiencia bajos cuando se compara con otros tipos de accionamiento [29]. De allí, que la forma convencional de control de temperatura en la cabina tipo “on-off” no sea la aplicada. Utilizar las ventajas del SRM implica hacer pleno uso de las prestaciones par-velocidad, lo cual se establece en la figura 5.20 para dicho motor o de eficiencia como se establece en la Tabla 5.3. Esto permite operar pares relativamente altos (5.0Nm-6.5Nm) que se presentan ante variaciones en la temperatura de consigna, o la actuación a par constante cuando la relación entre la temperatura de consigna-cabina es muy próxima o en estado estacionario.

Como se comento anteriormente, el valor de temperatura del evaporador se establece en una rango definido de operación; cuanto mayor sea la relación entre la temperatura exterior y la temperatura de consigna, mas cercano será el valor de la temperatura del evaporador a su valor mínimo permitido. La figura 5.26 muestra el desarrollo del par del compresor y de aquel establecido por el accionamiento SRM; la comparativa entre ambos pares establece que los valores demandados por el compresor para el enfriamiento de la cabina en ambos eventos son alcanzados por el control de par inmerso en el accionamiento. De igual manera, otra de las ventajas del accionamiento SRM es su mejor ejecución en el rango de media-alta velocidad en lo que respecta a la eficiencia de operación del motor.



**Figura 5.25** Comportamiento de la velocidad y el par en el eje del compresor, y la temperatura del evaporador ante cambios en la temperatura de consigna.  $T_{ext}=35^{\circ}C$ ,  $P_d=13Bar$ ,  $\eta_{mec}=75\%$ , cilindrada  $112.5cm^3$ ,  $R_{eq}=300^{\circ}K/W$ . (a) Evento A. (b) Evento B.

CAPITULO V: MODELADO, CONTROL Y SIMULACION DEL ACCIONAMIENTO-MOTOR SRM Y APLICACIÓN



**Figura 5.26** Comportamiento del par en el eje del compresor y en el accionamiento SRM.  $T_{ext}=35^{\circ}\text{C}$ ,  $P_d=13\text{Bar}$ ,  $\eta_{mec}=75\%$ , cilindrada  $112.5\text{cm}^3$ ,  $R_{eq}=300^{\circ}\text{K/W}$ . (a) Evento A. (b) Evento B.

Del Capítulo IV se observa que las velocidades de operación por debajo de los 2000rpm implican eficiencias en la operación del SRM por debajo del 75%. En un control convencional o de tipo “on-off”, la velocidad de operación es la mínima (~750rpm) cuando la relación temperatura de la cabina-temperatura de consigna es cercana a cero; en dicho caso, la actuación del accionamiento SRM no es conveniente ya que la eficiencia del accionamiento para este valor de velocidad sería demasiado baja. La figura 5.27 muestra el desarrollo de todas las eficiencias que actúan en todo el sistema (motor y compresor) como respuesta a ambos eventos.

La relación existente entre la temperatura ambiente y la temperatura de consigna, puede significar un aumento en el valor de la eficiencia de la máquina al conseguir llevar la temperatura de la cabina inicial (la cual se asume igual a la temperatura ambiente en primera instancia) a un valor mínimo permitido o una consigna mínima de operación, puesto que la velocidad de operación del motor es la máxima permitida; que en el caso tal de sobrellevar un pequeño cambio en la temperatura de consigna. Desde el punto de vista del compresor la relación es totalmente contraria al comportamiento del motor, por lo que algunos valores de las eficiencias volumétricas e isentrópicas pueden llegar a ser muy cercanos a los valores mínimos de operación para ambos eventos.

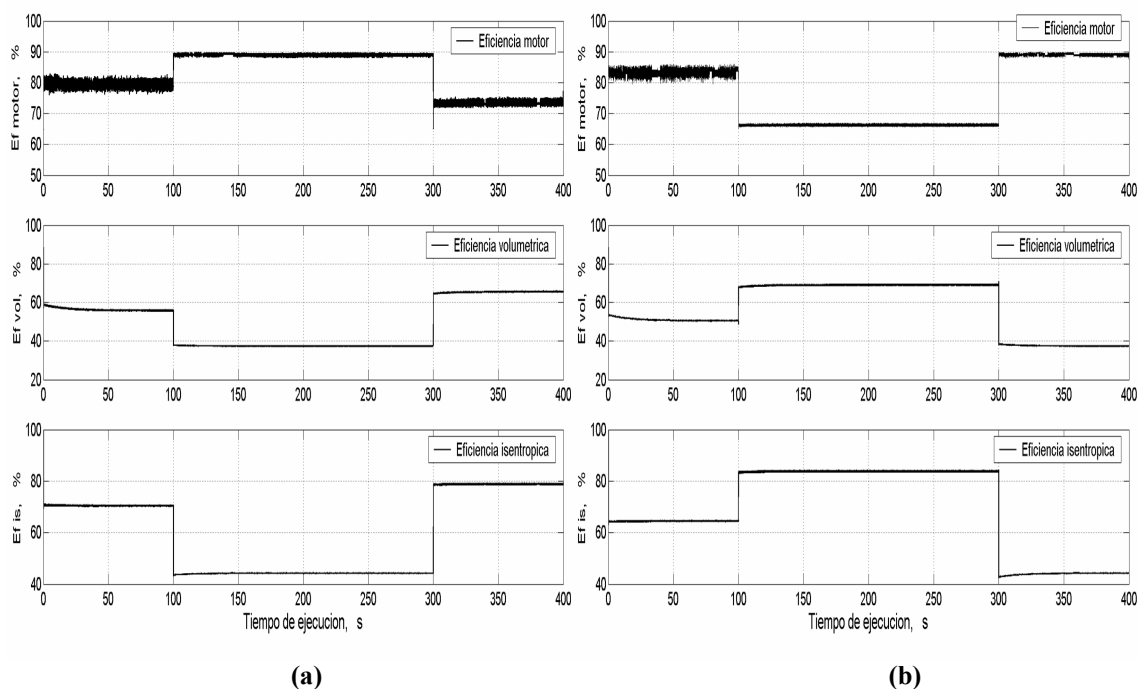
Por otro lado, la figura 5.28a y 5.28b se muestra la variación de la potencia demandada por el compresor y el evaporador ante los diferentes cambios surgidos en los eventos A y B de la Tabla 5.6. Para la potencia del evaporador se observan valores máximos y mínimos de 3.79-2.69 kW para el evento A, y 3.98-2.18 kW para el evento B. Los ajustes en los parámetros tales como: flujo másico refrigerante y temperatura del evaporador, repercuten directamente en los estados transitorios a raíz de la consecución de la temperatura de consigna.

Con respecto a la potencia demandada por el compresor, esta se halla alrededor de 1.08 kW -2.4 kW -0.81 kW y 1.3kW -0.61kW -2.4kW para cada uno de los estados estacionarios asociados a los eventos A y B respectivamente. Sin embargo en los estados transitorios, la respuesta del compresor es mucho más suave que la del evaporador, en parte por su afección con la eficiencia isentrópica del compresor.

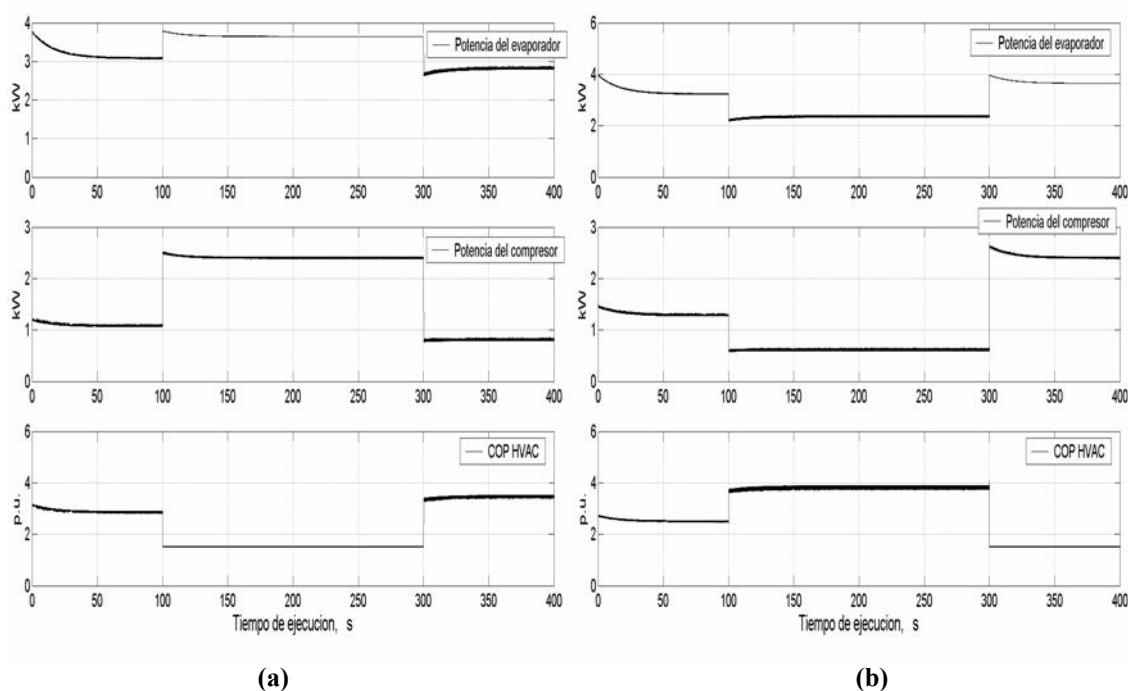
El coeficiente operacional del sistema A/C se sitúa entre los 2.87 p.u -1.52 p.u -3.47 p.u y 2.50 p.u -3.82 p.u -1.52 p.u para cada uno de los estados asociados a los eventos A y B respectivamente. Estos valores de COP son los máximos conseguidos por el control difuso para

*CAPITULO V: MODELADO, CONTROL Y SIMULACION DEL ACCIONAMIENTO-MOTOR SRM Y APLICACIÓN*

el conjunto velocidad-flujo másico de aire establecido por el evento. Por consiguiente, la figura 5.29a muestra el comportamiento del flujo másico de aire situándose alrededor de los 600 kg/h, y del flujo másico refrigerante del sistema A/C entre 0.0213 kg/s -0.032 kg/s. De igual manera en la figura 5.29b el flujo másico de aire se sitúa en los 400 kg/h o 600 kg/h según sea el estado del evento, y el flujo másico refrigerante del sistema A/C se sitúa entre 0.0175 kg/s-0.0334 kg/s.



**Figura 5.27** Comportamiento de las eficiencias del sistema HVAC ante cambios en la temperatura de consigna.  $T_{ext}=35^{\circ}C$ ,  $P_d=13Bar$ ,  $\eta_{mec}=75\%$ , cilindrada  $112.5cm^3$ ,  $R_{eq}=300^{\circ}K/W$ . (a) Evento A. (b) Evento B.

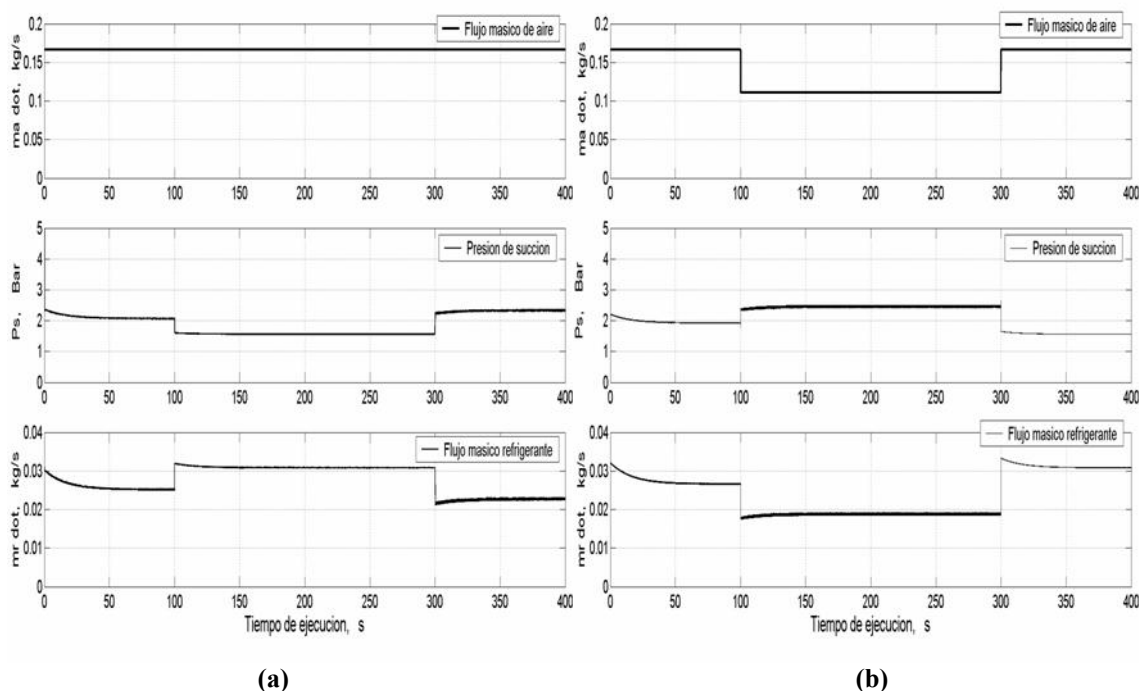


**Figura 5.28** Comportamiento de las potencias en el sistema HVAC ante cambios en la temperatura de consigna.  $T_{ext}=35^{\circ}C$ ,  $P_d=13Bar$ ,  $\eta_{mec}=75\%$ , cilindrada  $112.5cm^3$ ,  $R_{eq}=300^{\circ}K/W$ . (a) Evento A. (b) Evento B.

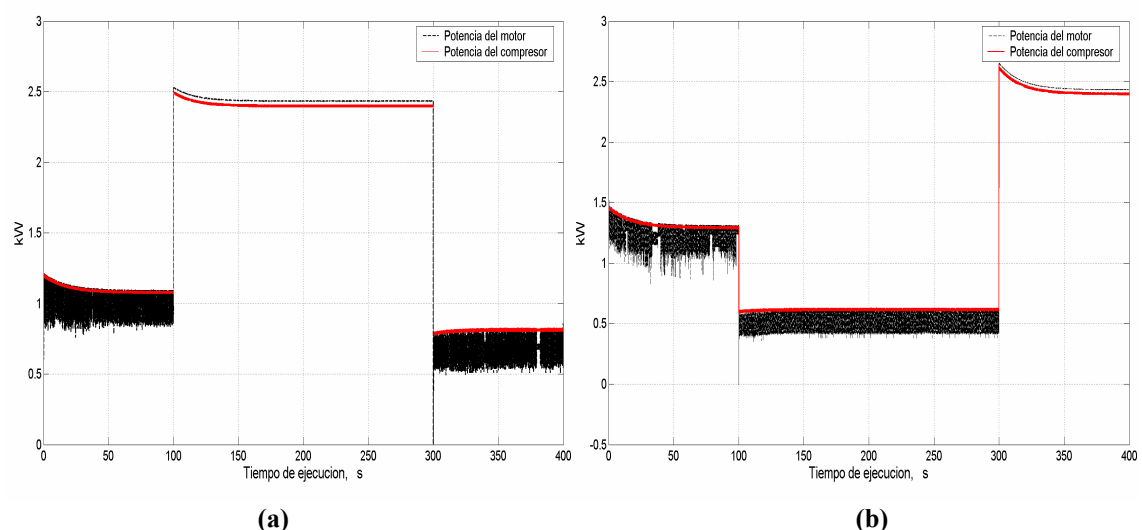
*CAPITULO V: MODELADO, CONTROL Y SIMULACION DEL ACCIONAMIENTO-MOTOR SRM Y APLICACIÓN*

Estos valores mínimos y máximos respectivamente, son acordes a aquellos establecidos por el Capitulo II para cada uno de los cambios en la temperatura de consigna. Los cambios rápidos en la velocidad del eje del compresor en base a la ecuación 2.8 establecen un aumento brusco en el valor del flujo másico refrigerante aun cuando la válvula de desplazamiento del compresor este en un valor predeterminado.

Aunque originalmente el motor SRM fue diseñado para abastecer una demanda operacional de potencia alrededor de 1.5kW continuos este puede incrementarse dependiendo de las condiciones de trabajo (velocidad, par y corriente) hasta alcanzar los 2.5 kW como se observa en la figura 5.30.



**Figura 5.29** Comportamiento de los flujos masico de aire y refrigerante del sistema HVAC y de la presión de succión a la entrada del compresor ante cambios en la temperatura de consigna.  $T_{ext}=35^{\circ}C$ ,  $P_d=13Bar$ ,  $\eta_{mec}=75\%$ , cilindrada  $112.5cm^3$ ,  $R_{eq}=300^{\circ}K/W$ . (a) Evento A. (b) Evento B.

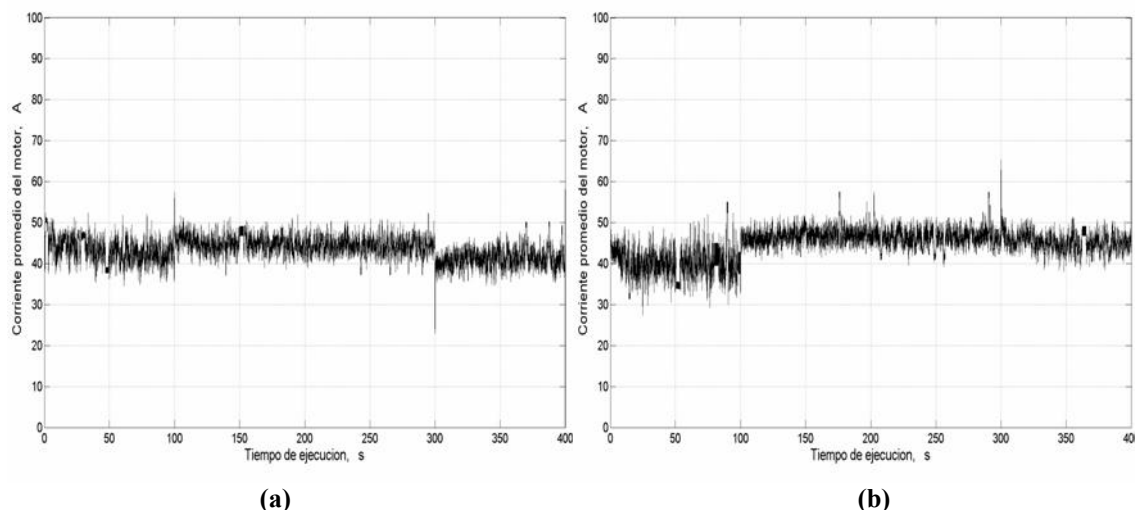


**Figura 5.30** Comportamiento de la potencia establecida por el accionamiento SRM y aquella demandada por el compresor.  $T_{ext}=35^{\circ}C$ ,  $P_d=13Bar$ , cilindrada  $112.5cm^3$ ,  $R_{eq}=300^{\circ}K/W$ . (a) Evento A. (b) Evento B.

*CAPITULO V: MODELADO, CONTROL Y SIMULACION DEL ACCIONAMIENTO-MOTOR SRM Y APLICACIÓN*

Técnicamente, dicho valor debería ser para condiciones pico de operación, para no exceder las condiciones de equilibrio de cargas del vehiculo. Sin embargo el punto a considerar es que los valores de cobertura de carga, en cada uno de los estados de cada uno de los eventos, son cubiertos por el accionamiento eléctrico.

En la figura 5.31, se observa que los valores de corriente promedio establecidos por el accionamiento SRM y que cubren los requerimientos de potencia demandada por el compresor en todo el ciclo de trabajo para ambos eventos se encuentran por debajo del valor máximo promedio de 65A para el cual fue diseñado el motor.



**Figura 5.31** Comportamiento de la corriente promedio del accionamiento SRM.  $T_{ext}=35^{\circ}\text{C}$ ,  $P_d=13\text{Bar}$ ,  $\eta_{mec}=75\%$ , cilindrada  $112.5\text{cm}^3$ ,  $R_{eq}=300^{\circ}\text{K/W}$ . (a) Evento A. (b) Evento B.

Ante la variación de la temperatura ambiente: La secuencia de eventos que se establece en la Tabla 5.7 sirve para evaluar el comportamiento general de las variables más representativas en el sistema de aire acondicionado y del motor, para el caso particular en que la temperatura ambiente baja hasta  $T_{ext}=31^{\circ}\text{C}$ , mientras la temperatura de consigna es un valor variable. Debido a que la reducción o aumento en la temperatura ambiente se establece en un intervalo de tiempo relativamente amplio, se ha procedido ha mostrar el comportamiento del sistema en dos eventos por separado.

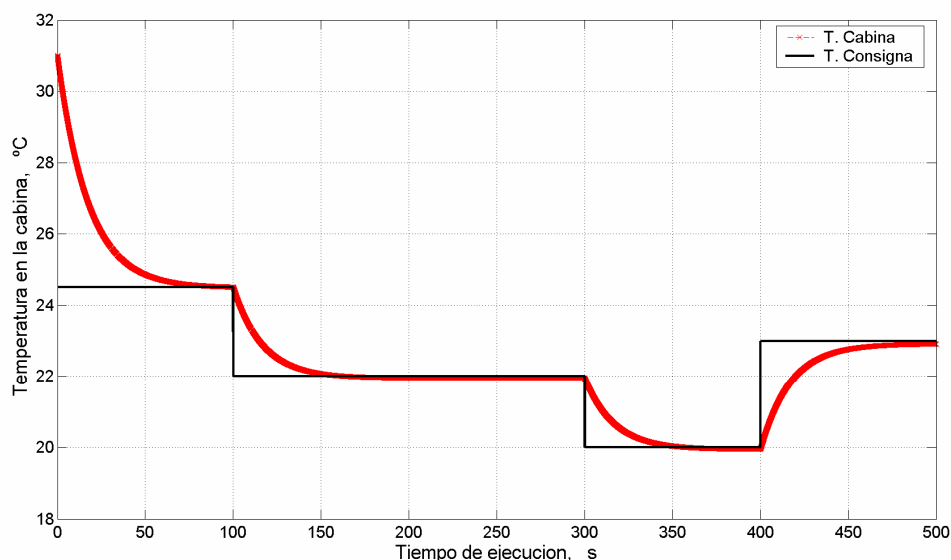
**Tabla 5.7** Secuencia de eventos en la simulación del conjunto A/C, accionamiento, controlador y motor, ante diversos cambios externos cuando la temperatura de consigna es constante,  $T_{ext}=31^{\circ}\text{C}$

<i>Tiempo/Rango de Operación</i>	<i>Evento C</i>
0.0s	Inicio de la Simulación
0.01s – 0.1s	Condiciones iniciales para la simulación del sistema
0.1s - 100s	1. Temperatura de consigna de $24,5^{\circ}\text{C}$
100s - 300s	2. Temperatura de consigna de $22,0^{\circ}\text{C}$
300 - 400s	3. Temperatura de consigna de $20,0^{\circ}\text{C}$
400 - 500s	4. Temperatura de consigna de $23,0^{\circ}\text{C}$
500s	Fin de la Simulación

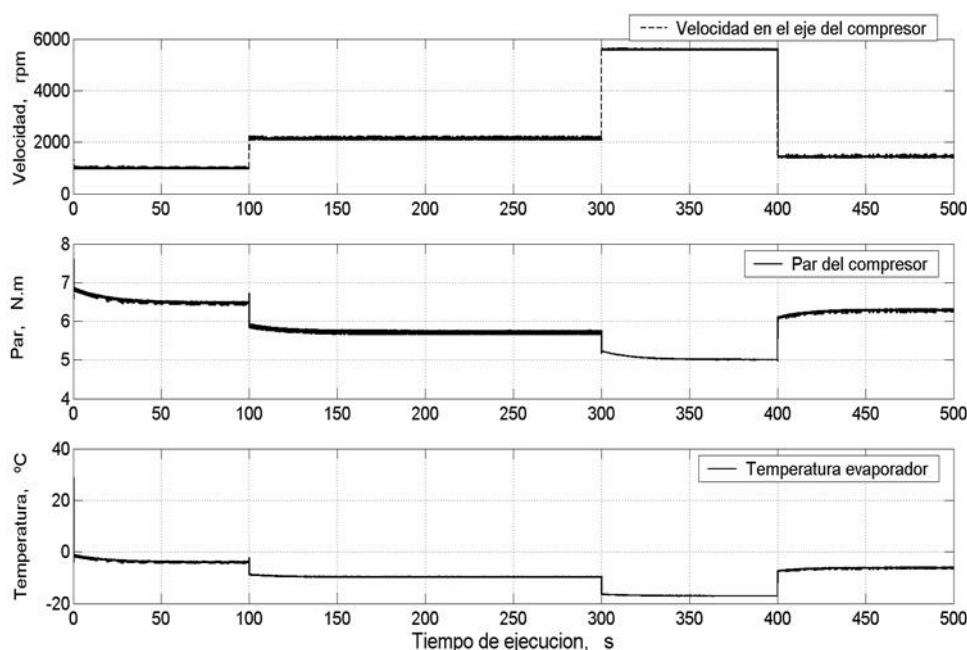
*CAPITULO V: MODELADO, CONTROL Y SIMULACION DEL ACCIONAMIENTO-MOTOR SRM Y APLICACIÓN*

La figura 5.32 muestra un óptimo desarrollo del control de temperatura en la cabina para las secuencias del evento C mostrado en la Tabla 5.7 con respecto a una variación de la consigna y ante una reducción de la temperatura ambiental o de la temperatura inicial en el interior del habitáculo con respecto al caso anterior en 4°C.

Como se vio en la sección anterior, la velocidad del compresor se encuentra en un rango máximo/mínimo de velocidades de operación en relación a la curva par-velocidad de la figura 5.20 para ángulos de operación variables del motor SRM.



**Figura 5.32** Ejecución del control de temperatura de la cabina ante cambios en la temperatura de consigna para el evento C.  $T_{ext}=31^{\circ}\text{C}$ ,  $P_d=13\text{Bar}$ ,  $\eta_{mec}=75\%$ , cilindrada  $112.5\text{cm}^3$ ,  $R_{eq}=300^{\circ}\text{K/W}$ .



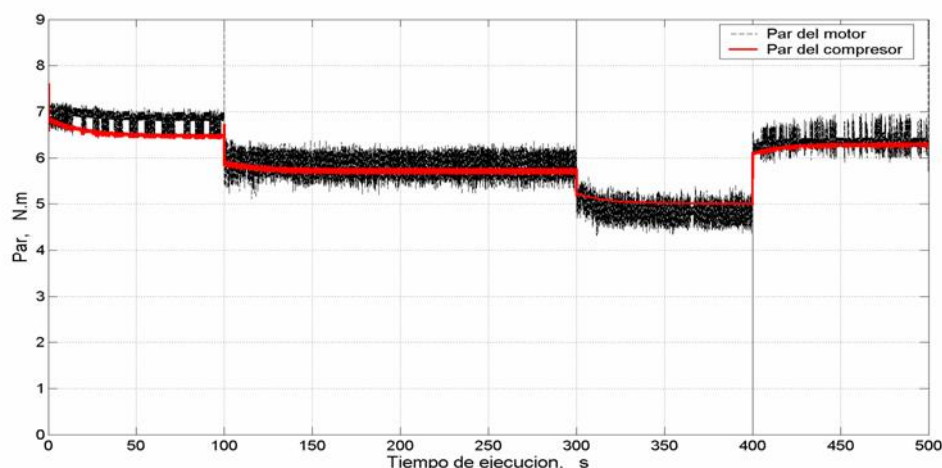
**Figura 5.33** Comportamiento de la velocidad y el par en el eje del compresor, y la temperatura del evaporador ante cambios en la temperatura de consigna para el evento C.  $T_{ext}=31^{\circ}\text{C}$ ,  $P_d=13\text{Bar}$ ,  $\eta_{mec}=75\%$ , cilindrada  $112.5\text{cm}^3$ ,  $R_{eq}=300^{\circ}\text{K/W}$ .



*CAPITULO V: MODELADO, CONTROL Y SIMULACION DEL ACCIONAMIENTO-MOTOR SRM Y APLICACIÓN*

Cuanto mayor es la velocidad en el eje del compresor, mayor es la temperatura de ejecución del evaporador, asociada por ende a la presión de succión del compresor y por tanto una mayor disminución en la temperatura de la cabina como se observa en la figura 5.33.

La comparativa entre el par demandado por el compresor y el establecido por el accionamiento, figura 5.34 establece valores relativamente altos para casi todo el tiempo de desarrollo del evento, que sin embargo son alcanzados por el control del accionamiento, aunque con la existencia de rizado de par producto de la ejecución del convertidor especialmente en zonas de cambio de consigna.



**Figura 5.34 Comportamiento del par en el eje del compresor y en el accionamiento SRM para el evento C.  $T_{ext}=31^{\circ}\text{C}$ ,  $P_d=13\text{Bar}$ ,  $\eta_{mec}=75\%$ , cilindrada  $112.5\text{cm}^3$ ,  $R_{eq}=300^{\circ}\text{K/W}$ .**

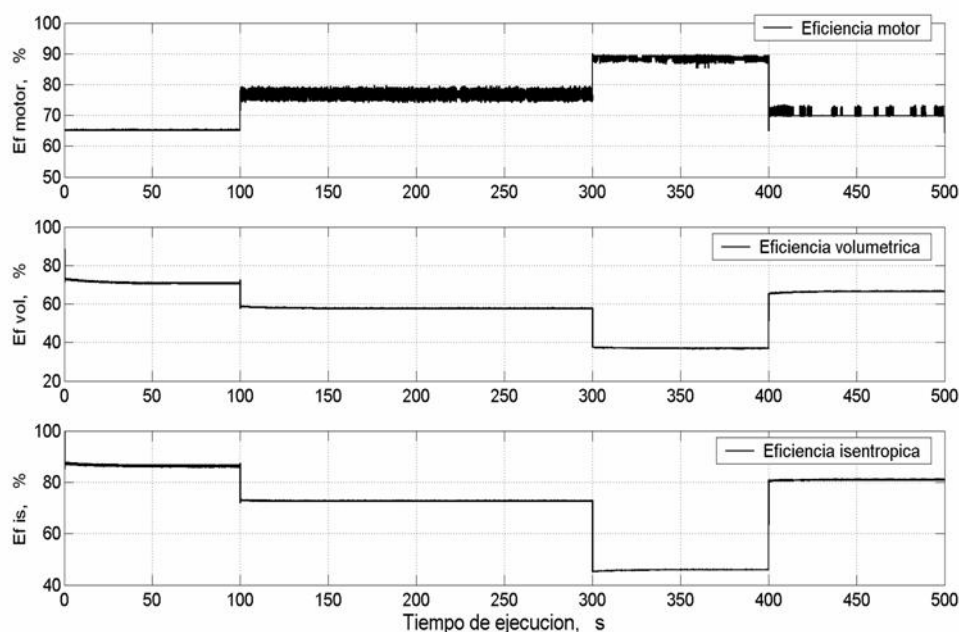
Cabe aclarar que el tiempo de integración del conjunto A/C-motor en esta simulación es mayor, que para aquel establecido en la sección 5.2 por las circunstancias establecidas en la sección 5.3.1, por lo que los valores picos de par, en parte son producto de la simulación.

Nuevamente se observa que la consecución de un alto par implica una disminución en la eficiencia de operación del motor. Según sea la secuencia del evento observamos que el rendimiento se encuentra entre el 65% y el 90%. Mientras las eficiencias volumétricas e isentrópicas varían en función de la velocidad del compresor, en un rango del 75% al 37% y del 85% al 42% respectivamente, como se observa para el evento C en la figura 5.35.

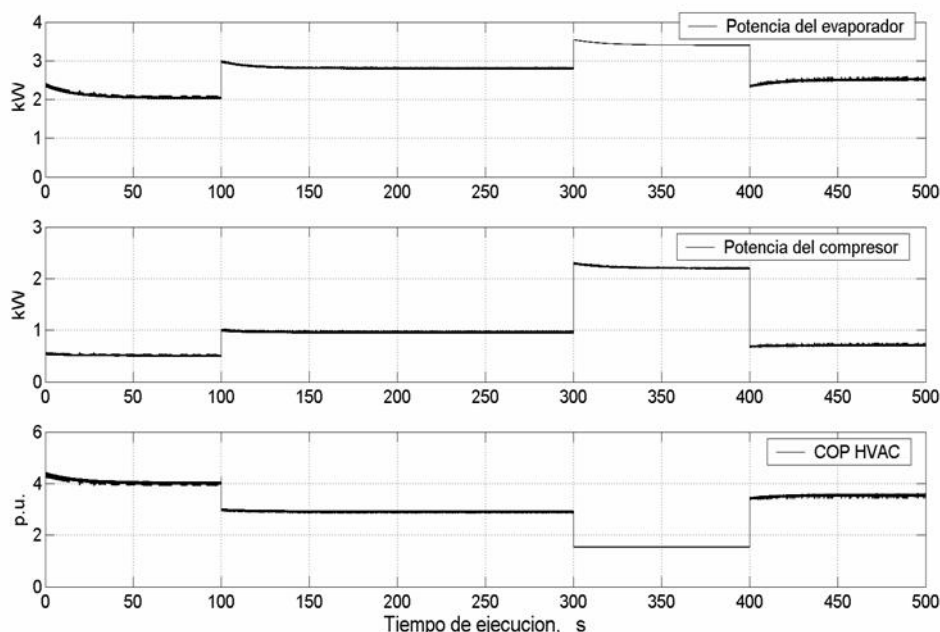
Por otro lado, los valores máximos y mínimos de las potencias demandadas por el compresor y el evaporador ante las diferentes secuencias del evento C se encuentran en los rangos 0.5 kW - 2.3 kW y 2.04 kW -3.55 kW respectivamente.

El COP máximo de operación establecido a partir del control difuso es 4.0 p.u -2.93 p.u -1.55 p.u -3.55 p.u en cada una de las secuencia del evento C, como se observa en la figura 5.36. De igual manera el flujo másico de aire establecido en cada una de las secuencias del evento C, corresponde a 400kg/h -600kg/h -600kg/h -600kg/h y para el flujo másico refrigerante a 0.0163kg/s -0.023kg/s -0.0289kg/s -0.0202kg/s contribuyendo directamente en la consecución de la temperatura de consigna.

*CAPITULO V: MODELADO, CONTROL Y SIMULACION DEL ACCIONAMIENTO-MOTOR SRM Y APLICACIÓN*



**Figura 5.35** Comportamiento de las eficiencias del sistema A/C ante cambios en la temperatura de consigna para el evento C.  $T_{ext}=31^{\circ}\text{C}$ ,  $P_d=13\text{Bar}$ ,  $\eta_{mec}=75\%$ , cilindrada  $112.5\text{cm}^3$ ,  $R_{eq}=300^{\circ}\text{K/W}$ .

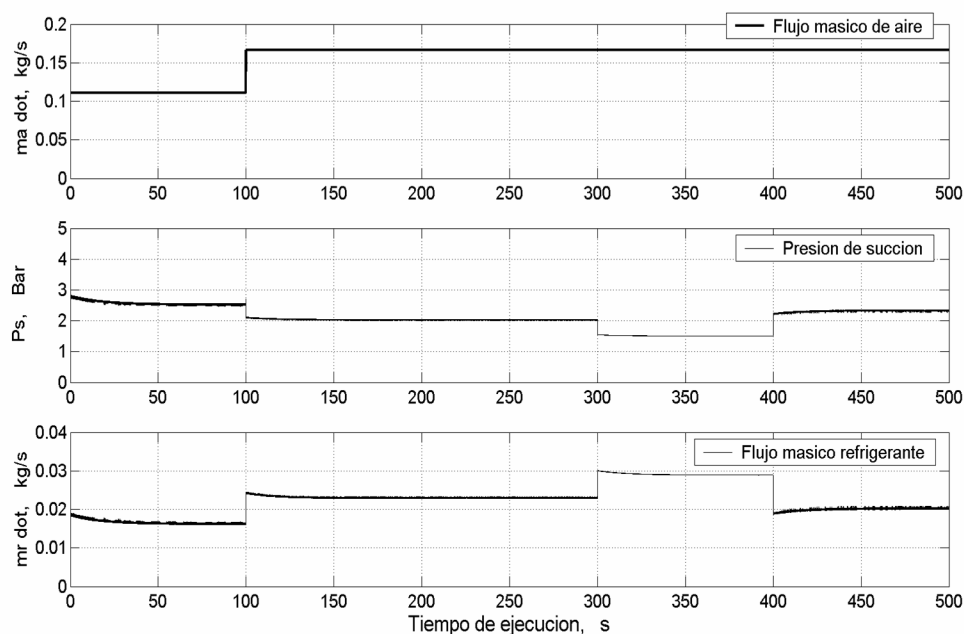


**Figura 5.36** Comportamiento de las potencias en el sistema A/C ante cambios en la temperatura de consigna para el evento C.  $T_{ext}=31^{\circ}\text{C}$ ,  $P_d=13\text{Bar}$ ,  $\eta_{mec}=75\%$ , cilindrada  $112.5\text{cm}^3$ ,  $R_{eq}=300^{\circ}\text{K/W}$ .

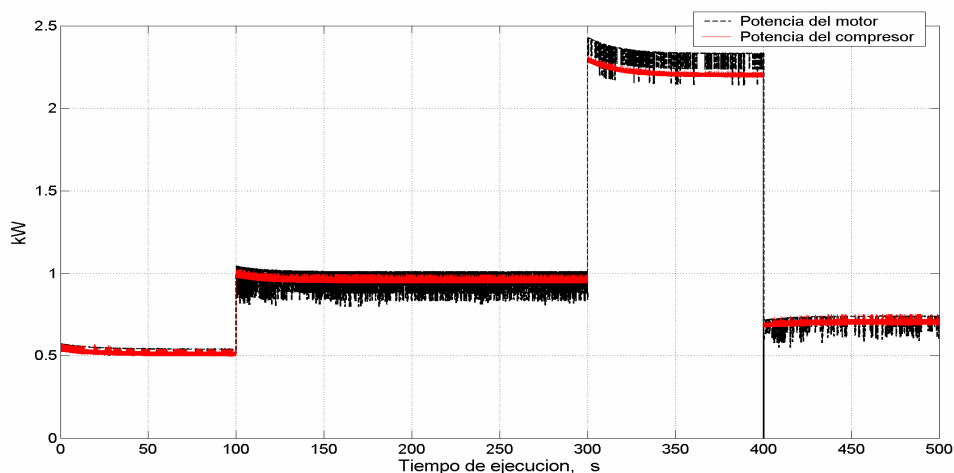
Desde el punto de vista de la velocidad del ventilador, el aumento del flujo másico de aire de  $400\text{kg/h}$  hasta los  $600\text{kg/h}$ , permite aumentar la velocidad en el eje del compresor, y por ende del accionamiento, aumentando la eficiencia del accionamiento, aunque con un deterioro estimado en el coeficiente operacional de todo el sistema A/C, como se observa en la figura 5.36 y en la figura 5.37.

*CAPITULO V: MODELADO, CONTROL Y SIMULACION DEL ACCIONAMIENTO-MOTOR SRM Y APLICACIÓN*

La presión de succión se establece entre valores máximo y mínimo de 2.5 Bar y 1.5 Bar respectivamente. En la figura 5.38 se comprueba que la potencia generada por el accionamiento SRM cubre los requerimientos de aquella demandada por el compresor entre el rango de operación de 2.35kW y 0.5kW para el ciclo de trabajo del evento C.



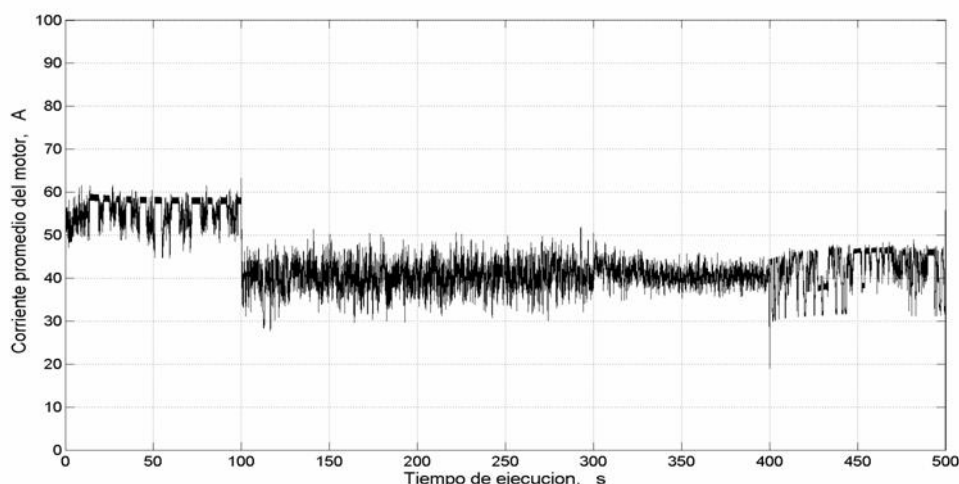
**Figura 5.37 Comportamiento de los flujos masico de aire y refrigerante del sistema A/C y de la presión de succión a la entrada del compresor ante cambios en la temperatura de consigna para el evento C.  $T_{ext}=31^{\circ}\text{C}$ ,  $P_d=13\text{Bar}$ ,  $\eta_{mec}=75\%$ , cilindrada  $112.5\text{cm}^3$ ,  $R_{eq}=300^{\circ}\text{K/W}$ .**



**Figura 5.38 Comportamiento de la potencia demandada por el compresor y aquella generada por el accionamiento SRM para el evento C.  $T_{ext}=31^{\circ}\text{C}$ ,  $P_d=13\text{Bar}$ ,  $\eta_{mec}=75\%$ , cilindrada  $112.5\text{cm}^3$ ,  $R_{eq}=300^{\circ}\text{K/W}$ .**

Mientras los valores de corriente promedio como se observan en la figura 5.39 se establecen por debajo de los 65A valor estipulado en el Capitulo I para la presente aplicación. Esto debido a que los ángulos de encendido y apagado del accionamiento SRM para el control de par tienen como objetivo la maximización del par por amperio operado.

*CAPITULO V: MODELADO, CONTROL Y SIMULACION DEL ACCIONAMIENTO-MOTOR SRM Y APLICACIÓN*



**Figura 5.39** Comportamiento de la corriente promedio en el accionamiento SRM para el evento C.  
 $T_{\text{ext}}=31^{\circ}\text{C}$ ,  $P_d=13\text{Bar}$ ,  $\eta_{\text{mec}}=75\%$ , cilindrada  $112.5\text{cm}^3$ ,  $R_{\text{eq}}=300^{\circ}\text{K/W}$ .

## 5.4 Conclusiones

- La utilización de un modelo no lineal es claramente mas apropiado para simular los casos de estudio cuando implican corrientes de saturación. En este aspecto, una correcta simulación de los parámetros del accionamiento SRM, como son, las curvas de enlace de flujo, corriente, voltaje etc., dependen de la precisión del modelo no lineal (por ejemplo en la correcta estimación de perdidas) especialmente en casos de operación a baja tensión.
- Una aproximación por medio de tablas “*look-up*” es apta y efectivamente aplicada para el ajuste automático de los ángulos de conmutación, al permitir el control de par-velocidad, y la reducción de los valores de corriente con el fin de conseguir el máximo par por por amperio, permitiendo una actuación apropiada de par en el rango de operación comprendido entre 2000-6000rpm, clave en la presente aplicación.
- La influencia de los ángulos de conmutación son claves en la obtención de la curva par-velocidad del accionamiento con una mejor ejecución. Sin embargo la influencia del ángulo de apagado del convertidor es mucho más notable que aquel del ángulo de encendido en el comportamiento dinámico del accionamiento.
- En lo que respecta al control de velocidad del accionamiento, el objetivo del controlador de mantener la velocidad operacional alrededor de una referencia determinada es obtenido. Por el lado del sistema A/C, la velocidad de referencia esta asociada a los requerimientos del compresor con la finalidad de incrementar/decrementar la temperatura en la cabina del automóvil.
- La eficiencia no es tomada en consideración en la función de costo, la máxima caída de la eficiencia en este caso no es superior al 7%, cuando el principal objetivo es la maximización de par, siempre y cuando las velocidades de operación se encuentren por debajo de los 5000rpm con pares de operación inferiores a los 3N.m. Aunque, son valores que necesariamente se contemplan en la operación del sistema de aire acondicionado, la operación con pares pequeños a velocidades por encima de la velocidad base o con pares muy altos a bajas velocidades prevalecen en la operación del sistema, así el sistema no tenga un tipo de control “*on-off*”.

## CAPITULO V: MODELADO, CONTROL Y SIMULACION DEL ACCIONAMIENTO-MOTOR SRM Y APLICACIÓN

- El modelado del sistema de aire acondicionado es una labor sumamente compleja como se anoto en el Capitulo II, donde implica un desarrollo considerable de medios y de programación. La realización de cada uno de los bloques que intervienen en el sistema A/C, basado en la aproximación de curvas reales o de manufactura para la estimación de las diferentes eficiencias del compresor y la instauración de pautas de trabajo y/o rangos de operación medianamente pueden simplificar al modelado del sistema completo. Sin embargo ante la presencia del accionamiento y su control, el modelo desarrollado en *Matlab-Simulink* se convierte en una inmejorable herramienta para el estudio conjunto del sistema A/C, del accionamiento SRM sobre el control de la temperatura en la cabina.
- En lo que respecta al control de la temperatura de la cabina la utilización de lógica difusa es la opción más simple debido a la forma “sectorizada” de los datos. Aunque la utilización de algoritmos de redes neuronales como el algoritmo de propagación inversa o el algoritmo de *Levenberg-Marquardt* es otra opción, este implica del conocimiento de una amplia gama de datos, además del establecimiento de entradas y salidas de los parámetros más representativos del sistema esgrimiendo las zonas no operativas.

## Referencias

- [1] F. Soarez, P.J. Costa Branco. “Simulation of a 6/4 switched reluctance motor based on Matlab/Simulink environment”. *IEEE Trans. Aerosp. Electron. Syst.*, vol.37, no.3, July 2001.
- [2] T.J.E Miller., “Electronic control of switched reluctance machines”, *Newnes Power Engineering Series*, 2001
- [3] Fuengwarodsakul N.H., De Doncker R.W., Inderka R.B., “Simulation Model of a Switched Reluctance Drive in 42 V Application”, *IEEE IECON '03 Industrial Electronics Society.*, pp. 2871- 2876 Vol.3., Nov. 2003
- [4] H. Vasquez, J. K. Parker., “A new simplified mathematical model for a switched reluctance motor in a variable speed pumping application”, *Elsevier Mechatronics* 14 (2004) 1055–1068
- [5] G. Gallegos-Lopez, J. Walters, K. Rajashekara., “Switched Reluctance Machine Control Strategies for Automotive Applications”, *SAE 2001 World Congress Detroit*, March 2001
- [6] J. O. Fiedler, N. H. Fuengwarodsakul, R. W. De Doncker., “Calculation of Switching Frequency in Current Hysteresis Controlled Switched Reluctance Drives”, *35th Annual IEEE Power Electronics Specialists Conference*, Aachen, Germany, 2004
- [7] ANSOFT, Manual-examples, <http://www.ansoft.com/products/em/max2d/>
- [8] R. Krishnan. “Switched reluctance motor drives: modelling, simulation, analysis, design, and applications”. *CRC Press*, 2001.
- [9] Emadi A., “Handbook of Automotive Power Electronics and Motor Drives,” *CRC Taylor & Francis*, 2005
- [10] Bose, B.K., “Power Electronics and Variable Frequency Drives: Technology and Applications,” *IEEE Press*, 1997.
- [11] S.M. Castano, J. Maixe. “Speed control performance in a switched reluctance motor for an automotive application”. *IEEE-SAAEI 2007 Seminary Annual of Automatic, Electronic and Instrumentation*, Sept 2007, Puebla-Mexico.
- [12] S.M. Castano, J. Maixe. “Torque control optimization of a switched reluctance motor drive for a 42V automotive application”. *IEEE-ISIE 2007 Proc. Industrial Electron. Symposium.*, June 2007, Vigo-Spain.
- [13] B. Blanque, J.I. Perat, P. Andrada, M. Torrent. “Improving efficiency in switched reluctance motor drives with online control of turn-on and turn-off angles”. *European Power Electronics Conf., EPE*, Dresden 2005.

CAPITULO V: MODELADO, CONTROL Y SIMULACION DEL ACCIONAMIENTO-MOTOR SRM Y APLICACIÓN

- [14] M.N AbdulKadir, A.H.M. Tatim. "Maximum efficiency operation of switched reluctance motor by controlling switching angles", *Proc. Power Electron. and Drives System.*, vol.1, p.p. 197-204, May 1997.
- [15] Wen-Nan Huang, Ching-Cheng Teng., "A simple reluctance-based efficiency control strategy taking equivalent magnetic inductance into account for the switched reluctance motor drives"., *Elsevier Journal of Magnetism and Magnetic Materials*, 2004
- [16] I. Husain, M. Ehsani. "Torque ripple minimization in switched reluctance motor drives by PWM current control". *IEEE Trans. Power Electron.*, vol. 11, pp. 83-88, Jan 1996.
- [17] Iqbal Husain., "Minimization of Torque Ripple in SRM Drives"., *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, Vol. 49, No. 1, February 2002
- [18] A. Derdiyok1, N. Inanç, V. Ozbulur, M. O. Bilgiç., "Improving Performance of Switched Reluctance Motor By Fuzzy Logic Controller"., *Int. J. Robust Nonlinear Control* 9, 307-317 (1999)
- [19] R.B. Inderka, R.W. De Doncker. "High-Dynamic direct average torque control for switched reluctance drives". *IEEE Transaction on Industry Applications*. vol 39, No.4, p.p 1040-1045, 2003.
- [20] J.J. Gribble, P.C. Kjaer, T.J.E. Miller. "Optimal commutation in average torque control of switched reluctance motors". *IEE Proc. Electron. Power Appl.*, vol. 146, no.1, p.p. 1-10, January 1999.
- [21] B. Fahimi, G. Suresh, J. P. Johnson, M. Ehsani, M. Arefeen, and I. Panahi, "Self-tuning control of switched reluctance motors for optimized torque per ampere at all operating points," *Proc. IEEE APEC'98*, 1998, pp. 778-783.
- [22] Mao S.H., Tsai M.C., "An analysis of the optimum operating point for a switched reluctance motor"., *Journal of Magnetism and Magnetic Materials* 282, pp.53-56, 2004
- [23] K. Russa, I. Husain, M. Elbuluk. "A self-tuning controller for switched reluctance motor"., *IEEE Trans. on Power Electron.* vol.15, p.p.545, 2000.
- [24] J.Y. Seo, H.R.Cha, H.Y. Yang, J.C. Seo, K.H. Kim, Y.C. Lim, D.H. Jang "Speed control method for switched reluctance motor drive using self-tuning of switching angle". *IEEE-ISIE2001 Proc. Industrial Electron. Symposium.*, vol. 2, p.p. 811-815, 12-16 Jun 2001.
- [25] Blanqué, B., Perat, J.I., Andrada, P., "Accionamiento de reluctancia autoconmutado con control en línea de los ángulos de inicio y de bloqueo de la conducción.". *Información Tecnológica.*, vol. 16 N°5, pp. 79-87., 2005.
- [26] Albiol L. "Estudio y Diseño del Control de un Motor de Reluctancia Conmutada para un Servicio Auxiliar en el Automóvil" Tesis Eng. Técnica Industrial esp. Electrónica Industrial., URV 2007
- [27] Gribble, J.J., Kjaer, P.C., Miller, T.J.E., "Optimal commutation in average torque control of switched reluctance motors.". *IEE Proc. Electr. Power Appl.* vol. 146, no.1, pp.2-10, Jan. 1999.
- [28] Chancharoensook P, Rahman M.F., "Dynamic modeling of a four-phase 8/6 switched reluctance motor using current and torque look-up tables"., *IEEE IECON 02 Industrial Electronics Society.*, pp. 491-496 vol.1., 2002.
- [29] M. Naidu, T.W. Nehl, S. Gopalakrishnan, L. Würth. "A semi-integrated sensorless PM brushless drive for a 42V automotive HVAC compressor"., *IAS Annual Meeting, 39<sup>th</sup> Industry Applications Conference.*, vol.3, p.p.1435-1442, 12-16 Oct 2006
- [30] M. Hosoz, H.M. Ertunc., "Artificial neural network analysis of an automobile air conditioning system", *Energy Conversion and Management.*, vol.47, No.11-12, pp.1574-1587, 2006
- [31] H. E. Akhter, V. K. Sharma1, A. Chandra, K. Al-Haddad., "Performance Simulation of Switched Reluctance Motor Drive System Operating With Fixed Angle Control Scheme"., *Electrimacs 2002*, August 18-21.
- [32] K. M. Rahman, S. Gopalakrishnan, B. Fahimi, A. V. Rajarathnam, M. Ehsani., "Optimized Torque Control of Switched Reluctance Motor at All Operational Regimes Using Neural Network"., *IEEE Transactions on Industry Applications*, Vol. 37, No. 3, May/June 2001
- [33] T.J.E Miller, "Switched Reluctance Motors and their Control", *Magna Physics Pub.*, 1993
- [34] Rahman K. M., Schulz S. E., "High Performance Fully Digital Switched Reluctance Motor

CAPITULO V: MODELADO, CONTROL Y SIMULACION DEL ACCIONAMIENTO-MOTOR SRM Y APLICACIÓN

- Controller For Vehicle Propulsión”, *IEEE 36<sup>th</sup> Industry Applications Conference.*, pp. 18-25 vol.1., 2001
- [35] G. Wei., M. Zhiyuan., Z. Quionghua., “An simplified estimation method of PI control parameters for switched SRM drive system”, *Huazhong University of Science and technology, China*
- [36] Hossain S. A., Husain I., “Outer Loop Controller Design of a Switched Reluctance Motor Driven System”, *IEEE 38th IAS Ind. App. Conference .*, pp. 486- 491 vol.1.,2003.
- [37] S. Paramasivam, R. Arumugam., “Hybrid fuzzy controller for speed control of switched reluctance motor drives”, *Elsevier Energy Conversion and Management* 46 (2005) 1365–1378
- [38] Gomariz S., Biel D., Matas J., Reyes M., ”Teoría de control Diseño electrónico”, *Alfaomega, ediciones UPC.*, 1999
- [39] K. M. Rahman, B. Fahimi, G. Suresh, A. V. Rajarathnam, M. Ehsani., “Advantages of Switched Reluctance Motor Applications to EV and HEV: Design and Control Issues”, *IEEE Transactions on Industry Applications*, Vol. 36, No. 1, January/February 2000
- [40] Fabricante de compresores para aire acondicionado. [www.sanden.com](http://www.sanden.com)
- [41] Bird J.P., “Model of the air system transients in a fuel cell vehicle”, Master Thesis., *Virginia Polytechnic Institute and State University.*, pag 67., 2002
- [42] García Melón Mónica., “Desarrollo de un conjunto de herramientas de calculo para asistir el diseño de equipos de refrigeración para el aire acondicionado del automóvil”, Tesis Doctoral., *Universidad de Valencia*, 2000
- [43] A.Ramezanifar., “Fuzzy\_Fast\_Implementation”, Tehran Polytechnic University., *Matlab Mathwork.*
- [44] Alzate, A. “Logica difusa”. Material de acompañamiento Maestría de Ing. Eléctrica. *Universidad Tecnológica de Pereira*, 1999.
- [45] Vargas J. V. C. , Parise J. A. R. , “Simulation in transient regime of a heat pump with closed loop and on-off control”, *International journal of refrigeration.*, vol. 18, n<sup>o</sup>4, pp. 235-243, 1995.
- [46] Y. Sozer, D.A. Torrey, E. Mese. “Automatic control of excitation parameters for switched reluctance motor drives”. *IEEE Transactions on Power Electronics.*, vol.18, no.2, p.p.594-603, March 2003.
- [47] S.C. Wang, W.H Lan. “Turn-on angle searching strategy for optimized efficiency drive of switched reluctance motors”. *IEEE - IECON04 Industrial Electron. Conference.*, vol. 2, pp. 1873-1878, Nov 2004.

## CAPITULO VI

### IMPLEMENTACION Y VALIDACION DE RESULTADOS

---

#### ***6.1 Justificación del procedimiento para la validación de los resultados.***

El objetivo de este capítulo es verificar, sobre la implementación física del modelo de motor desarrollado en los capítulos IV y V, la correspondencia de las magnitudes obtenidas por simulación *Matlab-Simulink* del modelo, con las medidas obtenidas del prototipo físico.

Llegado el momento de implementar el motor con los parámetros constructivos derivados del modelo, nos hemos encontrado con graves problemas para la construcción del motor; pues en nuestra universidad no disponemos de los medios técnicos necesarios, y por otra parte no hemos podido encontrar una empresa que nos lo construyera con garantía de calidad y a un precio aceptable.

Debido a las restricciones anteriormente indicadas, se ha diseñado un procedimiento alternativo para realizar la verificación del modelo, aunque sea de un modo indirecto. El procedimiento consiste en conseguir un motor *SRM 8/6* de características muy cercanas a las de nuestro modelo; y de tal motivo extraer experimentalmente las curvas de enlace de flujo. De la comparación de las curvas de enlace de flujo obtenidas del modelo y de las extraídas del motor, y de los respectivos parámetros eléctricos y de par derivados de las mismas, se sacan las primeras conclusiones en cuanto a las diferencias entre el modelo y el motor adquirido.

Posteriormente, se procede a verificar que los resultados mecánicos y eléctricos de las simulaciones del modelo y de las medidas practicadas sobre el motor real, presentan unas diferencias que son coherentes con las diferencias detectadas en las correspondientes curvas de enlace de flujo.

El motor adquirido al efecto es un *SRM 8/6* de 48V de tensión nominal fabricado por *Rocky Mountain Technologies Inc.*, que a continuación será descrito.

#### ***6.2 Motor utilizado para la validación experimental del modelo***

El motor corresponde a un SRM de topología 8/6 de 4 fases concebido en primera instancia para aplicaciones en vehículos eléctricos procedente del fabricante *Rocky Mountain*



CAPITULO VI: IMPLEMENTACION Y VALIDACION DE RESULTADOS

*Technologies Inc, USA* [1]. El motor opera a un voltaje estándar de 48VDC, con una eficiencia máxima de 94.6% y una temperatura máxima de operación en los devanados de 180°C, además de tener una capacidad regenerativa lo que le permite trabajar como motor o como generador. A partir de lo anterior y en vista de que las medidas de construcción, por su similitud con el previamente diseñado; este motor ofrece los requerimientos de funcionalidad esperados, por lo que lo hace apto para el examen experimental. La figura 6.1 muestra la forma y corte transversal del motor y sus características, estas a su vez se detallan en la Tabla 6.1 así como su comparativa con los datos obtenidos para el prototipo teórico.

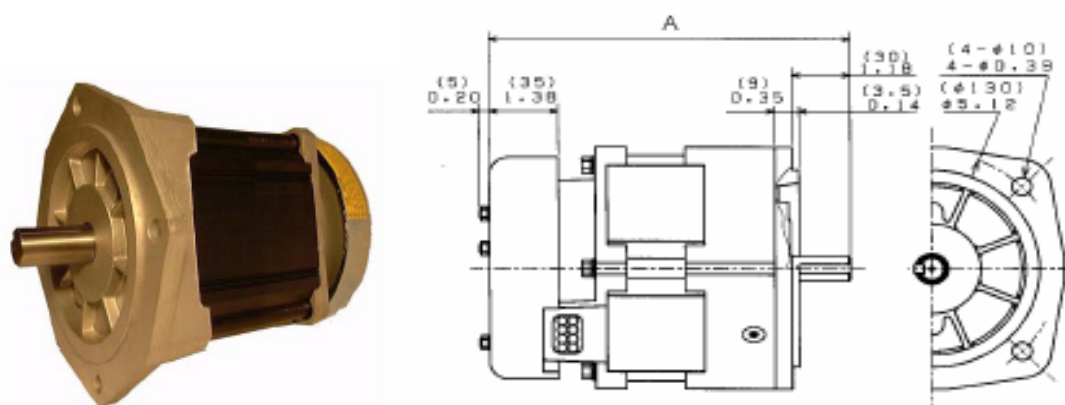


Figura 6.1 Corte transversal del SRM 8/6 - 48VDC establecido para el análisis experimental y adquirido de *Rocky Mountain Technologies, Inc.* [1]

Tabla 6.1. Datos experimentales del modelo 130L prototipo experimental [1] y del prototipo teórico. Topología 8/6 – 4 fases.

Detalle	Prototipo	Experimental N°130L	Teórico
Potencia Máxima/ Continua		2,313 kW / 1,343 kW *	1,516 kW **
Par Máximo		3,7 Nm *	3,69 Nm **
Velocidad Máxima		15.000 rpm	15,000 rpm
Diámetro Ext. Eje		14 mm	25 mm
Diámetro Ext. Estator		130 mm	120 mm
Peso Aproximado		6,8 Kg	5,72 Kg

\* Todos los datos son tomados a una velocidad base de 6,000 rpm

\*\* A una velocidad nominal de 3,919 rpm

Accionamiento - placa de control: De igual manera al motor, por cuestiones operacionales en el momento de su constitución, se optó por el desarrollo y ejecución de una placa previamente establecida para el desarrollo del motor y cuyas especificaciones generales del accionamiento están condicionadas en la Tabla 6.2 y Tabla 6.3.

Las funciones de control del controlador pueden ser programadas por intermedio de un control por pantalla, a través de una conexión serial *RS-232C* con un ordenador el cual a su vez opera como terminal emulador o "*Hyperterm*" el cual está establecido en entorno *Windows*.

El hiperterminal permite establecer la corriente máxima de operación del motor, y la consigna de par de motor mediante el ajuste de los ángulos de conmutación. En la figura 6.2 se presenta una fotografía del modelo de control del accionamiento.

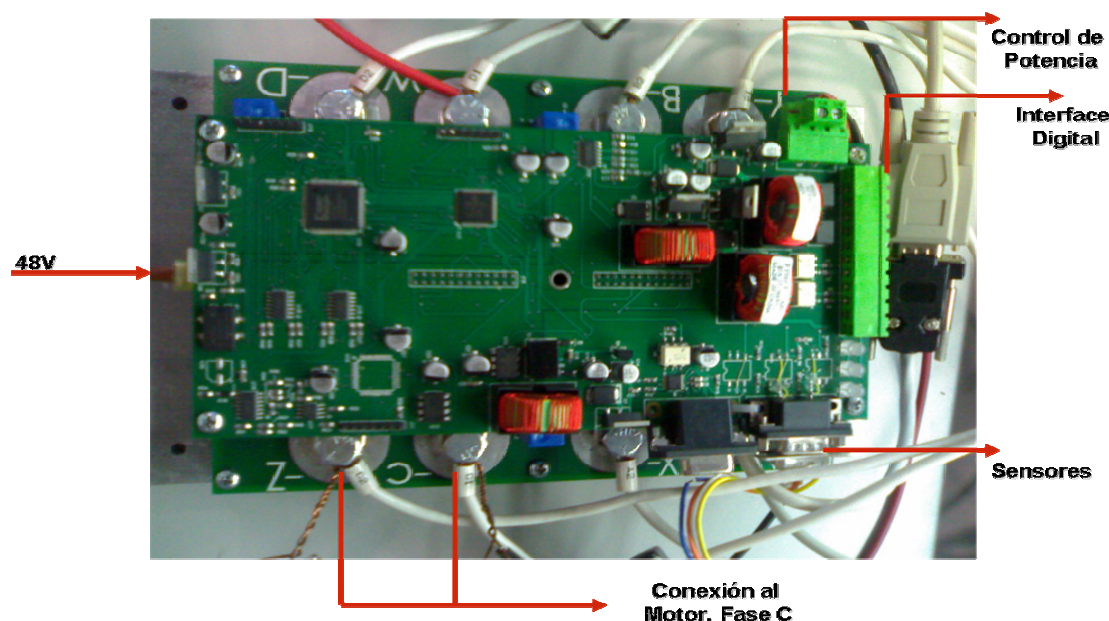
**Tabla 6.2. Especificaciones generales de operación del accionamiento SRTD-5050 <sup>1</sup>**

Especificaciones Generales	Descripción
Voltaje nominal de operación	24V – 48V
Refrigeración	Conveccion
Velocidad máxima del motor	10,000 rpm
Tipo de accionamiento	Accionamiento como VSR-4fases. Control a 4 cuadrantes.
Temperatura de Operación	-25°C a 60°C
Tamaño del modulo electrónico	20.32cm (L) , 15,24cm (W), 8.255 (H)
Peso del modulo electrónico	~ 2Kg
Corriente de operación	50A continuos, 100A pico (60s)
Potencia de salida continua	2000W
Protección	Limite de corriente / termal
Eficiencia	Alrededor 97.5%
Inductancia mínima	10µH
Frecuencia PWM	<25kHz
Ancho de banda	2kHz

**Tabla 6.3. Descripción de las entradas para la operación del accionamiento SRTD-5050**

Entradas			Descripción
Habilitación	Señal Digital	0V = Motor “Off”; 5V = Motor “On”.	Habilita y deshabilita el accionamiento
Comando	Pulso Digital	0% duty cycle = 0 A; 100% duty cycle=50 A.	El par de la unidad es proporcional al “duty cycle”.
Dirección	Señal Digital	0V hacia delante, 5V hacia atrás	Determina la dirección de rotación.
Hall-A y Hall-B	“Pull-Up” interno*		Estas entradas son adjuntas a los sensores Hall del motor.

\* Todas las entradas “Pull-Up” internas tienen 4.99KΩ a 5V



**Figura 6.2 Fotografía - Descripción del accionamiento y control para la operación del SRM.**

3

<sup>1</sup> De Rocky Mountain Technologies Inc. [www.RockyMountainTechnologies.com](http://www.RockyMountainTechnologies.com)

### 6.3 Medida de la característica de la curva de enlace de flujo y de par

Esta sección establece el procedimiento para la obtención de la característica magnética del SRM 8/6, cuyas características constructivas se especificaron en la sección anterior.

El enlace de flujo en el devanado del estator  $\phi$ , es función de la corriente de excitación  $i$  y la posición del rotor  $\theta$ , como bien se conoce. La característica  $\phi$ - $i$ - $\theta$  puede ser representada en dos formas: a)  $\phi$ - $i$  para diferentes posiciones del rotor desde la posición no-alineada a la alineada. b)  $\phi$ - $\theta$  para diferentes valores de corriente.

El esquema general para la medida indirecta de las curvas de enlace de flujo se establece en la figura 6.3. Este método tiene como principio aplicar un pulso de tensión al devanado del motor, con el rotor bloqueado a una posición determinada, hasta que la corriente aumente exponencialmente hasta un valor estacionario previamente contemplado mediante una resistencia limitadora. En este método, la fuente de tensión se aplica en los terminales del devanado de una fase, por lo que los valores de las corrientes y de las tensiones en cada fase son medidos y almacenados en un osciloscopio digital. Con la obtención de este juego de variables y a partir de un proceso de transformación punto a punto en el tiempo de desarrollo de la prueba, se obtiene una valoración continua de la curva de enlace de flujo para una posición determinada del rotor [2-4].

A continuación se presenta con mayor detalle las distintas etapas del proceso de medida de las curvas de enlace de flujo.

#### 6.3.1 Técnica para el ensayo experimental

El ensayo experimental se realiza con el motor SRM 8/6 de 4fases cuyas características se expusieron en la tabla 6.1. Cada devanado del estator se representa por un circuito  $R$ - $L$ . Donde  $R$  es la resistencia asociada al devanado de la fase y  $L$  es la inductancia equivalente del devanado que depende de  $\theta$  e  $i$ . La resistencia de potencia de alta estabilidad  $R_h$  se utiliza como limitadora de la corriente en el devanado de la fase. La ecuación que establece el comportamiento de una fase del SRM tanto para los estados transitorio como para el estacionario, se indica a continuación, a partir de la figura 6.3.

$$v(t) = Ri(t) + \frac{d\phi}{dt} \quad (6.1)$$

Donde:  $v(t)$  es la tensión medida en los terminales del devanado;  $i(t)$  es la corriente que circula por el devanado y  $\phi$  corresponde al enlace de flujo ( $L.i$ )

El enlace de flujo puede ser obtenido despejando en la ecuación anterior de manera que:

$$\phi(t) = \int [v(t) - Ri(t)] dt \quad (6.2)$$

El proceso numérico incremental se puede establecer como:

$$\phi = \sum_{t=0}^{t=t_{ss}} [v(t) - Ri(t)] \Delta t \quad (6.3)$$

Donde:  $\Delta t$  es el intervalo de muestreo,  $v(t)$  e  $i(t)$  son el voltaje inducido y la corriente a través del devanado del SRM en el instante de tiempo  $t$ , y  $t=t_{ss}$  corresponde al tiempo en que la corriente alcanza el valor estacionario.

Por lo anterior, la medida indirecta de las curvas de enlace de flujo establece solo la medida de dos variables: la tensión en terminales del SRM y la corriente a través del devanado desde la posición cero hasta su alcance de estado estacionario [5]. La corriente alcanza el estado estacionario cuando  $di/dt = 0$  y la corriente corresponde a  $I_{ss} = V_{DC}/(R_h + R)$

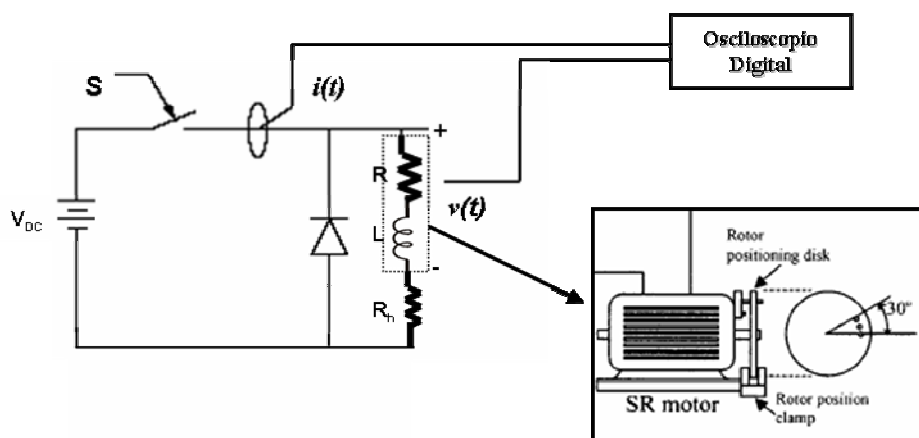


Figura 6.3 Diagrama esquemático del circuito de medida para la característica de enlace de flujo del SRM

Al realizar la prueba se asume:

- Debido a la ausencia de imanes, en el rotor y estator de un SRM, el valor de flujo inicial (cuando no hay corriente) es cero.
- Aunque, el valor de la resistencia interna del devanado varía con el aumento de la temperatura, durante el desarrollo de la prueba; ese valor de la resistencia en cada fase, se supone constante en el intervalo de tiempo de la medida debido a la brevedad del ensayo. Para ello se realiza la valoración de la resistencia de fase  $R$  en cada ensayo, teniendo en cuenta que se monitoriza continuamente la tensión en los terminales del devanado.
- El acoplamiento entre fases adyacentes se desprecia. Esto implica que los valores de enlace de flujo  $\phi$  no son afectados por las corrientes de otras fases, por lo que este es solo función de la corriente en la fase excitada y la posición del rotor.
- Durante cada medida realizada en el ensayo, se ha procedido a verificar la calibración de fuentes y osciloscopios.

### 6.3.2 Estimación de la resistencia.

El valor de la resistencia durante la operación y la toma de cada una de las muestras a cada posición del rotor, puede variar e incluso exceder su valor nominal (hasta en un 30%), en parte debido a su dependencia con la temperatura [6]. Asumiendo que los voltajes de fase y las corrientes fueron medidos correctamente por lo que el error de medida puede ser ignorado se establece para cada una de las posiciones del rotor en cada uno de los ensayos lo siguiente: Un promedio ponderado de los datos de tensión y corriente en régimen estacionario ( $I_{ss}$ ,  $V_{ss}$ ) para cada posición, a partir de dichos valores se establece el valor de la resistencia en estado estacionario de la muestra de manera que:

CAPITULO VI: IMPLEMENTACION Y VALIDACION DE RESULTADOS

$$R_{ph} = \frac{v_{(t \rightarrow \infty)}}{i_{(t \rightarrow \infty)}} = \frac{V_{ss}}{I_{ss}} \quad (6.4)$$

La tabla 6.4 establece los valores obtenidos para un primer ensayo en algunas posiciones del rotor para una sola fase, el valor de la corriente máxima no supera los 27A.

**Tabla 6.4. Valores experimentales para la estimación de la resistencia para cada posición.**

Ensayo (°mec)	R fase (Ω)	Ensayo (°mec)	R fase (Ω)
0°	0.03276	16°	0.03309
2°	0.03234	18°	0.03327
4°	0.03341	20°	0.03281
6°	0.0331	22°	0.03298
8°	0.03254	24°	0.03276
10°	0.03331	26°	0.0332
12°	0.03307	28°	0.03306
14°	0.03274	30°	0.03298
<b>Promedio</b>		<b>0.03296</b>	

El modelo circuital vendrá establecido para su primer ensayo con  $R_{fase}=0.03296\Omega$ . En algunos casos la estimación de la resistencia viene condicionada a la fase a la cual se este realizando el ensayo, la Tabla 6.5 indica que no hay una fiel simetría para todas las fases y que igualmente ensayos a diferentes niveles de corriente y por ende sus efectos de temperatura, repercuten en los valores de resistencia finales. No obstante se comprueba que las diferencias no son importantes y basaremos el estudio del enlace de flujo en las medidas efectuadas en una fase.

**Tabla 6.5. Valores experimentales para la estimación de la resistencia en cada fase a diferentes valores de corriente.**

FASE A		(Ω)
20 A	0.622V	0.0311
30 A	0.941V	0.03138
40 A	1.264V	0.0316
FASE B		
20 A	0.615V	0.03074
30 A	0.924V	0.0308
40 A	1.236V	0.0309
FASE C		
20 A	0.615V	0.03073
30 A	0.9205V	0.03068
40 A	1.223V	0.03058
FASE D		
20 A	0.6118V	0.03059
30 A	0.9267V	0.03089
40 A	1.239V	0.03098

### 6.3.3 Estimación de la posición del rotor.

Como se enuncio previamente, la obtención de cada una de las curvas de enlace de flujo para una posición determinada del rotor, se realiza enteramente manual. Sin embargo, el conocimiento de la posición del rotor es vinculante para la realización de la prueba. Como la prueba se realiza a rotor bloqueado es necesario el conocimiento de la posición del rotor en dicho punto para poder vincular la curva del enlace de flujo a esa posición. En realidad, un motor de reluctancia conmutada puede arrancarse independientemente de su posición inicial, aunque la rotación podría ser algo brusca. Mientras las demás fases permanezcan abiertas, el movimiento del motor en la fase excitada permite la alineación de sus polos a dicha fase, y tomar esa posición como la inicial. Para el caso del motor 8/6 dicha posición alineada será la posición de 30°mec.

Bajo el supuesto de que los polos del rotor y del estator están alineados en la posición de 30°mec, se procede al registro de la posición y el sentido de giro del rotor a partir de la información dada por el encoder [7]. En el Anexo VI se presenta el esquema del circuito utilizado para decodificar la información del encoder, y a través del puerto paralelo de la PC presentar el ángulo de posición del rotor; dicho desarrollo se muestra en la figura 6.4.

La resolución estándar del encoder incremental corresponde a 1024 cuentas por revolución (CPR). Donde la posición del rotor en grados eléctricos viene dada por la relación y el parámetro Cuenta corresponde a un valor positivo o negativo dependiendo de si la operación del motor es en sentido horario o antihorario respectivamente:

$$Posicion\_rotor = \frac{360}{4.CPR}.Cuenta \quad (6.5)$$

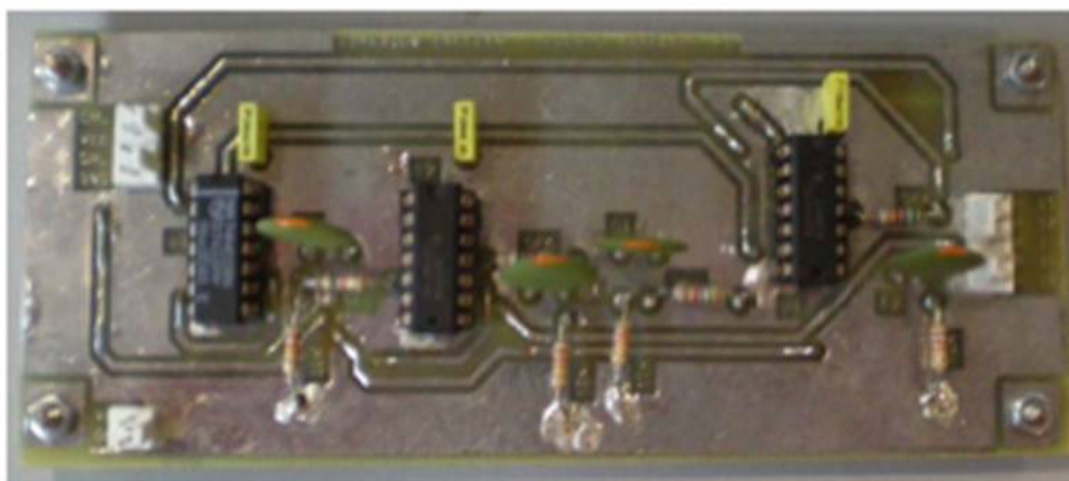
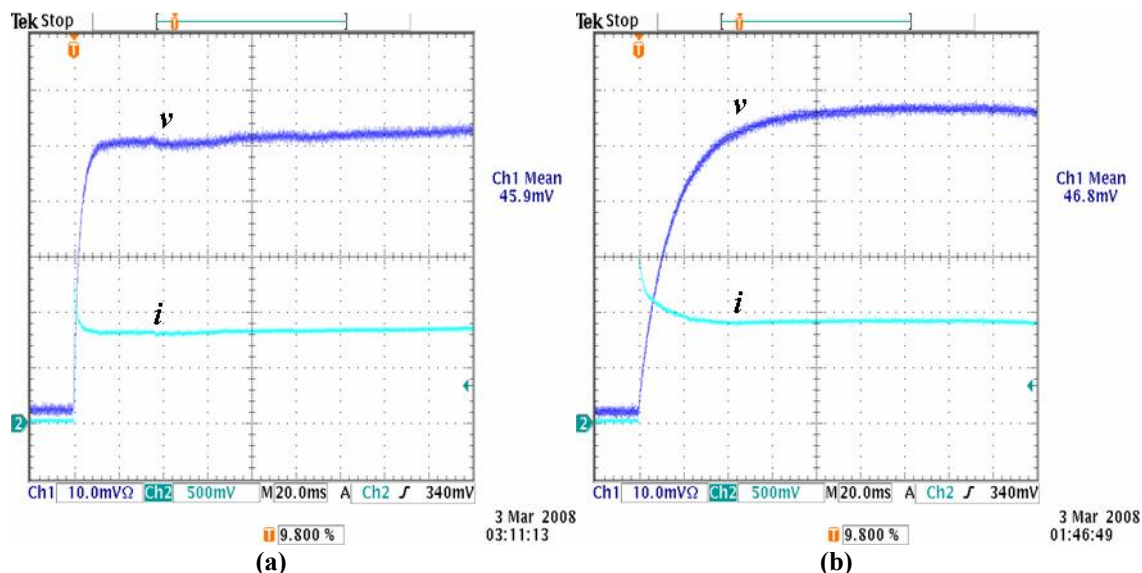


Figura 6.4 Placa de desarrollo para la lectura del encoder; con el circuito de conexión encoder- puerto paralelo -Fotografía

### 6.3.4 Ensayo experimental y comparación con el diseño establecido en capítulos anteriores. – Curva de enlace de flujo

En este caso la realización de las curvas de magnetización del motor en función de la corriente de fase se hizo manualmente para cada posición del rotor, en relación a la información

registrada por el encoder. El voltaje DC aplicado fue ajustado de tal manera que la corriente máxima durante el primer conjunto de ensayos no excediera más allá del valor de 25A. De tal manera, para la representación de la zona lineal de las curvas de enlace de flujo se uso una fuente de tensión *Hewlett Packard 6754A* con características máximas de operación de 0-60V/0-35A. En la figura 6.5 se presentan los oscilogramas de dos medidas realizadas para las posiciones de 22° y 0° grados mecánicos.

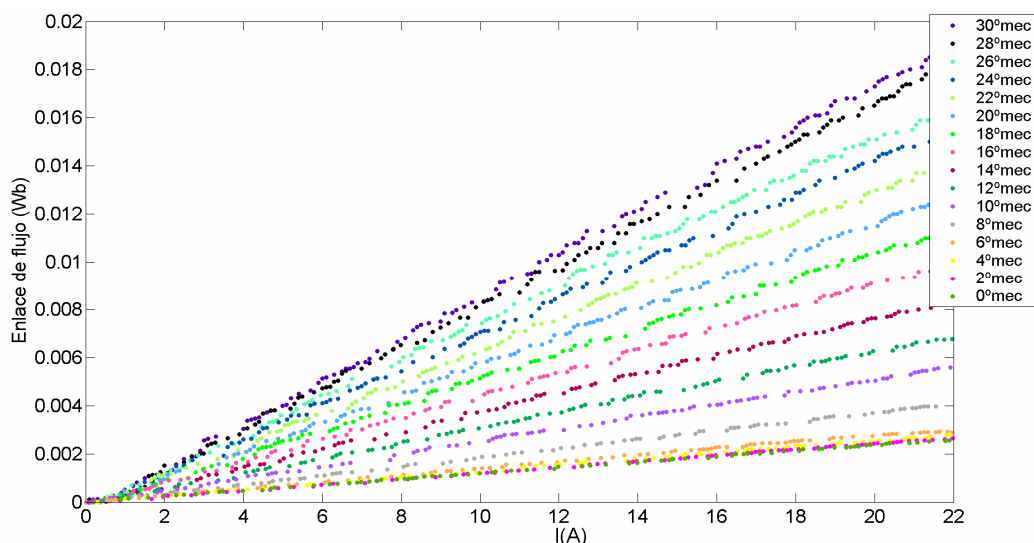


**Figura 6.5** Oscilogramas par la obtención de la característica lineal de enlace de flujo, SRM 8/6-4f, (a) Posición de 0°mec.  $I_{ss}=24.787A$  (b) Posición de 22°mec.  $I_{ss}=26.649 A$ .

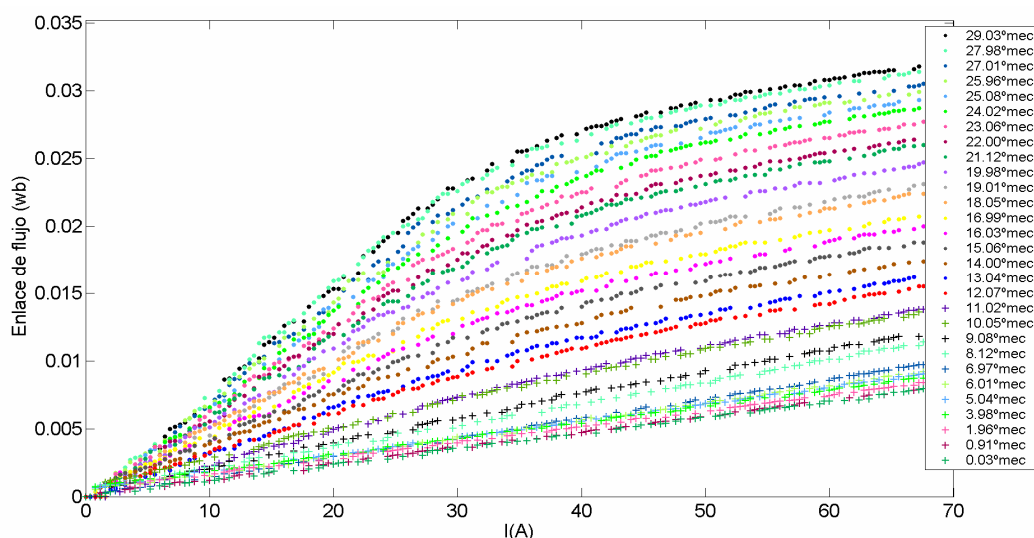
Para un primer ensayo, la toma de datos se realizo para cada posición del rotor, en pasos de 2° mecánicos, de esta manera este ensayo discurre para 15 posiciones discretas del rotor. Como finalmente se observa en la figura 6.6, las curvas de enlace de flujo discurren en su región lineal, por lo que perfectamente un modelo lineal de la maquina puede ejecutarse cuando las corrientes de operación están por debajo de los 22A.

Un segundo conjunto de ensayos se establece a 70A de corriente máxima, por lo que se hizo uso de una fuente de tensión DC *Agilent* características máximas de operación de 0-32V /0-160A. Esto proporciona una perspectiva más amplia de la curva de magnetización del motor, incluyendo la zona de saturación, tal y como se observa en la figura 6.7. Debido a que el motor de ensayo dispone de ocho polos en el estator y seis en el rotor, representado en 30° mecánicos desde la posición no alineada a alineada por fase; entonces las características del motor son obtenidas al medir estas 30 posiciones, a una resolución aproximada de 1° mecánico. Decimos “aproximadamente” porque, como se observa en la figura 6.7, los ángulos de fijación conseguidos a partir del bloqueo del rotor no corresponden exactamente al paso de 1°mec.

Como se comentó al inicio de este capítulo, la importancia de la obtención de las curvas de enlace de flujo  $\phi$ - $\theta$ - $i$  del motor real, radica en la realización de comparaciones entre el SRM real y aquel establecido como optimo, motivo de desarrollo en los capítulos anteriores. Por tal motivo, se toman los puntos más críticos de las curvas de enlace de flujo de ambos motores entre los que figura, las posiciones de polos no alineados, alineados y algunas posiciones intermedias como se muestra en la figura 6.8, donde las curvas punteadas corresponden al modelo simulado y las curvas continuas al prototipo medido.



**Figura 6.6** Conjunto de ensayos 1. Obtención de la característica de enlace de flujo, SRM 8/6-4F. Corriente de operación= 22A, resolución del paso 2 grados mecánicos.



**Figura 6.7** Conjunto de ensayos 2. Obtención de la característica de enlace de flujo, SRM 8/6-4F. Corriente de operación= 70A, resolución del paso 1 grado mecánico.

De la obtención de las curvas de enlace de flujo para ambos motores a partir de la figura 6.8 se establecen las siguientes observaciones:

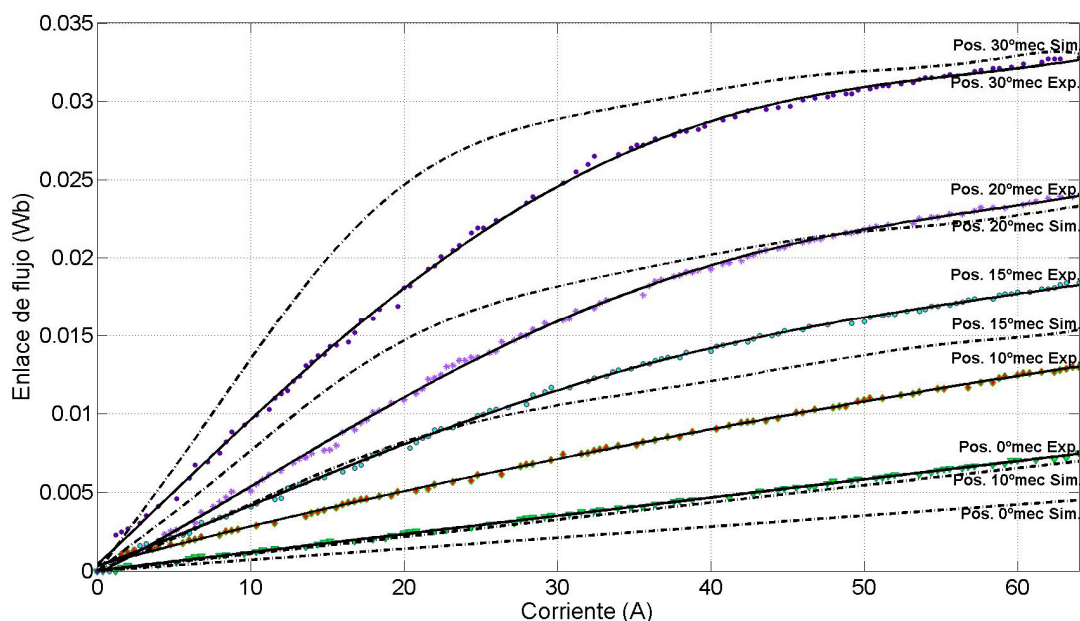
- La relación de las posiciones de polos alineados y no alineados (30°mec. y 0°mec. respectivamente) implica la obtención del par electromagnético máximo  $T_e$ , para determinado valor de corriente. Para el caso del ensayo experimental real con corrientes de saturación los valores de  $T_e$  se encuentran por debajo de aquellos valores estimados para el prototipo original motivo de estudio en toda la gama de corrientes de operación.
- El modelo lineal de la maquina SRM implica que este puede ser empleado en el motor real hasta los 25A, a diferencia del prototipo original donde el punto de saturación se presenta a corrientes mas bajas, alrededor de 20A.
- En el rango de corriente donde el flujo es de saturación en ambos motores (18A-23A), los valores de flujo enlazado para el prototipo original son mayores que en el motor real, solo en posiciones por encima de la posición de 15°mec.<sup>2</sup> Esto corresponde a

<sup>2</sup> Corresponde al "stroke angle"  $\text{angulo\_stroke} = 360 / (\text{N}^\circ \text{fases} \cdot \text{Nr})$



valores de par mucho mas altos cuando se trabaja con bajas corrientes utilizando el prototipo que utilizando el motor real. Sin embargo, en posiciones del rotor por debajo de los 15°mec. a bajas corrientes son comparables o hasta mayores que aquellos estimados para el prototipo original.

- Cuando se ha de utilizar corrientes en sus valores de saturación para ambos motores, en este caso por encima de los 60A, los valores establecidos de enlace de flujo por el motor real son por lo general mayores para todas las posiciones del rotor. Sin embargo, el área bajo la curvas de las posiciones de polos alineados y no alineados para el motor prototipo de estudio, es mayor que para el motor real al disponer de una inductancia no alineada mas baja y de una inductancia alineada de saturación mayor que las establecidas para el motor real.



**Figura 6.8** Obtención de la característica de enlace de flujo, SRM 8/6-4F.  $I_{max}=65A$ . Muestra experimental y curvas de aproximación realizadas en *RMXprt-Ansoft* para el motor prototipo de establecido en el Capítulo IV y V. Para varias posiciones del rotor, incluye la curva de saturación (30°mec).

La tabla 6.6 resume algunos de los parámetros citados anteriormente desde la figura 6.8. Ello permite comparar algunas de las características registradas por el motor experimentalmente con aquellos valores previamente establecidos para el prototipo diseñado en el Capítulo IV.

**Tabla 6.6.** Comparativa de la medida experimental SRM 8/6 y los valores estimados del prototipo teórico

	M. Experimental	M. Estimada/ Prototipo teórico
Inductancia no alineada, $L_u$	0.117 mH	0.0705 mH
Inductancia alineada no saturada, $L_{a_{nsat}}$ <sup>1</sup>	0.920 mH	1.48 mH
Inductancia alineada saturada, $L_{a_{sat}}$	0.512 mH	0.515 mH
Par por fase, a 65A	3.32 N.m	4.75N.m
Enlace de flujo posición alineada, 30°mec	0.03198 Wb	0.0331 Wb
Enlace de flujo posición no alineada, 0°mec	0.00758 Wb	0.005 Wb

1. La diferencia significativa entre los valores experimental y teórico se debe a la curva B-H de material magnético, diferente para el diseño de ambos modelos.

Los valores de inductancia alineadas y no alineadas afectan la relación de energía  $Q_r$ , la cual es determinada como  $W/(W+R)$ , donde  $W$  corresponde al valor de coenergía y  $R$  corresponde al valor de energía magnética almacenada, la energía original suministrada por el controlador es  $U=W+R$  [8]. A partir de los datos anteriormente mencionados en la Tabla 6.6 y de la figura 6.8 se destaca la relación de inductancia no saturada  $La_{nsat}/Lu=7.86$ ; si aproximamos a 22A la corriente de saturación para el motor real tenemos  $Q_{r22A}=0.466$ , esto sugiere que menos de la mitad de la energía ( $W+R$ ) suministrada por el accionamiento es convertida en trabajo mecánico. Para una corriente de operación de 65A:  $W_{65A}=1.143J$ ;  $R_{65A}=0.762J$ ;  $Q_{r65A}=0.6$ ; El inverso de  $Q_r$  equivale a los VA-s/Julio de conversión de energía  $C_{65A}=1/Q_{r65A}=1.67$ . Estos valores implican que la relación de energías es alrededor de un 29% mayor que aquel de la maquina lineal no-saturada, o lo que es mejor equivale a aun mejor uso del semiconductor al proporcionar un 29% de trabajo mecánico para un mismo suministro de energía en la zona de saturación. Para el prototipo teórico el requerimiento de VA-s/Julio del convertidor en la maquina no-saturada es de un 46% mayor ( $Q_{r22A}=0.485$ , con  $Q_{r65A}=0.7071$ ). Esto sugiere que el modelo teórico corresponde a una mejora en la relación de energía del 17% con respecto al prototipo experimental.

### 6.3.5 Ensayo experimental y comparación con el diseño establecido en capítulos anteriores. – Característica de par

A partir de los datos obtenidos en los ensayos anteriores se procede a establecer la característica de par en función de  $\theta$  e  $i$  para ambos motores, como se observa en la figura 6.9. En primer lugar se ha procedido a estandarizar los puntos de cada una de las muestras dadas para cada posición del rotor como funciones polinomiales de quinto orden, con el fin de facilitar la manipulación de datos en lo que al motor real se refiere. Como se discutió en la sección anterior, la integración de las curvas de flujo en función de la posición y de la corriente se hace necesaria. Para ello se ha procedido a hacer uso de la herramienta “*cftool*” de *Matlab* con el fin de realizar la integración en cada una de las curvas de enlace de flujo y aplicar la ecuación de coenergía.

La comparativa en las curvas de par visualiza algunos contrastes, los más significativos son:

- Tanto el motor real como aquel establecido a partir de un diseño pre-definido en un entorno de simulación son capaces de operar con corrientes alrededor de 65A. Este valor corresponde al máximo de corriente estimado para una carga con las características de la aplicación operando a 42V [9].
- El efecto de saturación, establecido por el tipo de lámina magnética en la fabricación del motor, así como la reluctancia y la corriente de operación, influyen en la forma de la característica de par como se establece en las figuras 6.9. Cuando el SRM opera en la región lineal, el incremento de la coenergía aumenta con respecto al incremento de la corriente. Una vez el SRM esta operando en la región saturada, un incremento de la coenergía puede que no necesariamente se presente, a consecuencia de ello se establece un punto óptimo de operación entre par y corriente, o en su defecto un rango de valores de corriente para los cuales hay una mayor ejecución de par. A raíz de lo anterior, las posiciones de rotor establecidas entre 11-22 grados mecánicos, para el motor original desarrollado en capítulos anteriores, establecerán los máximos valores de par para todo el conjunto de corrientes de operación; y alrededor de 10-17 grados mecánicos en el caso del motor real. El hecho de que en la figura 6.9a se estime pueda operar el accionamiento a un par determinado en un rango amplio de posiciones del rotor, implica la posibilidad indirecta del aumento de la eficiencia en el mismo, sin establecer una disminución significativa del par. En consecuencia, puede determinarse el valor de la corriente de excitación del SRM para el cual se estime la máxima eficiencia del motor a partir del análisis de la curva de enlace de flujo y par [10]. Además se confirma el hecho

de que la curva B-H de material magnético, y el establecimiento de  $B_{sat}$  en la fabricación del motor implica la mejora del par.

- En el conjunto carga-accionamiento SRM la acción de pares por encima de 0.5N.m se hace necesaria, como se observo en el Capítulo 5. Este valor puede considerarse un punto de operación extremo puesto que los valores estimados de eficiencia son bastante bajos comparado con otros tipos de accionamiento eléctricos. En este caso el diseño de fabricante del motor real implica el aumento del rango de operación a valores mas cercanos a los puntos de inflexión para la característica de inductancia empezando desde 7 grados mecánicos como se observa en la figura 6.9b, algo que para el prototipo de estudio, desarrollado en capítulos anteriores no es viable. Esto significa, que ante la generación de pares muy bajos el comportamiento del motor real tiene una mayor facilidad para llegar a la consecución de dicho par. Como consecuencia, la relación par/amperio del motor real es mejor, siempre y cuando los valores de las corrientes de operación estén por debajo de los 30A para pares por debajo de 1 N.m. Fuera de este rango, la utilización del motor real, requiere de un mayor valor de corriente para llegar a un valor estipulado de par. Aun así, el motor real sigue siendo plausible para ser ejecutado sobre varios puntos de trabajo par-velocidad estipulados por la carga, como se establece en la siguiente sección.

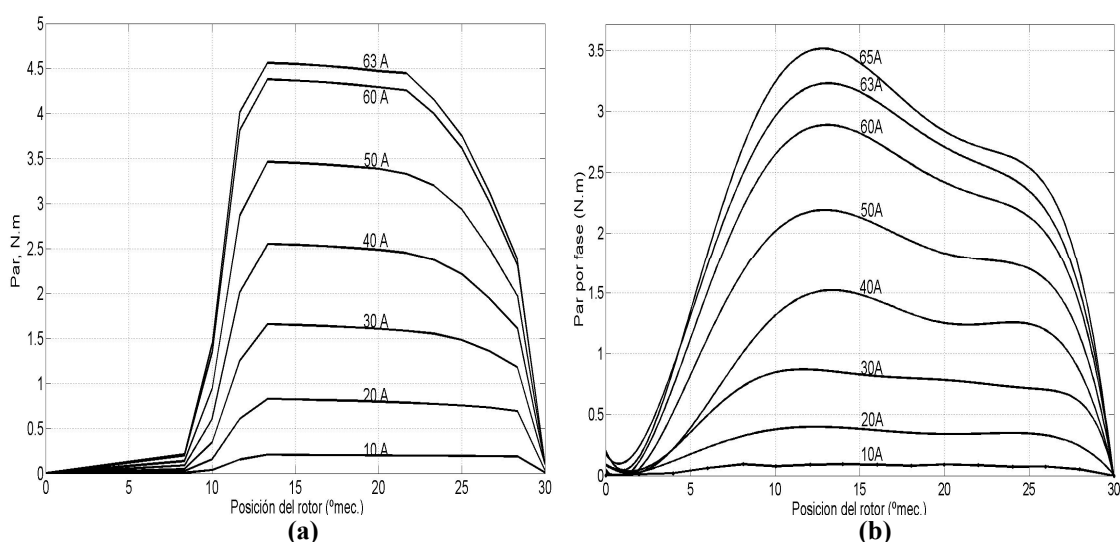


Figura 6.9 Obtención de la característica de par por fase a partir de las curvas de enlace de flujo, SRM 8/6-4F,  $I_{max}=65A$ , 42V. Posición polos no alineados ( $0^\circ$  mec). (a) Simulación, para el prototipo original. (b) Medida experimental, sobre el motor real.

#### 6.4 Ensayos finales del accionamiento y modulo de control- Etapa experimental

Aunque, actualmente se dispone de un SRM-8/6 de cercanas prestaciones al prototipo establecido en su versión original, es necesario tener en cuenta, las siguientes consideraciones:

- Si bien es conocido por intermedio del fabricante gran parte de las características externas del motor, no ocurre lo mismo con algunos datos internas de construcción, solo reservados por el fabricante, esto implica que la valoración por intermedio de un software de elementos finitos del momento de inercia, la fricción, las perdidas, las curvas de enlace de flujo y la conjunción con el accionamiento para la realización de las curvas par-velocidad, corrientes

y eficiencia en función de la posición del rotor o la velocidad, no puedan ser estimadas para labores de comparación del análisis FEA con sus características reales.

- Cuando se utiliza un diseño establecido con la ayuda de un programa CAD o de un software de elementos finitos, es más fácil la transición del diseño a su modelado. Para la caracterización y modelado del motor real es necesario tener los parámetros para la aplicación de las ecuaciones electromagnéticas y mecánicas con el fin de obtener el modelo dinámico del SRM. La importancia de las curvas de enlace de flujo obtenidas del motor real, radica no solo en la obtención de la característica de par, sino como un punto importante de comparación entre el SRM establecido como óptimo a partir de todo un proceso evolutivo como se vio en capítulos pasados y el SRM real. Esta comparación intenta contestar al interrogante de que si ambos prototipos (real y simulado), representan el modelo de accionamiento eléctrico más idóneo utilizando un SRM que conlleva acercarse cada vez más a unas características establecidas de par y corriente necesarias para la ejecución de un sistema de aire acondicionado automotriz.
- La obtención de un motor/accionamiento a través de fabricante ha implicado que el procedimiento establecido para el control del mismo establecido en el capítulo V, no sea accesible/viable en el motor real. Tanto el *PI* utilizado en el control de velocidad, como el uso de un control por lógica difusa para el control de temperatura no fueron implementados en la práctica. Una de las razones radica en la poca accesibilidad del fabricante para facilitar embeber el código asociado o anexas el hardware en el control del motor; lo segundo esta relacionado con la no disponibilidad en el momento de realizar esta tesis de un sistema de ensayos de la maquina A/C de un automóvil. Por lo que la evaluación del comportamiento del motor y de su control, así como su posterior evaluación con carga se establece en un entorno puntual, sobre valores precisos de velocidad, posición del rotor y de par a partir de un modulo mecánico (emulando los valores de carga del sistema A/C); para lo cual son determinados valores de corriente y eficiencia sobre cada ensayo y así sucesivamente para cada cambio en el par mecánico. La evaluación del motor real solo se condiciona a los valores más representativos que el sistema A/C demandaría en la variación de la temperatura del vehiculo en lo que concierne al par y/o velocidad. De igual manera la evaluación de los ensayos anteriores con aquellos homólogos establecidos para el prototipo original. Debido a que todos los ensayos se han realizado entre 42V-48V, por ultimo, se establece la importancia de trabajo a estos niveles de tensión con respecto a los valores bajos estipulados para el auto convencional en el aumento de los valores de eficiencia.

### 6.4.1 Equipamiento utilizado para ensayos del motor

El montaje final y descripción de todo el sistema queda establecido en la figura 6.10. Para obtener unas medidas óptimas, especialmente en los ensayos de rendimiento, es necesario realizar una calibración de los instrumentos de medidas.

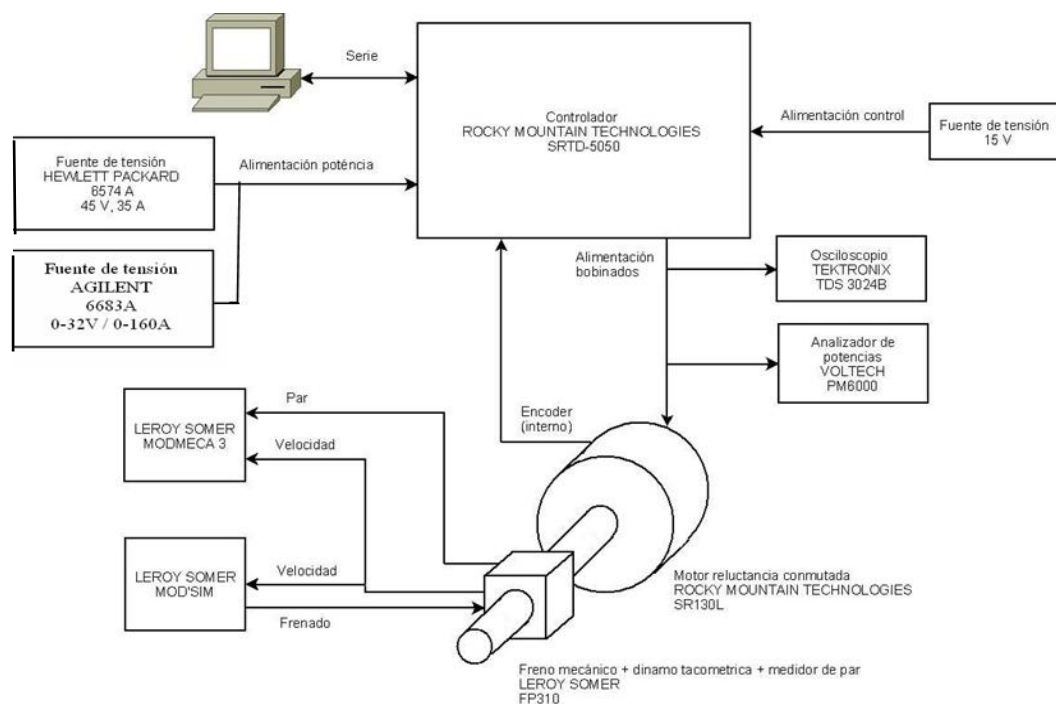
*a. El encoder:* (Agilent HEDM-5505) dispone de una resolución de 1024 puntos por revolución, calculando el tiempo entre pulsos se puede calcular la velocidad, donde el periodo es el valor obtenido mediante medición:

$$\left. \begin{array}{l} \text{Periodo: } 50\mu\text{s} / \text{pulso} \\ \text{Resolución: } 1024 \text{ pulsos} / \text{revolución} \\ n = \frac{\text{revoluciones}}{\text{tiempo}} (\text{rpm}) \end{array} \right\} \Rightarrow n = \frac{1}{\text{periodo} \cdot \text{resolución}} \cdot \frac{1\mu\text{s}}{1 \cdot 10^{-6} \text{ s}} \cdot \frac{1\text{s}}{\frac{1}{60} \text{ min}} = 1171,875 \text{rpm} \quad (6.6)$$

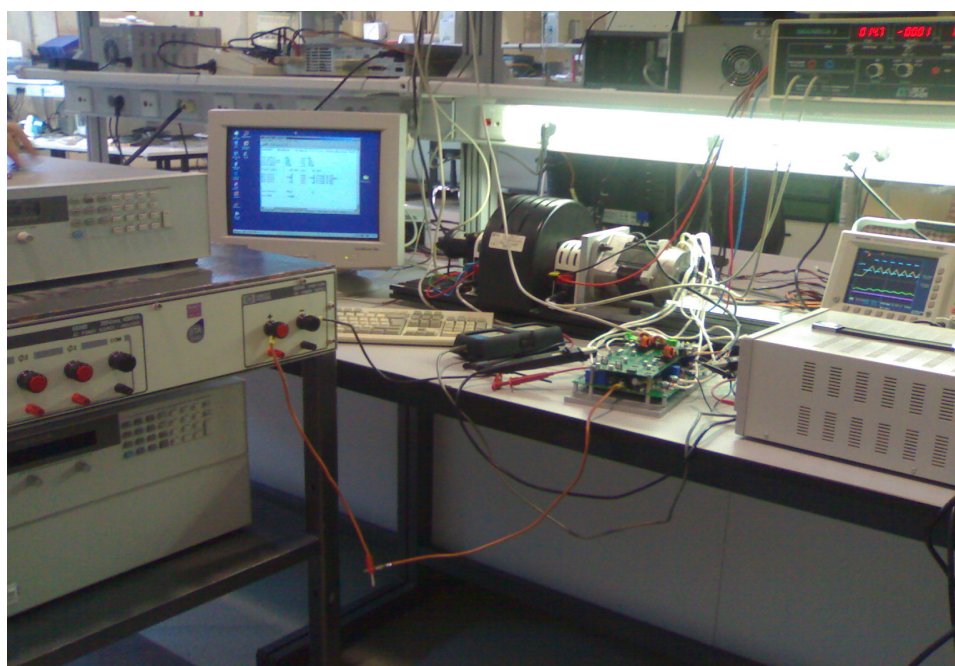
CAPITULO VI: IMPLEMENTACION Y VALIDACION DE RESULTADOS

*b. Dispositivos de medición multifuncional para el estudio de maquinas eléctricas giratorias* [11]:

El módulo MODMECA 3 de LEROY SOMMER: permite la medición y lectura de la velocidad de rotación de la maquina (rpm) con una precisión menor al 1%, a partir de la tensión suministrada por la dinamo tacométrica. La medición y visualización del par (N.m) con una precisión menor al 2%, y la medición y lectura de la potencia mecánica, a partir de los datos de velocidad y par entre (300 a 3000W) con una precisión menor al 3%. Además el modulo esta formado por un dispositivo de alimentación, de mando y de secuenciamiento del freno de polvo.



(a)



(b)

**Figura 6.10 (a) Descripción esquemática del montaje final – SRM 8/6 y accionamiento. (b) Fotografía del montaje general**

CAPITULO VI: IMPLEMENTACION Y VALIDACION DE RESULTADOS

El módulo MOD'SIM de LEROY SOMMER: Utilizando este modulo de simulación, el mando externo permite dirigir el par de frenado de la carga. El mencionado modulo esta entonces en condiciones de simular las cargas representativas de aplicación como: a) Carga constante  $T=B=Cst$ , b) Carga variable  $T=An+B$ , c) Carga variable  $T=An^2+B$ , d) Potencia constante  $P=A=Cst$ . El par de frenado varia entre dos variables ajustables (mínimo valor  $B$  y máximo valor  $A+B$ ). El par mecánico es creado por un freno de polvo. Este tipo de freno usa un polvo magnético localizado entre la parte rotatoria del freno (rotor) y su parte fija (estator). El modulo de simulación de la carga mecánica genera una corriente en el freno de polvo electromagnético acorde a los modos de control de par anteriormente nombrados.

El freno magnético: El freno magnético FP3/10 de LEROY SOMMER es utilizado como carga mecánica, este solo puede soportar una potencia mecánica de 500W durante 5 minutos. Esta característica impone una limitación de potencia que hay que tener en cuenta en los ensayos.

c. Configuración del accionamiento: La configuración del accionamiento esta dada por: configuración controlador ("Hyper Terminal"): drive enable: ON; drive direction: FWD; current control: SOFT; control mode: TERM. Para los distintos ensayos, la tensión de alimentación de la placa controladora, (la cual no corresponde al bus de potencia), establece una notable influencia en la velocidad y en el par que entrega al motor, ante ello se ha procedido a realizar todos los ensayos con una tensión de alimentación de la placa controladora de 15 V.

d. Sondas de corriente: Todas las corrientes han sido tomadas mediante sondas de corriente de efecto Hall, y las tensiones han sido tomadas mediante sondas de tensión normal o sondas diferenciales.

### 6.4.2 Ensayos experimentales realizados para distintos puntos de trabajo par-velocidad del accionamiento.

En estos ensayos se pretende capturar las formas de onda de las corrientes que circulan en los bobinados del motor en distintos puntos de operación. Para ello, se realizan medidas en un total de ocho puntos de trabajo, combinando cuatro velocidades distintas, con dos consignas de par distintas, concretamente, como se establece en la figura 6.11, donde cada uno de los ensayos corresponde a:  $n_1 = 1000$  rpm,  $n_2 = 2000$  rpm,  $n_3 = 3000$  rpm,  $n_4 = 4000$  rpm y  $T_{m1} = 0,5$  Nm,  $T_{m2} = 1,5$  Nm.

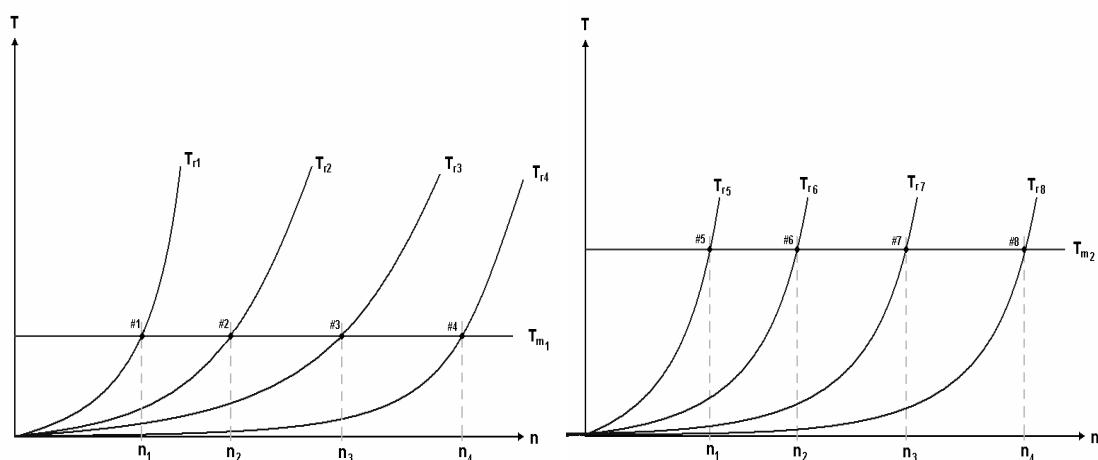


Figura 6.11 Grafico de los posibles ensayos experimentales ante variaciones de la velocidad:  $n_1 = 1000$  rpm,  $n_2 = 2000$  rpm,  $n_3 = 3000$  rpm,  $n_4 = 4000$  rpm y de la carga  $T_{m1} = 0,5$  Nm,  $T_{m2} = 1,5$  Nm.

CAPITULO VI: IMPLEMENTACION Y VALIDACION DE RESULTADOS

Debido a la imposibilidad de conseguir en su momento una carga equivalente a un sistema de aire acondicionado del automóvil real o un modulo de tipo educacional, que sondee los valores de flujo másico de aire y de refrigerante que establecen los valores de par que debe de manejar el compresor de aire acondicionado y de velocidad del compresor. Se procede a hacer uso de una carga mecánica y de un dinamómetro ( $T_r$ ), con el fin de ajustar la velocidad de trabajo a una determinada consigna de par ( $T_m$ ). Como se observo en el capítulo 5, las simulaciones del conjunto total establecen la posibilidad de operar el SRM a distintos puntos de trabajo par-velocidad. Por consiguiente, a continuación se establecen un grupo de ensayos llamado "A" correspondiente a 8 puntos determinados de trabajo como se observa en la Tabla 6.7<sup>3</sup>. Estos ensayos buscan examinar la ejecución del SRM y del accionamiento ante la operación de pares mecánicos considerados bajos ( $T_m \leq 1.5 \text{ N.m}$ ).

La tabla 6.7 corresponde a los ensayos experimentales realizados ante variaciones de la velocidad y carga a  $V=48\text{V}$ . La utilización en los ensayos experimentales del nivel de tensión a  $48\text{V}$ , se debe a la utilización del valor de tensión nominal de placa establecido para el motor y además reiterar el hecho de que la utilización del estándar a  $42\text{V}$  involucra también el rango de valores entre  $36\text{V}-50\text{V}$  [12].

La configuración de la tabla 6.7 implica del conocimiento de los valores de conmutación del accionamiento los cuales varían en cada ensayo, a partir de la configuración del accionamiento, realizado por pantalla. Para la configuración de la carga mecánica se utiliza el *MOD'SIM*, para establecer los puntos de par y velocidad se utiliza el *MODMECA3* y finalmente con ayuda de un osciloscopio digital a los detalles generales de la operación del accionamiento, en lo que refiere al periodo de operación y a los tiempos de ascenso y descenso de la corriente ante el encendido o apagado del accionamiento, los valores de corriente máxima y promedio.

**Tabla 6.7. Ensayos experimentales realizados ante diferentes puntos de velocidad y carga a  $V=48\text{V}$ .**

Ensayos	Limite de corriente (A)	Control de corriente (A)	Ángulos Conmutación		Configuración carga mecánica <sup>1</sup> $T = An^2 + B$	Medidas obtenidas Par-w <sup>2</sup>		Detalles de la operación SRM-accionamiento <sup>3</sup>		
			$\theta_{on}$ (°mec.)	$\theta_{off}$ (°mec.)		Par (N.m)	n (rpm)	Periodo (ms)	$t_{rise}$ (µs)	$t_{fall}$ (ms)
A.1	22	$I_{prom}=17;$ $\Delta I=4.6A$	0.0	27.5	A = 62 %, B = 0%	0,6	1005	9.80	56.00	0.32
A.2	22	$I_{prom}=17;$ $\Delta I=4.6A$	-0.2	25	A = 24 %, B = 0%	0,5	2007	5.00	52.00	0.40
A.3	22	$I_{prom}=18.8;$ $\Delta I=2.2A$	3.19	25	A = 17 %, B = 0%	0,4	3036	3.30	56.00	0.25
A.4	22	$I_{prom}=17.8;$ $\Delta I=2.5A$	3.0	26	A = 10 %, B = 14%	0,4	4070	2.40	48.00	0.20
A.5	35	$I_{prom}=20.2;$ $\Delta I=4A$	0.5	27.55	A = 73 %, B = 0%	1,6	1001	10.20	100.00	0.40
A.6	35	$I_{prom}=20.2;$ $\Delta I=3.6A$	4.67	29.87	A = 60 %, B = 0%	1.6	2009	5.00	110.00	0.40
A.7	35	$I_{prom}=22.4;$ $\Delta I=3.5A$	5.45	28.18	A = 40 %, B = 20%	1,4	3010	3.30	110.00	0.40
A.8	35	$I_{prom}=21.6;$ $\Delta I=7.6A$	5.2	23.44	A = 30 %, B = 20%	1,3	4014	2.50	100.00	0.32

1. Utilizando *MOD'SIM*  
 2. Utilizando *MODMECA3*  
 3. Utilizando los valores extraídos del osciloscopio.

Con el fin de establecer una correcta asociación entre los gráficos experimentales y aquellos simulados, en la figura 6.12 se ilustra el significado de las distintas vistas de los oscilogramas

<sup>3</sup> La notación A.1 se refiere al grupo de ensayos A y el punto de trabajo 1; así sucesivamente para todos los puntos de trabajo.

generados, correspondiente a la vista general para cada fase (alrededor de 4 periodos en algunos casos), la vista correspondiente a un periodo mecánico aproximadamente, y por ultimo aquella correspondiente a la actuación de accionamiento y del control de corriente en una fracción de tiempo de la vista anterior, de manera que:

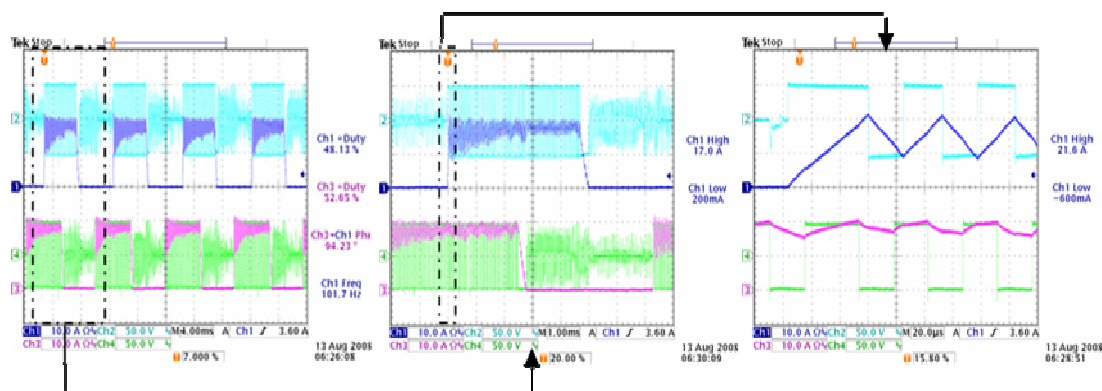


Figura 6.12 Marco general de la visualización de las figuras de osciloscopio para cada uno de los ensayos experimentales. Caso A.1:  $I=22A$ ,  $n=1005rpm$  y  $Par=0,6Nm$ . SRM 8/6

A raíz de lo anterior la parte “a” en la figura 6.13 a la figura 6.20 corresponden a las distintas capturas del osciloscopio donde se pueden observar la forma de onda de la corriente y de la tensión en los devanados correspondiente a las fases C y D, para cada uno de los ensayos de la Tabla 6.7.

La Tabla 6.8 establece los resultados de las simulaciones a raíz de los ensayos A.1-A.8. Las simulaciones corresponden a ángulos de conmutación fijos; es decir estos ángulos de operación del accionamiento son aproximadamente iguales a aquellos establecidos por el análisis experimental en sus ensayos A.1-A.8. Los resultados de las simulaciones de igual manera, parten del modelo desarrollado y estudiado en los capítulos anteriores. Aunque en primera instancia comparar dos modelos distintos de SRM puede no conducir a una conclusión fehaciente, por sus cercanas prestaciones, estos pretenden por si mismos establecer un paralelo en lo que refiere a las estimaciones de par ante variaciones de  $i$  &  $\omega$ , como lo sería en:

- La actuación de un modelo de cercanas prestaciones operando a 48V para unos ángulos establecidos de conmutación ante variaciones de la velocidad o par.
- El establecimiento por vía experimental de solapamientos de corrientes de fase cuando el ángulo “*dwell*” > 15 grados mecánicos en un motor 8/6.
- Proceder a diferenciar dos tipos de ensayos, aquellos que trabajan con corrientes por debajo del límite de saturación o en la región lineal debido a la utilización de corrientes por debajo de los 25A (ensayos A.1-A.4) y aquellos que operan con corrientes cercanas a las de saturación o saturadas (ensayos A.5-A.8), donde la región de saturación se establece a partir de las figuras 6.5 y figuras 6.7.
- Las velocidades de operación de los diferentes ensayos “A”, se establecen en un rango de operación aproximado entre (1000 a 4000 rpm) acordes a los valores que se manejan en las simulaciones establecidas y requerimientos del Capítulo V.
- La estimación de par para los ensayos A.1-A.4 es acorde a lo establecido en la figura 6.9b. Por característica propia del motor y para un valor límite de 22A el valor de par se estima por debajo de 0.5N.m. Para el caso de los ensayos A.5-A.8 con corrientes de operación por debajo de los 35A, la estimación de par dada por la figura 6.9b para  $I_{lim} < 35A$  se encuentra por debajo de 1.6N.m.



**Tabla 6.8. Ensayos realizados en diferentes puntos de operación de velocidad y par.  
 V=48V. – Simulación con ángulos de conmutación fijos.**

Conjunto de Simulaciones	Relación Par-w		Ángulos de Conmutación		Detalles de la operación SRM-accionamiento. - E. Simulación <sup>1</sup>			
	Par (N.m)	w (rpm)	$\theta_{on}$ (°mec)	$\theta_{off}$ (°mec)	Rizado de Par <sup>2</sup> (%)	$t_{rise} / t_{fall}$ ( $\mu s$ ) / (ms)	$I_{max} / I_{prom}$ (A)	Eficiencia (%)
A.1.1	0,6	1005	0.0	27.5	111.8	30 / 0.45	20.56 / 17.40	51.56
A.2.1	0,5	2007	-0.20	25.00	79.3	30 / 0.50	18.99 / 16.32	54.12
A.3.1	0,4	3036	3.19	25.00	88.5	20 / 0.34	17.26 / 14.13	53.15
A.4.1	0,4	4070	3.00	26.00	125.3	30 / 0.30	17.07 / 14.04	54.00
A.5.1	1,6	1001	0.5	27.55	69.2	50 / 0.55	32.91 / 27.52	62.64
A.6.1	1.6	2009	4.67	29.87	73.5	50 / 0.57	34.33 / 25.02	65.26
A.7.1	1,4	3010	5.45	28.18	86.5	50 / 0.56	30.15 / 23.74	68.29
A.8.1	1,3	4014	5.20	23.44	79.4	50 / 0.46	31.03 / 26.20	75.38

1. Ángulos de conmutación fijos, similares a los ensayos experimentales.

2. Basado en la ecuación 5.15. En (%) el delta de rizado de par corresponde para el caso A.1.2 al 111.8% del valor del par promedio.

Como bien se dijo, la Tabla 6.8 establece los resultados de las simulaciones a raíz de los ensayos A.1-A.8, estas simulaciones proceden de la variación manual de los ángulos de conmutación (conocidos a partir del ejercicio experimental) y al establecimiento de la relación par-velocidad deseada., a este conjunto de simulaciones se le nombran como A.1.2-A.8.2<sup>4</sup>.

De igual manera, la tabla 6.8 registra los valores máximos de corriente y el rango estimado de valores de eficiencia. Con respecto a la comparativa entre los ensayos experimentales y aquellos simulados dados por las Tablas 6.7 y 6.8 y las figuras 6.13 a 6.20 (en sus partes a y c) se citan las siguientes observaciones:

*a. Con respecto a los valores de par y rizado de par:* Los valores de par son perfectamente alcanzados para todos los puntos de trabajo realizados por simulación. Sin embargo, las formas de corrientes de fase pueden conllevar a valores bajos o altos de rizado de par según sea la operación de los ángulos de conmutación y el valor de la corriente de operación.

Por simulaciones, los valores de rizado de par son mas altos cuando operan con corrientes por debajo del límite de saturación, o lo que puede ser similar a la actuación del SRM ante consignas bajas de par, siendo el rizado hasta un 25% mayor que el valor promedio de par, en relación a una reducción significativa del rizado de par cuando se opera con corrientes por encima de la de saturación.

A partir de las simulaciones, la operación a pares muy bajos a diferentes velocidades puede degenerar en la mayoría de los casos en un aumento del rizado de par.

*b. Con respecto a las corrientes de operación:* Cabe aclarar que a pesar de sus diferencias, las prestaciones establecidas por el motor real y aquel establecido y desarrollado de capítulos anteriores son bastante comparables.

En la mayoría de los casos, el orden de los tiempos de levante y de caída de los valores de corriente por fase producidos por el encendido y apagado del accionamiento son valores muy próximos a sus valores experimentales.

Aun así, la simulación con ángulos de conmutación fijos, establecen valores estándares máximo/promedio de corriente en algunos casos similares a aquellos establecidos por el ensayo experimental principalmente en la operación de corrientes no saturadas, lo que no necesariamente sucede cuando se trabaja en zonas de saturación o con corrientes superiores,

<sup>4</sup> La notación A.1.2 se refiere al grupo de ensayos A y el punto de trabajo 1, para el segundo grupo de simulaciones, correspondiente a ángulos de conmutación variables del accionamiento; así sucesivamente para todos los puntos de trabajo.

## CAPITULO VI: IMPLEMENTACION Y VALIDACION DE RESULTADOS

donde tanto las formas de onda como sus valores nominales de corriente difieren notablemente entre los ensayos estimados y simulados, como también se observa en la Tabla 6.8 puntos de trabajo A.5.1 a A.8.1. Aunque, las corrientes promedio aparentemente no difieren de sobremana, como se observa en las figuras 6.17 a 6.20, si lo hace la forma de onda de la corriente, esto se debe a dos circunstancias:

- Nuevamente, aunque el modelo de simulación no equivalente al experimental, por sus cercanas prestaciones las similitudes entre ambos son comparables.
- Los valores estimados de corriente anexos al diseño desarrollado de capítulos anteriores realizado por elementos finitos y que sirven para la creación de las tablas *look-up* y por ende para su modelado, corresponden a los valores máximos de corriente de fase (“*Maximum phase current*”) y no a su valor nominal (“*Rated phase current*”). Aunque, en gran parte de los casos ambas formas de onda son similares, en otros esto varía. De allí que la obtención de la corriente promedio en gran parte de los casos sea mayor.

*c. Con respecto la actuación del accionamiento:* El desarrollo experimental y por simulación de los ángulos fijos de conmutación del accionamiento asociado al SRM se desarrolla perfectamente. Mientras que la actuación de los tiempos de operación de la corriente ante el encendido u apagado del convertidor para cada fase se establece dentro del rango de operación estimado alrededor de decenas de microsegundos y décimas de milisegundo para  $t_{rise}$  y  $t_{fall}$  respectivamente, para las velocidades de trabajo establecidas para cada uno de los puntos de trabajo en la condición de estado estacionario.

*d. Con respecto al valor de eficiencia:* Los valores de eficiencia no son contemplados en el ejercicio experimental, ellos se presentan con mayor detalle, en el próximo conjunto de puntos de trabajo de la siguiente sección. Sin embargo y debido a que las simulaciones lo permiten, los datos de eficiencia corresponden a valores estimados realizados para los puntos de trabajo A.1-A.8. A modo general los valores promedio estimados de rendimiento se sitúan en valores entre el 51.5%-75.4%. Para la operación a 42V estos valores muy levemente mejoran, hasta en un 1.5% para casos puntuales de par-velocidad. Como se vera mas adelante la operación ante diferentes niveles de tensión no repercute significativamente en la mejora del rendimiento del sistema, un análisis de ello se encontrara en una próxima sección de este capitulo para un nuevo conjunto de puntos de trabajo.

Estos valores de eficiencia en general podrían verse como valores bajos, si se comparase con un accionamiento tipo BLDC como ejemplo [13,14]. Sin embargo, los valores más bajos de eficiencia acontecen a bajos pares de operación (0.4N.m-0.6N.m) como se establece en los ensayos A.1.1-A.4.1 entre (51.6%-54%). Es de preverse por diseño del SRM como se vio en anteriores capítulos, que los puntos de trabajo mas conflictivos para la operación del SRM corresponden a este rango de valores. Mientras en los ensayos A.5.1-A.8.1 con pares ubicados entre (1.3N.m-1.6N.m) las eficiencias se ubican entre (62.6%-75.4%), las cuales son mas admisibles.

Por otro lado, operar en la región de par constante en un rango amplio de velocidad implica que el controlador de corriente es enteramente operativo en dicho rango, manteniendo las pérdidas en el cobre y en el devanado aun bajas. A diferencia de trabajar en la zona de potencia constante donde el ángulo de conducción se incrementa en función de la velocidad y las perdidas aumentan rápidamente. Por tal motivo y por su actuación a par constante hasta los 3800 rpm, los valores de rendimiento en el caso de ambos motores (real y simulado) son mayores que en el caso de haber actuado a par constante a una menor velocidad.

En la siguiente sección se establece la mejora del desempeño del accionamiento con la actuación de ángulos de conmutación variables en relación a los ensayos los ensayos A.1 a A.8. Esta nueva generación de datos y gráficos corresponde a una nueva posibilidad de ejecución de

CAPITULO VI: IMPLEMENTACION Y VALIDACION DE RESULTADOS

los ángulos de conmutación con el fin de conseguir la minimización de la corriente ante una consigna de par para una velocidad determinada de trabajo.

**6.4.2.1 Utilización de ángulos de conmutación variables del accionamiento realizados para distintos puntos de trabajo par-velocidad.**

Las simulaciones A.1.2-A.8.2 de la Tabla 6.9 corresponden a ángulos de operación variables establecidos por el ajuste de los ángulos de conmutación del accionamiento en base al modelo de motor desarrollado del capítulo anterior; la relación par- velocidad del ensayo experimental permanece invariante.

*a. Con respecto a los valores de par y rizado de par:* Los valores de par son alcanzados para todos los ensayos establecidos por simulación, igual que en el caso anterior. Los valores de los ángulos de conmutación del accionamiento que trabajan con corrientes solapadas (actuando simultáneamente más de una fase), generan un mayor par total (aquel generado por el conjunto de las cuatro fases), aunque con una reducción en la eficiencia del conjunto SRM en la mayoría de casos. En lo que refiere al rizado de par, este se presenta mucho mayor, inclusive hasta de un 41% por encima del rizado de par de la estrategia de ángulos de conmutación fijos particularmente en zonas de corrientes no saturadas, con pares de consigna bajos. De igual manera, ante la operación de corrientes altas, los valores de rizado igualmente aumentan, principalmente en zonas de operación de velocidades bajas. Esto significa que minimizar la corriente de operación para conseguir operar el motor a pares muy bajos, no es lo mas conveniente, debido a un detrimento en el rizado de par.

**Tabla 6.9. Ensayos realizados en diferentes puntos de operación de velocidad y par. V=48V. – Simulación con ángulos de conmutación variables.**

Conjunto de Simulaciones	Relación Par-w		Ángulos de Conmutación <sup>1</sup>		Detalles de la operación SRM-accionamiento. - E. Simulación <sup>1</sup>			
	Par (N.m)	w (rpm)	θ <sub>on</sub> (°mec)	θ <sub>off</sub> (°mec)	Rizado de Par <sup>2</sup> (%)	trise / tfall (µs)/(ms)	I <sub>max</sub> / I <sub>prom</sub> (A)	Eficiencia (%)
A.1.2	0,6	1005	1.0 a 4.0	29.0	115.10	30 / 0.40	20.54 /16.26	52.68
A.2.2	0,5	2007	-2.0 a 0.0	28.0 a 29.0	131.86	30 / 0.40	18.73 /14.73	51.09
A.3.2	0,4	3036	0.0	27.61 a 28.03	129.38	20 / 0.39	16.94 /14.10	49.19
A.4.2	0,4	4070	0.0	27.28 a 27.63	151.23	20 / 0.39	16.83 /13.27	50.57
A.5.2	1,6	1001	1.0 a -1.0	29.0	71.00	40 / 0.57	32.88 /26.8	62.06
A.6.2	1,6	2009	-2.0 a -3.0	27.0 a 28.0	134.10	40 / 0.56	32.69 /26.03	66.48
A.7.2	1,4	3010	1.0 a -1.0	26.83 a 27	79.00	40 / 0.51	30.10 /24.81	69.03
A.8.2	1,3	4014	-1.0	25.93 a 25.76	66.31	40 / 0.49	28.81 /24.92	70.64

1. Ángulos de conmutación variables

2. Basado en la ecuación 5.15. El delta de rizado de par corresponde al porcentaje del valor del par promedio.

Además, la estrategia de solapamiento de corrientes con el fin de conseguir un mayor par, no justifica su uso cuando las consignas de par son muy bajas. Generalmente, a medida que la corriente de fase se incrementa, el aumento de rizado de par también lo hace. Por otro lado, resultados próximos verificarán que la magnitud de la oscilación de par del SRM esta relacionada con el ángulo de apagado del accionamiento y el valor de referencia de corriente. La utilización del modelo difiere en la actuación del rizado de par, para el caso de un modelo no lineal con inductancias mutuas el rizado de par es siempre superior al caso del modelo no lineal

## CAPITULO VI: IMPLEMENTACION Y VALIDACION DE RESULTADOS

sin inductancias mutuas, a medida que la corriente de referencia se incrementa, mayor será la diferencia entre ambos modelos [15].

*b. Con respecto a las corrientes de operación:* En lo que refiere a las corrientes máximas de operación, la comparativa entre la Tabla 6.8 y la Tabla 6.9 establece la posibilidad de generar la misma relación par-velocidad con menor corriente de operación (para todos los casos) al interactuar con los ángulos de conmutación del accionamiento. Sin embargo, la reducción de corriente en su caso más extremo es de un 5% en lo que refiere a la simulación de ángulos de conmutación fijos. Para el caso del motor experimental la reducción de la corriente máxima/promedio es de un máximo de 30.7%, y se observa en todos los casos cuando actúan corrientes de no saturación. Además, de una reducción de todos los valores máximos de corriente en el caso de corrientes de saturación.

En la mayoría de los casos, el orden de los tiempos de levante y de caída de los valores de corriente por fase producidos por el encendido y apagado del accionamiento corresponden al orden de las decenas de microsegundos y décimas de milisegundo respectivamente. Estos valores son mucho más próximos en lo que corresponde a los valores de  $t_{fall}$ . Mientras, el tiempo de actuación en el momento del encendido del accionamiento es mucho más rápido que el experimental para todas las simulaciones. También se justifica en el hecho de

Además, para condicionar un aumento del valor de  $t_{rise}$  es necesario operar a una inductancia no alineada baja, como se ve en las curvas de enlace de flujo, esta es mucho menor en el motor desarrollado en capítulos anteriores que en el motor real. Esto puede ser acompañado por una selección apropiada de la longitud del entrehierro entre estator y rotor, que en el caso del motor real es mucho mayor. Con el fin de mantener unas pérdidas en el hierro debido a la estructura del rotor y estator así como unas pérdidas por conducción bajas es recomendable un número de fases y de polos, como lo serian ambos motores [16].

En resumen, un número bajo de polos/fases y de longitud del entrehierro proporciona un tiempo de respuesta al encendido de la corriente mucho más rápido y por ende del accionamiento, de allí que los tiempos trise de la corriente en todos los puntos de trabajo realizados por simulación sean mucho más bajos que los del motor real.

*c. Con respecto a la actuación del accionamiento:* Los valores estimados de los ángulos de conmutación que contribuyen a encontrar el máximo par por amperio, difieren de aquellos realizados en el ensayo experimental, situándose el ángulo de encendido del accionamiento en zonas muy próximas a la posición de polos no alineados.

Mientras, los ángulos de apagado del accionamiento se estiman próximos al valor de zona muerta, dicha proximidad se aleja cuanto mayor es la velocidad de operación con el fin de evitar el establecimiento de pares negativos, como se estableció en la creación de las tablas *look-up*. De hecho el par negativo producido por una fase, no tiene un impacto relevante en el par total ya que este puede ser compensado por las otras fases. En un modelo no lineal la presencia de saturación hace que cuando la zona de polos alineados es alcanzada el par negativo producido sea todavía más pequeño debido a la característica de flujo magnético en su zona de saturación. Esto implica que el hecho de usar un modelo no lineal para un análisis de estado estacionario, los valores del ángulo de apagado puedan escogerse mayores para simular el SRM, como se observo en la tabla 6.9.

*d. Con respecto al valor de eficiencia:* A modo general, los valores estimados de rendimiento se sitúan en valores esperados de 49.2%-70.6%. Desde el punto de vista de simulación, esto representa una disminución máxima de un 8.05% ante operación a pares bajos y corrientes no saturadas y de un 6.71% en puntos de trabajo con corrientes de saturación, en lo que respecta a la estrategia de ángulos de conmutación variables.

CAPITULO VI: IMPLEMENTACION Y VALIDACION DE RESULTADOS

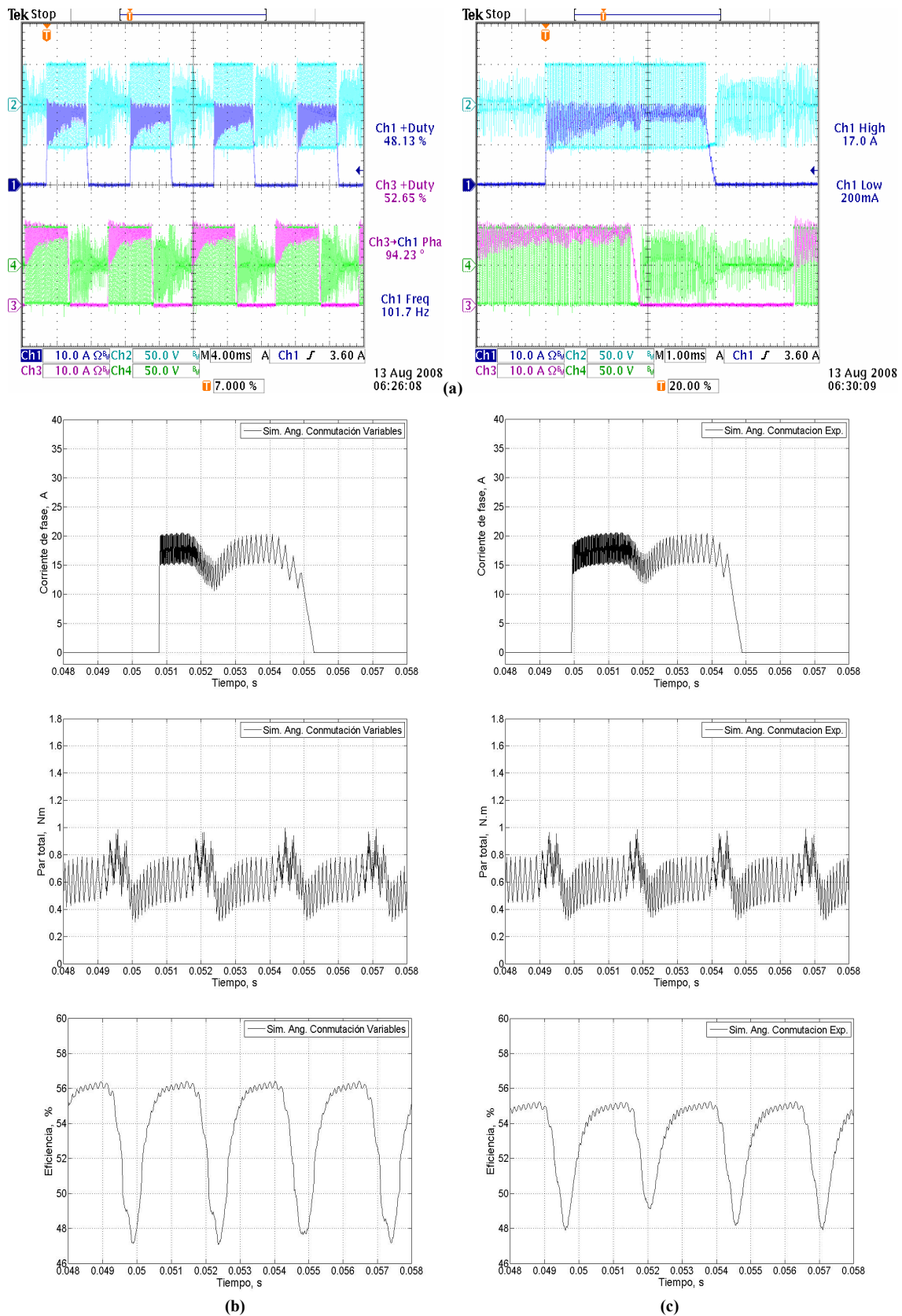


Figura 6.13 Ensayo A.1:  $I=22A$ ,  $w=1005rpm$  y  $Par=0,6Nm$ . SRM 8/6 Ch1: Corriente en bobinado C; Ch2: Caída de tensión en el bobinado C; Ch3: Corriente en el bobinado D y Ch4: Caída de tensión en el bobinado. (a) Panorama completo aprox. 4 periodos mecánicos y vista aprox. de un periodo mecánico. (b) Ángulos variables del controlador. (c) Ángulos de conmutación iguales a los establecidos en el ensayo experimental para corriente, par total y eficiencia respectivamente.

CAPITULO VI: IMPLEMENTACION Y VALIDACION DE RESULTADOS

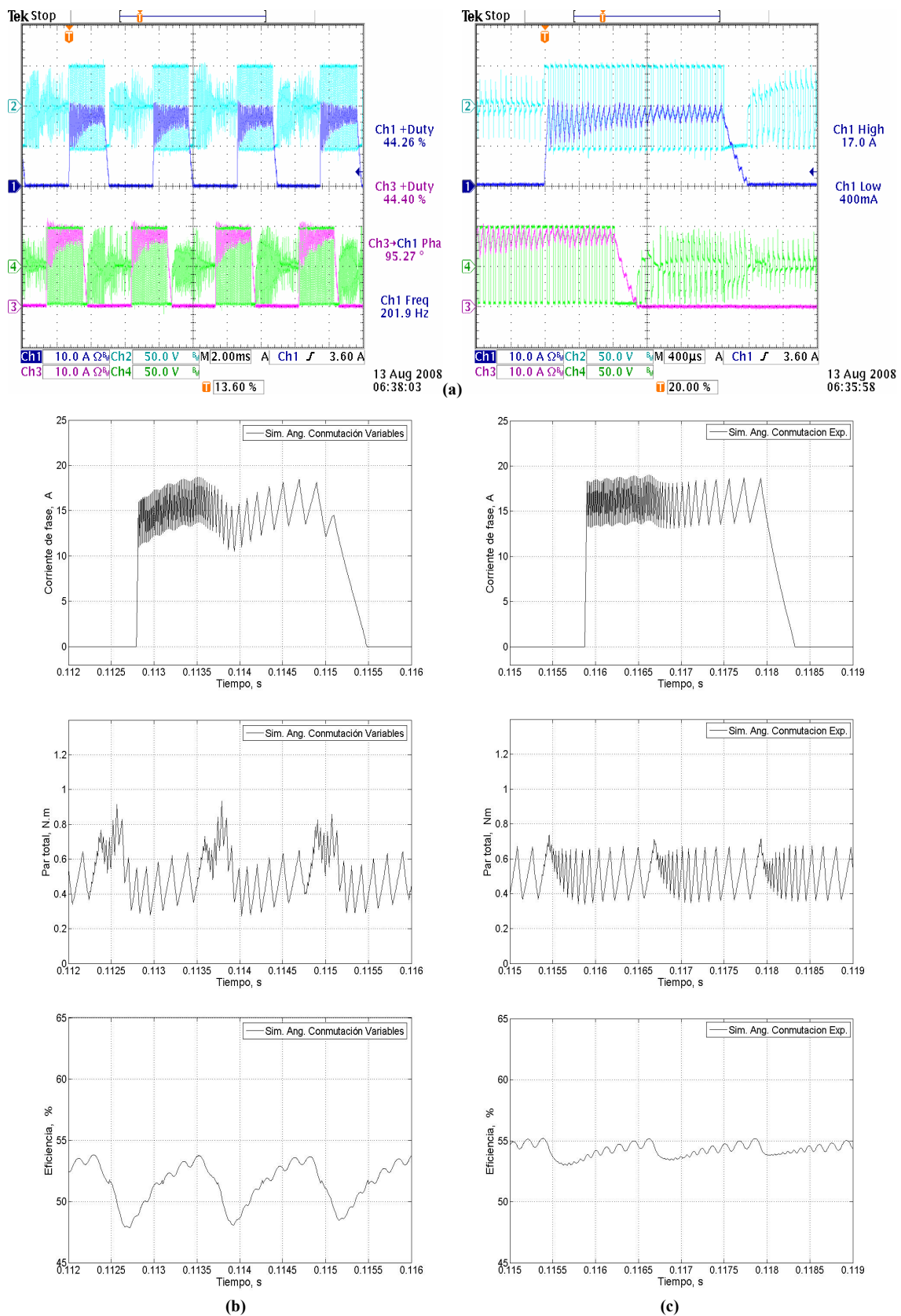


Figura 6.14 Ensayo A.2:  $I=22A$ ,  $w=2007rpm$  y  $Par=0,5Nm$ . SRM 8/6 Ch1: Corriente en bobinado C; Ch2: Caída de tensión en el bobinado C; Ch3: Corriente en el bobinado D y Ch4: Caída de tensión en el bobinado. (a) Panorama completo aprox. 4 periodos mecánicos y vista aprox. de un periodo mecánico. (b) Ángulos variables del controlador. (c) Ángulos de conmutación iguales a los establecidos en el ensayo experimental para corriente, par total y eficiencia respectivamente.

CAPITULO VI: IMPLEMENTACION Y VALIDACION DE RESULTADOS

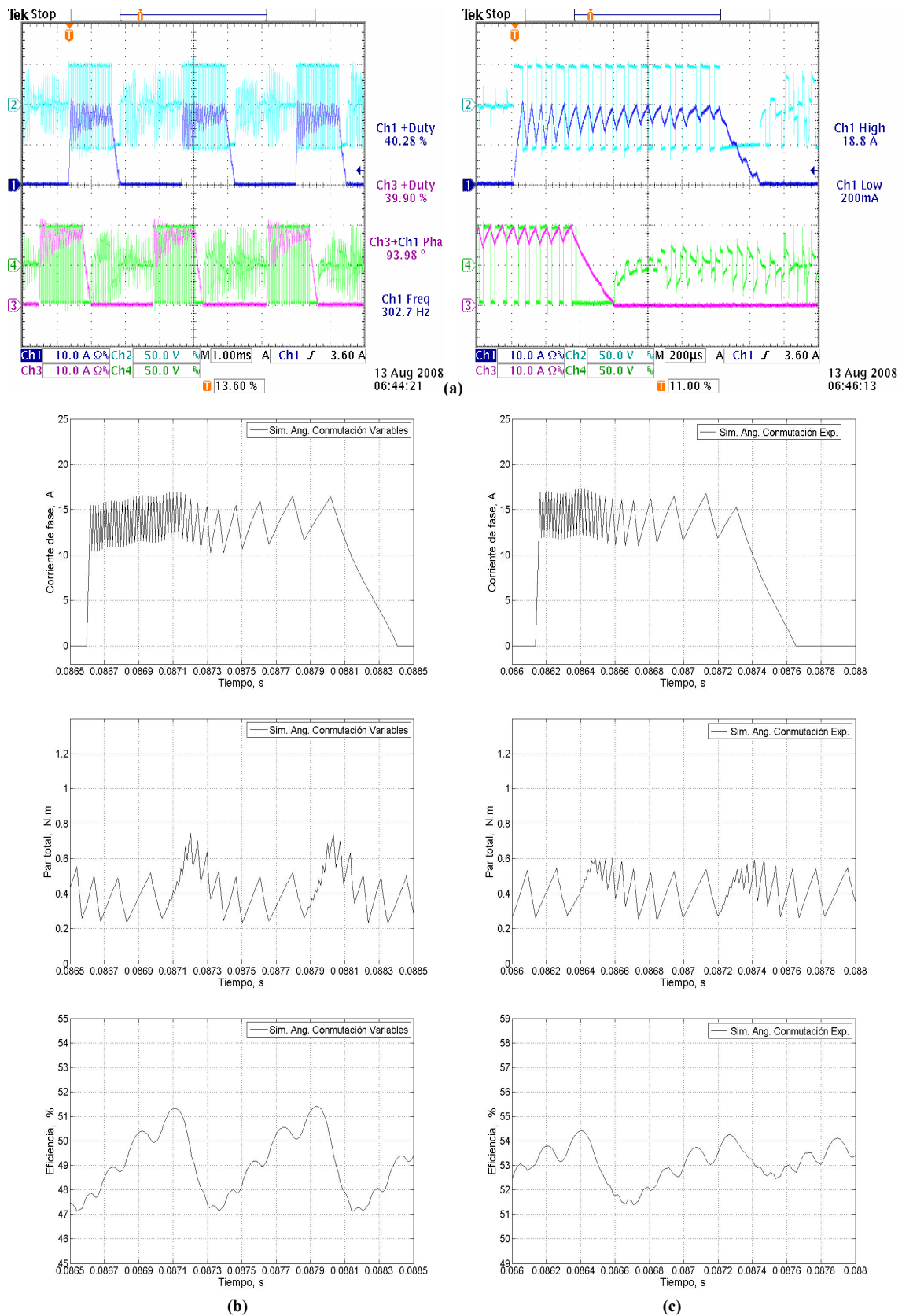


Figura 6.15 Ensayo A.3:  $I=22A$ ,  $w=3036rpm$  y  $Par=0,4Nm$ . SRM 8/6 Ch1: Corriente en bobinado C; Ch2: Caída de tensión en el bobinado C; Ch3: Corriente en el bobinado D y Ch4: Caída de tensión en el bobinado. (a) Panorama completo aprox. 4 periodos mecánicos y vista aprox. de un periodo mecánico. (b) Ángulos variables del controlador. (c) Ángulos de conmutación iguales a los establecidos en el ensayo experimental para corriente, par total y eficiencia respectivamente.

CAPITULO VI: IMPLEMENTACION Y VALIDACION DE RESULTADOS

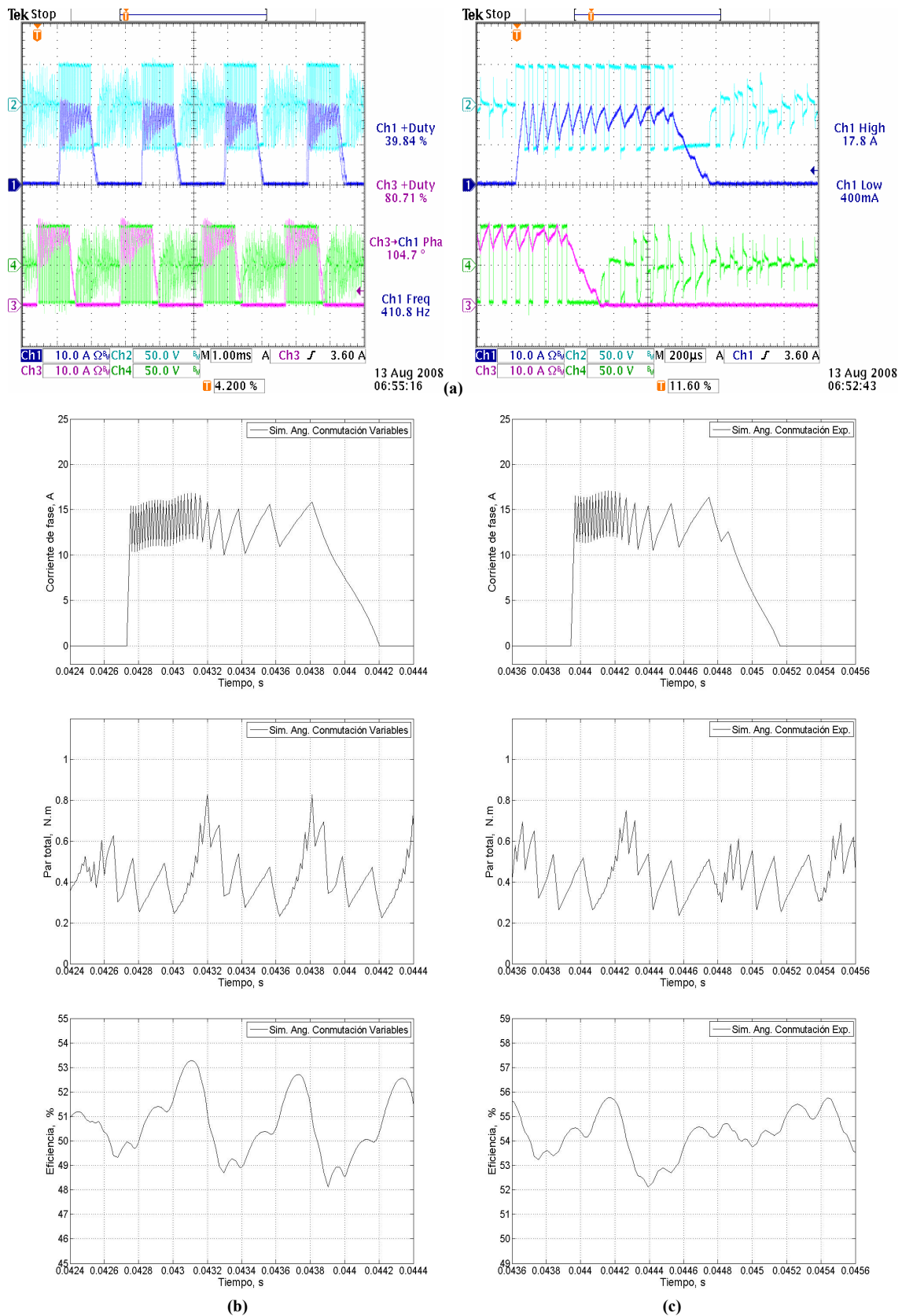


Figura 6.16 Ensayo A.4:  $I=22A$ ,  $w=4070rpm$  y  $Par=0,4Nm$ . SRM 8/6 Ch1: Corriente en bobinado C; Ch2: Caída de tensión en el bobinado C; Ch3: Corriente en el bobinado D y Ch4: Caída de tensión en el bobinado. (a) Panorama completo aprox. 4 periodos mecánicos y vista aprox. de un periodo mecánico. (b) Ángulos variables del controlador. (c) Ángulos de conmutación iguales a los establecidos en el ensayo experimental para corriente, par total y eficiencia respectivamente.



CAPITULO VI: IMPLEMENTACION Y VALIDACION DE RESULTADOS

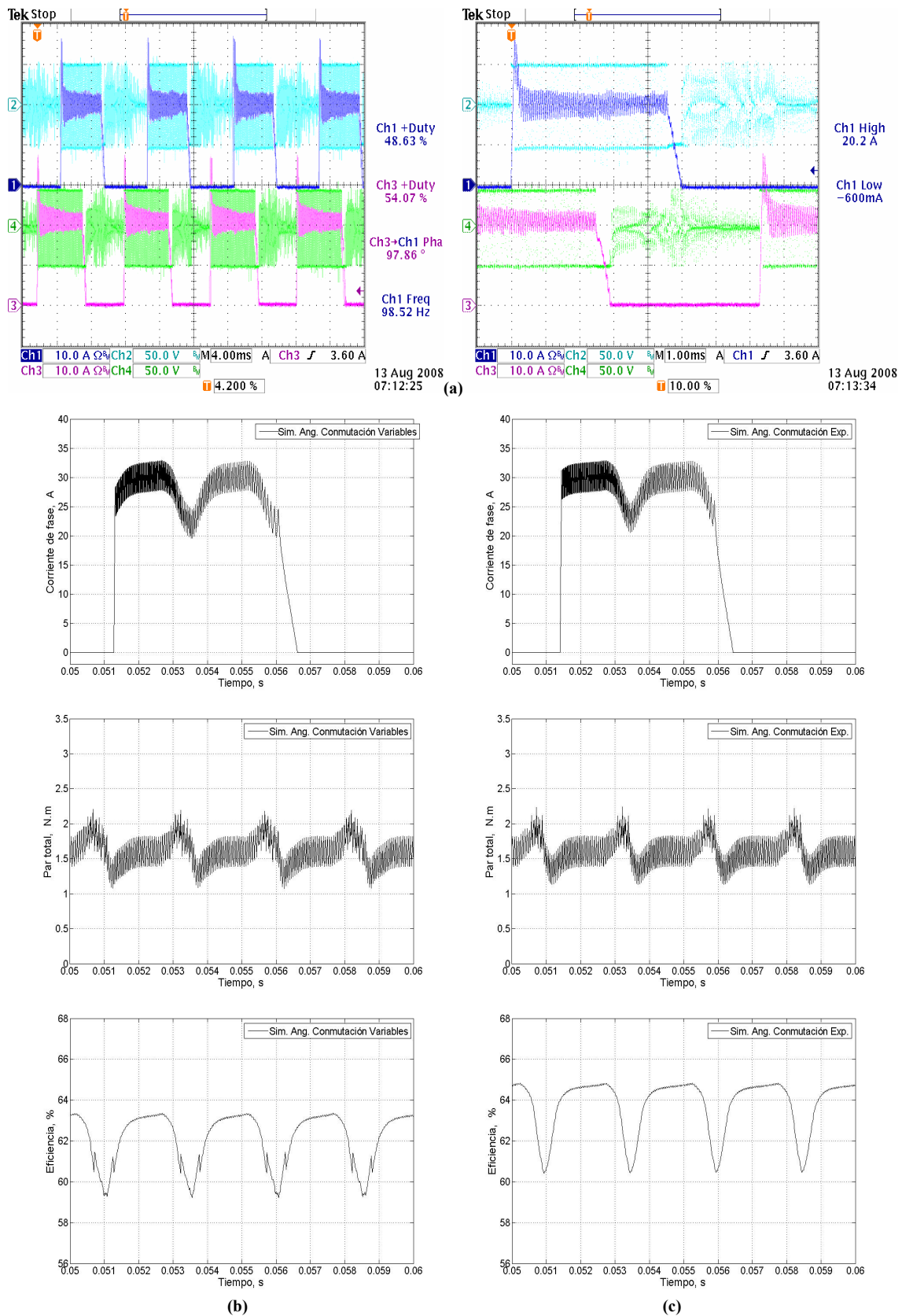


Figura 6.17 Ensayo A.5:  $I=38A$ ,  $w=1001rpm$  y  $Par=1,6Nm$ . SRM 8/6 Ch1: Corriente en bobinado C; Ch2: Caída de tensión en el bobinado C; Ch3: Corriente en el bobinado D y Ch4: Caída de tensión en el bobinado. (a) Panorama completo aprox. 4 periodos mecánicos y vista aprox. de un periodo mecánico. (b) Ángulos variables del controlador. (c) Ángulos de conmutación iguales a los establecidos en el ensayo experimental para corriente, par total y eficiencia respectivamente.

CAPITULO VI: IMPLEMENTACION Y VALIDACION DE RESULTADOS

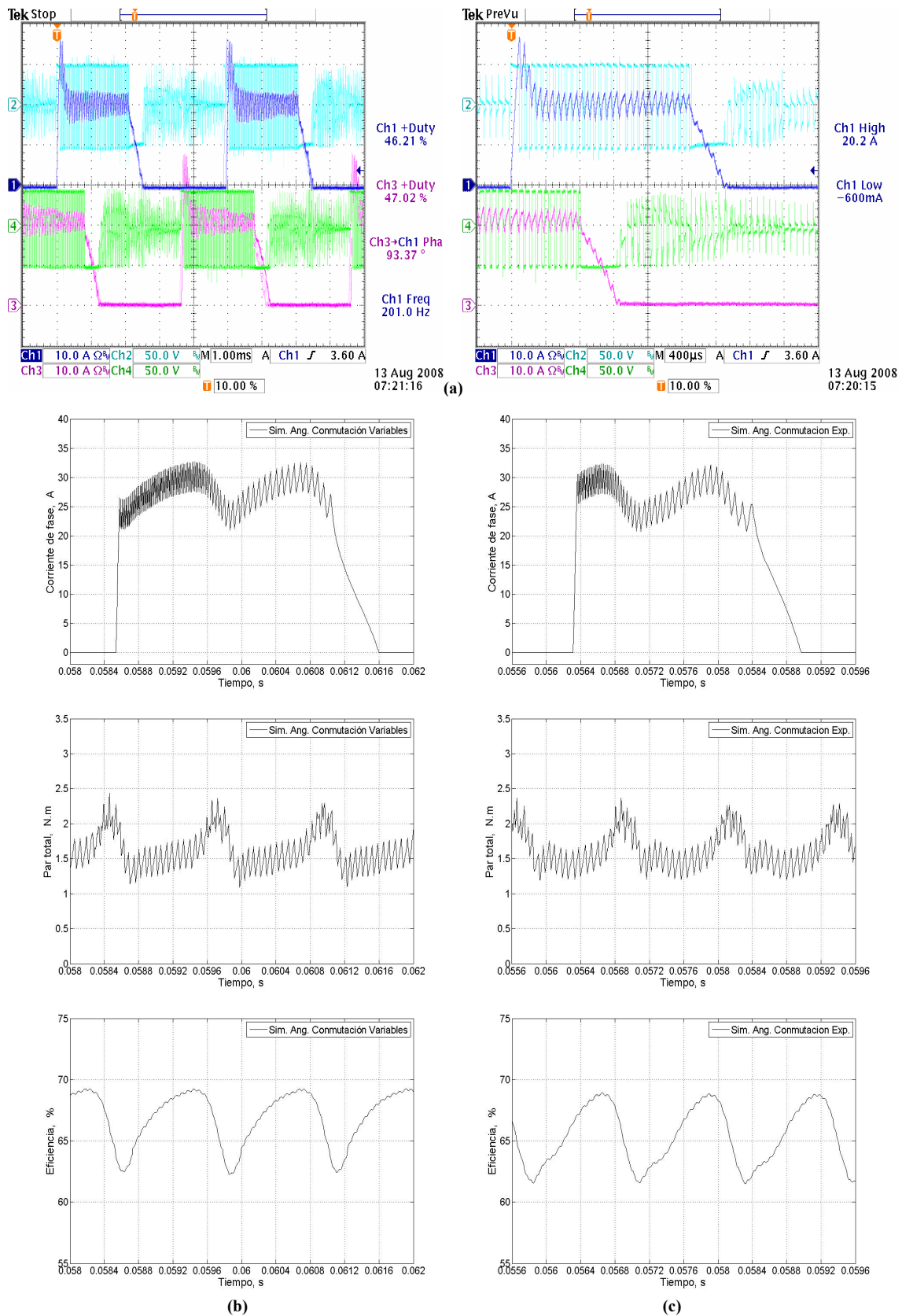


Figura 6.18 Ensayo A.6:  $I=42A$ ,  $w=2099rpm$  y  $Par=1,6Nm$ . SRM 8/6 Ch1: Corriente en bobinado C; Ch2: Caída de tensión en el bobinado C; Ch3: Corriente en el bobinado D y Ch4: Caída de tensión en el bobinado. (a) Panorama completo aprox. 4 periodos mecánicos y vista aprox. de un periodo mecánico. (b) Ángulos variables del controlador. (c) Ángulos de conmutación iguales a los establecidos en el ensayo experimental para corriente, par total y eficiencia respectivamente.

CAPITULO VI: IMPLEMENTACION Y VALIDACION DE RESULTADOS

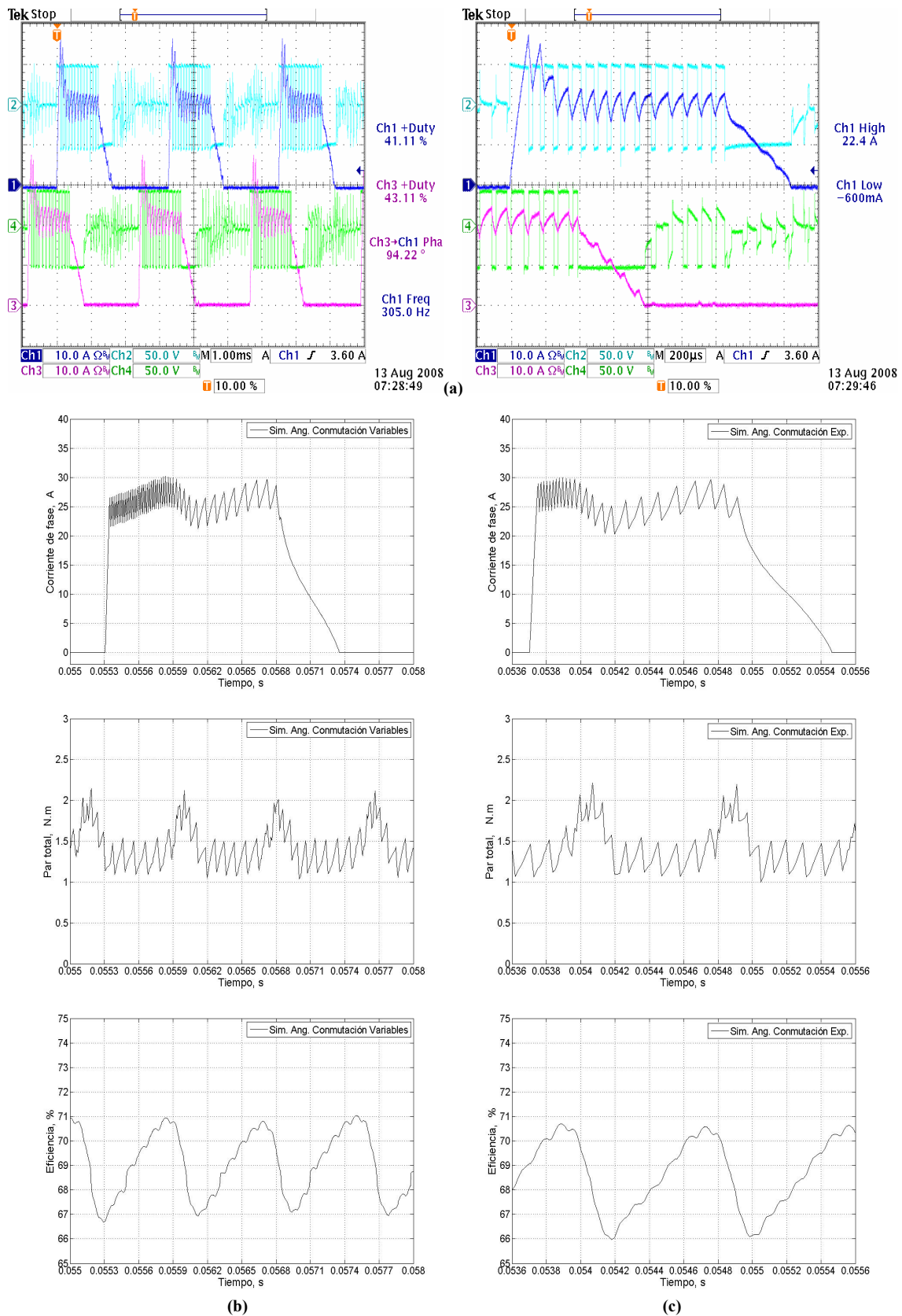


Figura 6.19 Ensayo A.7:  $I=42A$ ,  $w=3010rpm$  y  $Par=1,4Nm$ . SRM 8/6 Ch1: Corriente en bobinado C; Ch2: Caída de tensión en el bobinado C; Ch3: Corriente en el bobinado D y Ch4: Caída de tensión en el bobinado. (a) Panorama completo aprox. 4 periodos mecánicos y vista aprox. de un periodo mecánico. (b) Ángulos variables del controlador. (c) Ángulos de conmutación iguales a los establecidos en el ensayo experimental para corriente, par total y eficiencia respectivamente.

CAPITULO VI: IMPLEMENTACION Y VALIDACION DE RESULTADOS

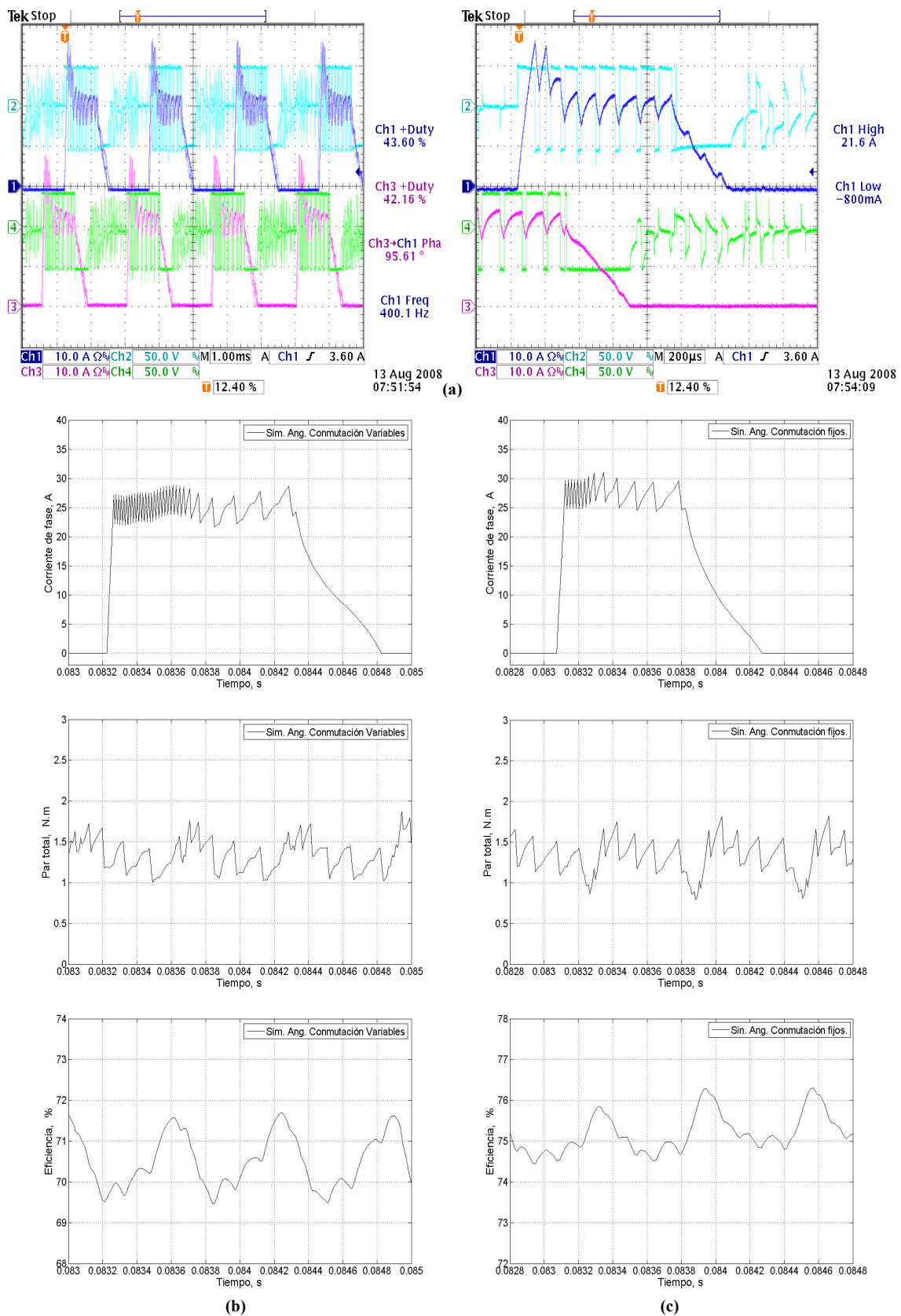


Figura 6.20 Ensayo A.8:  $I=36A$ ,  $w=4014rpm$  y  $Par=1,3Nm$ . SRM 8/6 Ch1: Corriente en bobinado C; Ch2: Caída de tensión en el bobinado C; Ch3: Corriente en el bobinado D y Ch4: Caída de tensión en el bobinado. (a) Panorama completo aprox. 4 periodos mecánicos y vista aprox. de un periodo mecánico. (b) Ángulos variables del controlador. (c) Ángulos de conmutación iguales a los establecidos en el ensayo experimental para corriente, par total y eficiencia respectivamente.

Esta prueba en conjunto se debe a la necesidad de mostrar que los márgenes de operación con pares bajos o velocidades bajas a medias establecen los puntos de operación más extremos para la aplicación del SRM en lo que se refiere a la operación del compresor del sistema A/C para la reducción o aumento de la temperatura en la cabina. Esto significa que los puntos de más pobre actuación del accionamiento en lo que a rendimiento se refiere y por simulaciones acontecidas para el SRM aplicado en los capítulos anteriores, se estiman por encima del 47%. A este primer juego de puntos de trabajo llamado “ensayo A”, los pares están por debajo de 1.6N.m, se estima que los valores de rendimiento aumenten acorde al aumento de la velocidad de operación como se ha visto en los datos simulados en los capítulos anteriores.

De tal manera, en la siguiente sección se determinara los valores de rendimiento experimentales en una gama amplia de valores de operación de par y velocidad, estos ensayos experimentales se llamaran “ensayo B”. Al igual que en el caso anterior los valores de par se establecen por debajo de 1.6N.m, mientras los valores de velocidad oscilan en el rango (1000-4000rpm). Los valores de rendimiento así como el valor de ángulos de conmutación estimados por simulación para encontrar el máximo par por amperio se anotan en la parte derecha de la Tabla 6.10.

### 6.4.3 Ensayos realizados a distintos puntos de trabajo de la velocidad y carga. – Medida de Rendimientos

En estos ensayos se pretende tomar las medidas de rendimiento en determinados puntos de funcionamiento. En este caso se realizan medidas en un total de 18 puntos de trabajo, combinando tres velocidades distintas, con seis consignas de par distintas, como se establece en la figura 6.21 de manera que en cada uno de los ensayos corresponda a una combinación de:  $n_1 = 2000$  rpm,  $n_2 = 3000$  rpm,  $n_3 = 4000$  rpm y  $T_{m1} = 1,5$  Nm,  $T_{m2} = 1,3$  Nm,  $T_{m3} = 1,1$  Nm,  $T_{m4} = 0,9$  Nm,  $T_{m5} = 0,7$  Nm y  $T_{m6} = 0,5$  Nm.

El procedimiento que se sigue para determinar estos puntos de trabajo es, en primer lugar, ajustar el controlador para que el motor proporcione el par  $T_{m1}$ , y ajustando el modulo *Mod'Sim* se ajusta la carga hasta obtener la velocidad  $n_1$ .

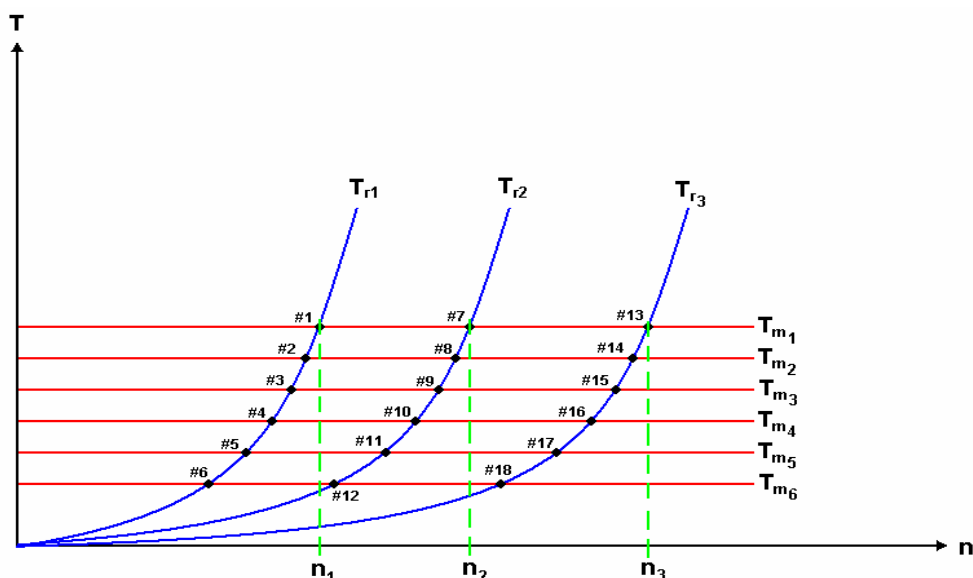


Figura 6.21 Gráfico de los posibles ensayos experimentales ante variaciones de la velocidad:  $n_1 = 2000$  rpm,  $n_2 = 3000$  rpm,  $n_3 = 4000$  rpm y de la carga  $T_{m1} = 1,5$  Nm,  $T_{m2} = 1,3$  Nm,  $T_{m3} = 1,1$  Nm,  $T_{m4} = 0,9$  Nm,  $T_{m5} = 0,7$  Nm y  $T_{m6} = 0,5$  Nm.

## CAPITULO VI: IMPLEMENTACION Y VALIDACION DE RESULTADOS

Hecho el ajuste se pueden tomar las medidas para el cálculo del rendimiento del primer punto (#1). Para situarse en el siguiente punto (#2), se cambia la consigna del controlador para que el motor entregue el par  $T_{m2}$ , y se toman las medidas pertinentes, sin modificar ningún parámetro de la carga mecánica, las demás medidas se toman de igual manera.

Las medidas de la potencia consumida se toman mediante el analizador de potencia *PM6000* de *Voltech*, el cual permite analizar cada fase del motor, y sumar el consumo de potencia de cada devanado. De esta manera no se tiene en cuenta el consumo del controlador en los cálculos de rendimiento. Las medidas mecánicas de velocidad y par, como en los ensayos anteriores, se han tomado mediante el módulo *MODMECA 3* de *LEROY SOMMER*. Al igual que en el caso anterior, la configuración del accionamiento esta dada por: tensión de alimentación de la placa controladora, donde los datos de entrada: varían con el ensayo.

El rendimiento obtenido en cada uno de los ensayos es dado por:

$$\eta = \frac{\omega \cdot T}{P_{activa}} \quad (6.7)$$

Donde:  $\omega$  es la velocidad de operación (*rad/s*), y el par (*Nm*) y la potencia activa (*W*) son establecidos a partir de la misma anterior.

El ensayo general para los ensayos de rendimiento se podría resumir de la siguiente manera:

Por cuestiones de extensión del capítulo y debido a que el presente ensayo (B) es una extensión mas generalizada de los ensayos anteriores (A), las figuras experimentales y simuladas no fueron anexadas. La Tabla 6.10 se divide en dos secciones, en amarillo o en el margen izquierdo se resumen los principales parámetros extraídos a partir del ensayo experimental incluyendo los valores de rendimiento y de potencia activa, en su margen derecho o en azul se anotan los valores estimados para el caso del modelo desarrollado del capítulo anterior, a una tensión de 48V.

Cabe aclarar, que los ángulos de conmutación estimados (margen derecho de la tabla) corresponden a una autosintonía “*offline*” que busca la consecución del máximo par por amperio. Las siguientes observaciones se presentan de lo anterior:

Los 18 ensayos anteriores (notación B) se establecen en un rango de valores de par y velocidad, muy similares a aquellas de la sección anterior, con la diferencia que las medidas conjuntas de potencia y de eficiencia fueron tomadas experimentalmente.

Los valores máximos de corriente estimados por simulación se observan menores en la totalidad de los casos, que para aquellos hallados de manera experimental. Sin embargo, cuando las corrientes de operación están por debajo del valor límite de saturación (~22A), los valores hallados y estimados son bastante próximos en ambos modelos.

Aunque la comparación de estos dos modelos de motor puede no generar unos resultados cuidadosamente comparables, los ensayos (A y B) demuestran que ambos motores (aquel diseñado y aquel de cercanas prestaciones) responden a consignas de par y velocidad, que son producidos por las variaciones en la temperatura de la cabina. Esto conlleva a una obtención de la respuesta muy similar a la que arroja el motor experimental y ligeramente por debajo, en lo que refiere al valor de rendimiento. Cabe aclarar que los ángulos de conmutación difieren entre el modelo utilizado en las estimaciones para cada uno de los ensayos.

Cara a la aplicación para el sistema de aire acondicionado, los valores de rendimiento podrían ser mejorados al hacer uso del ajuste de los ángulos de conmutación del accionamiento, tanto si

CAPITULO VI: IMPLEMENTACION Y VALIDACION DE RESULTADOS

la función objetivo es la maximización de eficiencia o el máximo par por amperio, mientras la funcionalidad del SRM se mantenga, es decir la operación a media-alta velocidad o a un alto par de lo contrario la variación de eficiencia es considerable. Esto podría explicarse de la siguiente manera: al aumentar el par, aumenta el valor de eficiencia, si tomamos en cuenta también los ensayos de la tabla 6.9 como B.6, B.12 o A.1 (alrededor de  $T=0.6$  N.m y  $w=1000$ rpm) estos conllevan a eficiencias experimentales o estimadas entre 42-55%. Sin embargo, si el par aumenta en 1N.m a la misma velocidad como en A.5 ( $T=1.6$  y  $w=1000$ rpm) la eficiencia se sitúa alrededor del 60-62% un 12.5% de diferencia promedio.

**Tabla 6.10. Conjunto de ensayos realizados para distintos puntos de trabajo velocidad-par. – Medida de Rendimientos (48V)**

Ensayos Generales	Medidas generadas Par-w <sup>2</sup>		Limite de corriente (A)	Configuración carga mecánica <sup>1</sup> $T = An^2 + B$ $B=0$	Medidas obtenidas de potencia <sup>3</sup> P. Activa (W)	$\eta$ (%)	Ángulos de Conmutación Accionamiento-SRM <sup>4</sup>			$\eta^4$ (%)
	Par (N.m)	w (rpm)					I <sub>max</sub> (A)	$\theta_{on}$ (°mec.)	$\theta_{off}$ (°mec.)	
B.1	1,5	2000	40	A = 56 %	481,75	65,21	31.56	-2.0 a -3.0	28.0	65.02
B.2	1,3	1896	37	A = 56 %	415,6	62,11	29.34	-2.0 a -3.0	28.0	62.71
B.3	1,1	1655	34	A = 56 %	337,24	56,53	26.97	-1.0 a -2.0	28.0	59.71
B.4	0,9	1545	31	A = 56 %	285,45	51,01	24.61	1.0 a 3.0	28.0 a 28.13	57.78
B.5	0,7	1252	25	A = 56 %	184,64	49,71	21.99	2.0 a 3.0	29.0	54.28
B.6	0,5	1016	21	A = 56 %	127,43	41,75	18.91	1.0 a 4.0	29.0 a 29.05	50.80
B.7	1,5	3012	44	A = 42 %	685,61	69,01	31.16	-1.0 a 1.0	26.85 a 27.0	69.76
B.8	1,3	2763	40	A = 42 %	559,05	67,28	29.13	-1.0 a 1.0	27.0 a 27.03	67.38
B.9	1,1	2199	35	A = 42 %	405,01	62,54	26.89	-1.0 a 1.0	28.0	62.41
B.10	0,9	1964	30	A = 42 %	298,69	61,97	24.55	-3.0 a -2.0	28.0	58.79
B.11	0,7	1558	25	A = 42 %	205,8	55,49	21.91	1.0	28.0 a 28.57	53.49
B.12	0,5	1092	20	A = 42 %	121,66	47,00	18.90	0.0 a 1.0	29.0	51.86
B.13	1,5	4004	46	A = 41 %	906,26	69,40	31.04	-1.0	25.73 a 25.84	72.28
B.14	1,3	2184	37	A = 41 %	455,14	65,32	29.15	-1.0	28.0	64.59
B.15	1,1	1993	33	A = 41 %	362,87	63,27	26.93	-3.0 a -2.0	28.0	61.05
B.16	0,9	1931	30	A = 41 %	306,8	58,32	24.56	-3.0 a -2.0	28.0	58.65
B.17	0,7	1472	25	A = 41 %	205,51	52,50	22.01	1.0	28.0 a 28.52	52.84
B.18	0,5	1210	21	A = 41 %	141,41	44,80	18.87	1.0 a 2.0	29.0	49.92

1. Utilizando MODSIM  
 2. Utilizando MODMECA 3  
 3. Utilizando PM6000 de Voltech  
 4. Estimado a partir de simulaciones basadas en el SRM-accionamiento tomado del Capítulo 5, para ángulos de conmutación variables.

De igual manera, al tomar en cuenta una velocidad mayor pero constante como en el ensayo A.3 (alrededor de  $T=0.4$ N.m y  $w=3000$ rpm) la eficiencia es del orden de 48-54% y al aumentar el par en 1N.m como en los ensayos A.7 y B.7 (alrededor de  $T=1.6$ N.m y  $w=3000$ rpm) la eficiencia oscila entre 68-69%; un 18% de variación de eficiencia. Esto implica que un alto par implica un aumento de los valores de eficiencia del accionamiento, alcanzando cuotas entre un (~80-92%) en su rango máximo. Para el caso experimental establecido en los diferentes ensayos, los valores de eficiencia se sitúan en el margen de (~50%-72%)

Como se enuncio anteriormente, a medida que aumenta la velocidad de operación, aumenta el valor estipulado de eficiencia. Esto sucedería en el caso de velocidades entre 4500- 6500rpm, cuyos valores registrados para la operación del motor del Capitulo 5, no aparecen explorados en los ensayos anteriores.

Cabe aclarar que los valores de eficiencia son valores promedio, como se vio de la sección anterior, estos valores presentan oscilaciones las cuales varían en un orden de hasta un 6%. Esto es debido en parte a las variaciones para el encendido y/o apagado procedente de la conmutación para el control de velocidad/par, por lo que para el determinado instante los valores de conmutación oscilan dentro de un rango determinado de operación.

#### 6.4.4 Ensayos realizados a distintos puntos de trabajo de la velocidad y carga. – Variación de la tensión de operación.

En algunas aplicaciones a vehículos eléctricos, la tensión en la barra DC puede variar significativamente en base al estado de carga de la batería, generalmente cuando se hace uso de pilas de combustible. En estos casos conviene la creación de diferentes “*tablas look-up*” a diferentes tensiones del bus, cuantas sea necesario, con el fin de incluir el correcto ajuste de los ángulos de conmutación del accionamiento para el control de la maquina [17].

A continuación se desea establece una comparativa entre los ensayos experimentales y aquellos generados por software para el modelo original; ante variaciones de la velocidad, la carga y la tensión en la barra.

Las figuras 6.22, 6.23 y 6.24, muestran el comportamiento establecido en cada ensayo y el desarrollo de su homolog por simulación en *Matlab-Simulink*, en la evolución de la corriente de fase y el voltaje de fase a la salida del convertidor ante valores determinados del accionamiento exclusivamente, como lo serian los ángulos de encendido y la tensión de operación, el nivel máximo y el delta de corriente al utilizar un control por histéresis, tanto para 30V como para 48V.

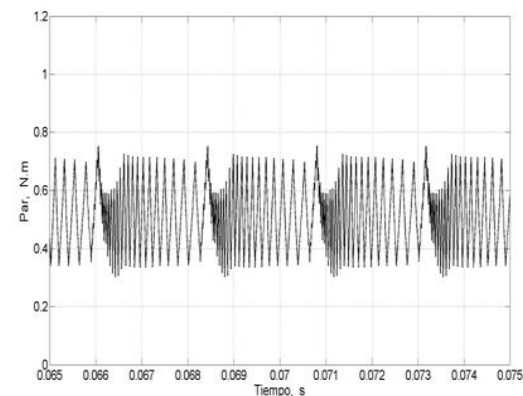
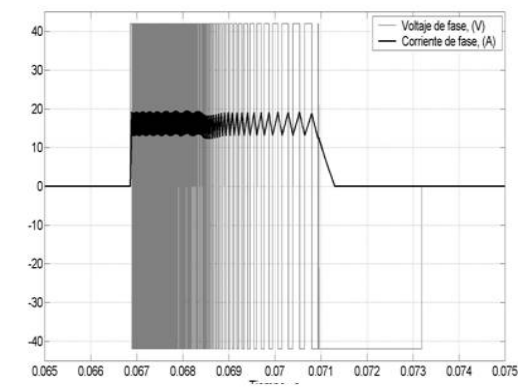
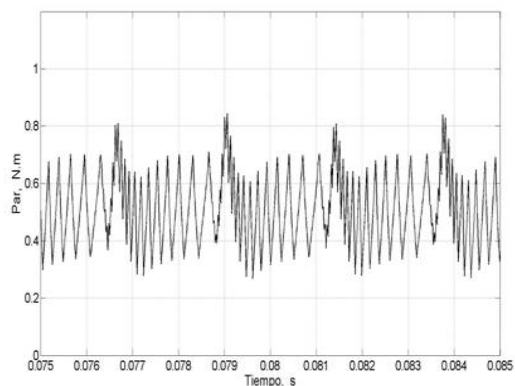
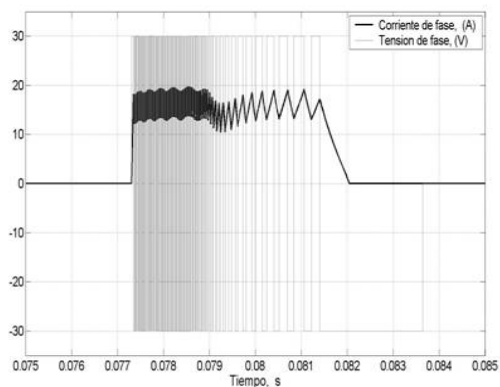
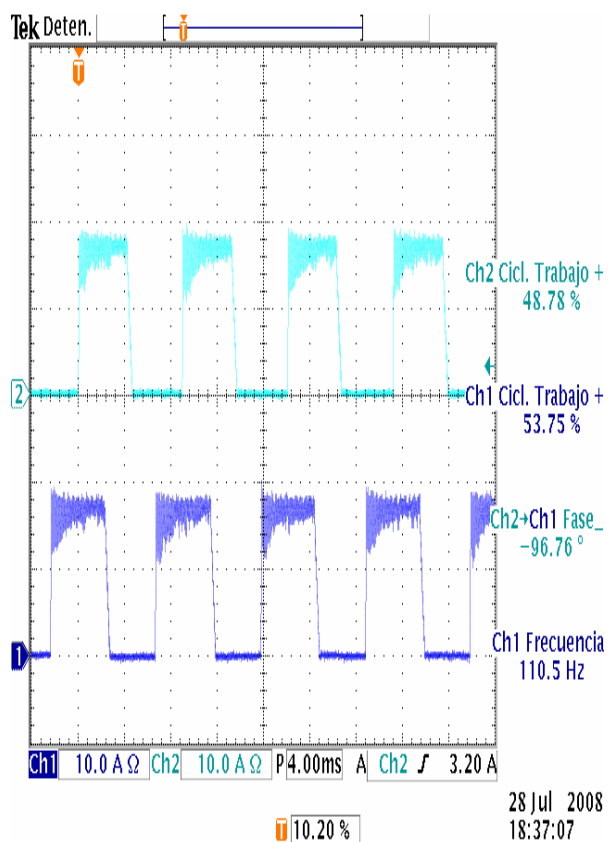
La figura 6.25 incluye la evolución de cada uno de los parámetros de interés (par, eficiencia y potencia demandada) con ayuda de *RMXprt-Maxwell* de *Ansoft*. Del ensayo experimental, se observa que las corrientes promedio en las fases del ensayo experimental (C o D) no son iguales, lo que implica una exposición a factores externos en cada fase o un fallo en la construcción o bobinado del SRM. La tabla 6.11 resume algunas características del ensayo y operación del accionamiento cuando opera a una tensión de 30VDC.

**Tabla 6.11 Conjunto de ensayos experimentales realizados para distintos puntos de trabajo velocidad - par. V=30V**

Ensayo	Control de corriente	Accionamiento	Relación Par-w <sup>1</sup>		Detalles de operación del SRM- accionamiento		Potencia (W)
			Par (N.m)	w (rpm)	Periodo (ms)	t <sub>rise</sub> (µs)	
C.1	I <sub>max</sub> =19.2, ΔI= 3.0 I <sub>prom</sub> = 8.0 <sup>2</sup>	θ <sub>on</sub> = 0.0, θ <sub>off</sub> = 25.86	0.50	1055	8.98	80	80
C.2	I <sub>max</sub> = 26, ΔI= 1.8 I <sub>prom</sub> = 10.8 <sup>2</sup>	θ <sub>on</sub> = 0.0, θ <sub>off</sub> = 27.12	1.00	1603	5.84	120	220
C.3	I <sub>max</sub> =23, ΔI= 3.4 I <sub>prom</sub> = 7.62 <sup>2</sup>	θ <sub>on</sub> = 3.4, θ <sub>off</sub> = 25.96	0.75	3470	2.80	100	440

1. Utilizando *MODMECA* 3  
 2. Fase C



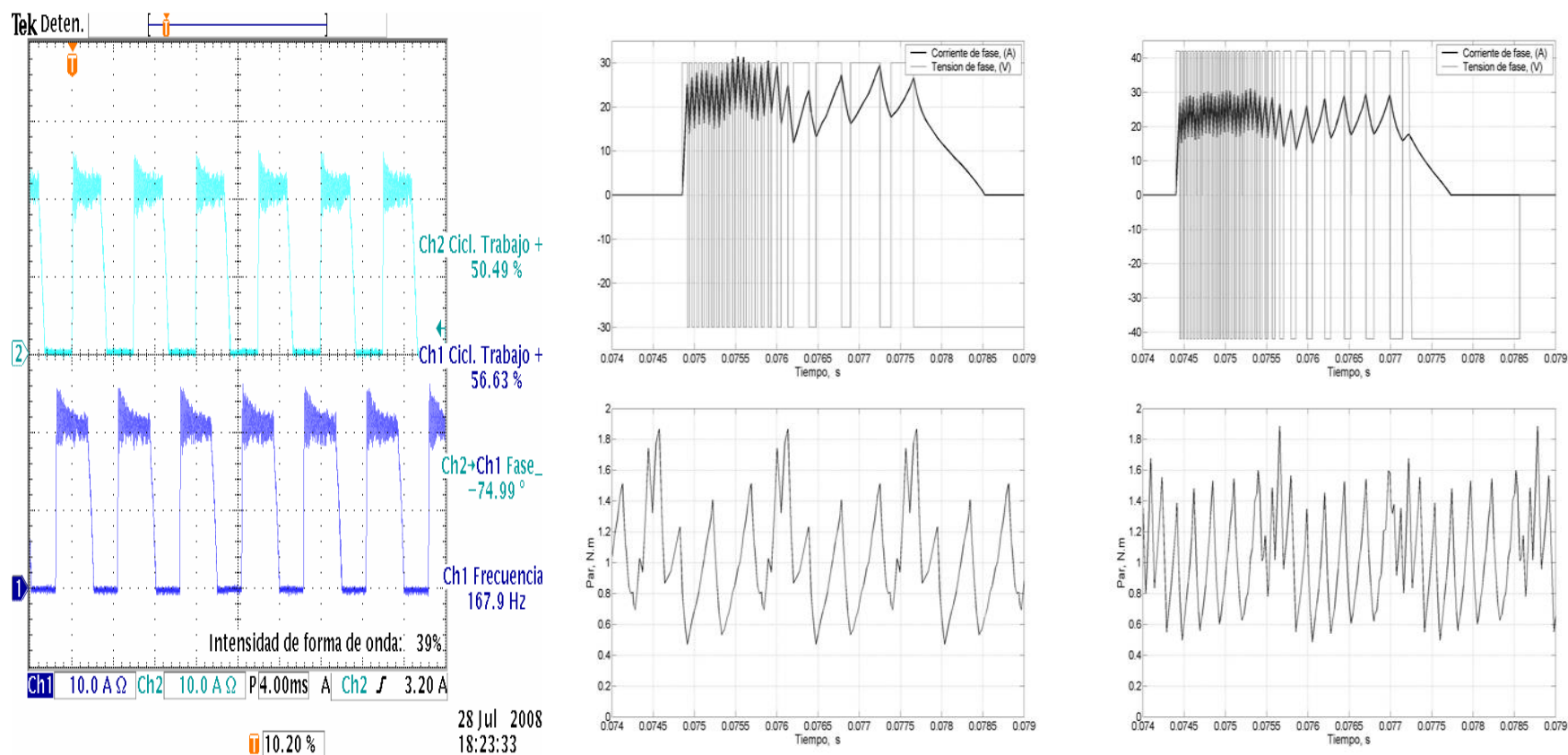


(a)

(b)

(c)

Figura 6.22 Ensayo C1: Corriente Max. 19.2 A,  $\Delta I = 3A$ ,  $w \sim 1055 \text{rpm}$ ,  $V = 30V$ ,  $\theta_{on} = 0.0^\circ \text{mec}$ ,  $\theta_{off} = 25.86^\circ \text{mec}$  con  $\text{Par} = 0.5 \text{Nm}$ , y  $P = 80W$ . SRM 8/6 (a) Medida Experimental: Ch1 : Corriente en bobinado C, Ch2 : Caída de tensión en el bobinado C, Ch3 : Corriente en el bobinado D, Ch4 : Caída de tensión en el bobinado D. Vista para un periodo respectivamente. (b) Vista detallada de la ejecución del controlador por simulación para el primer cuadrante de la fase D. Corresponde al diseño original con ajuste de los valores del accionamiento exclusivamente. (c) Vista detallada de la ejecución del controlador por simulación para el primer cuadrante de la fase D. Corresponde al diseño original con ajuste de los valores del accionamiento exclusivamente con  $V = 42V$ .



(a) (b) (c)  
 Figura 6.23 Ensayo C2: Corriente Max. 25 A,  $\Delta I = 6.0A$ ,  $w \sim 1603rpm$ ,  $V = 30V$ ,  $\theta_{on} = 0.0^\circ mec$ ,  $\theta_{off} = 27.12^\circ mec$  con  $Par = 1.0 Nm$ , y  $P = 220W$ . SRM 8/6 (a) Medida Experimental: Ch1 : Corriente en bobinado C, Ch2 : Caída de tensión en el bobinado C, Ch3 : Corriente en el bobinado D, Ch4 : Caída de tensión en el bobinado D. Vista para un periodo respectivamente. (b) Vista detallada de la ejecución del controlador por simulación para el primer cuadrante de la fase D. Corresponde al diseño original con ajuste de los valores del accionamiento exclusivamente. (c) Vista detallada de la ejecución del controlador por simulación para el primer cuadrante de la fase D. Corresponde al diseño original con ajuste de los valores del accionamiento exclusivamente con  $V = 42V$ .

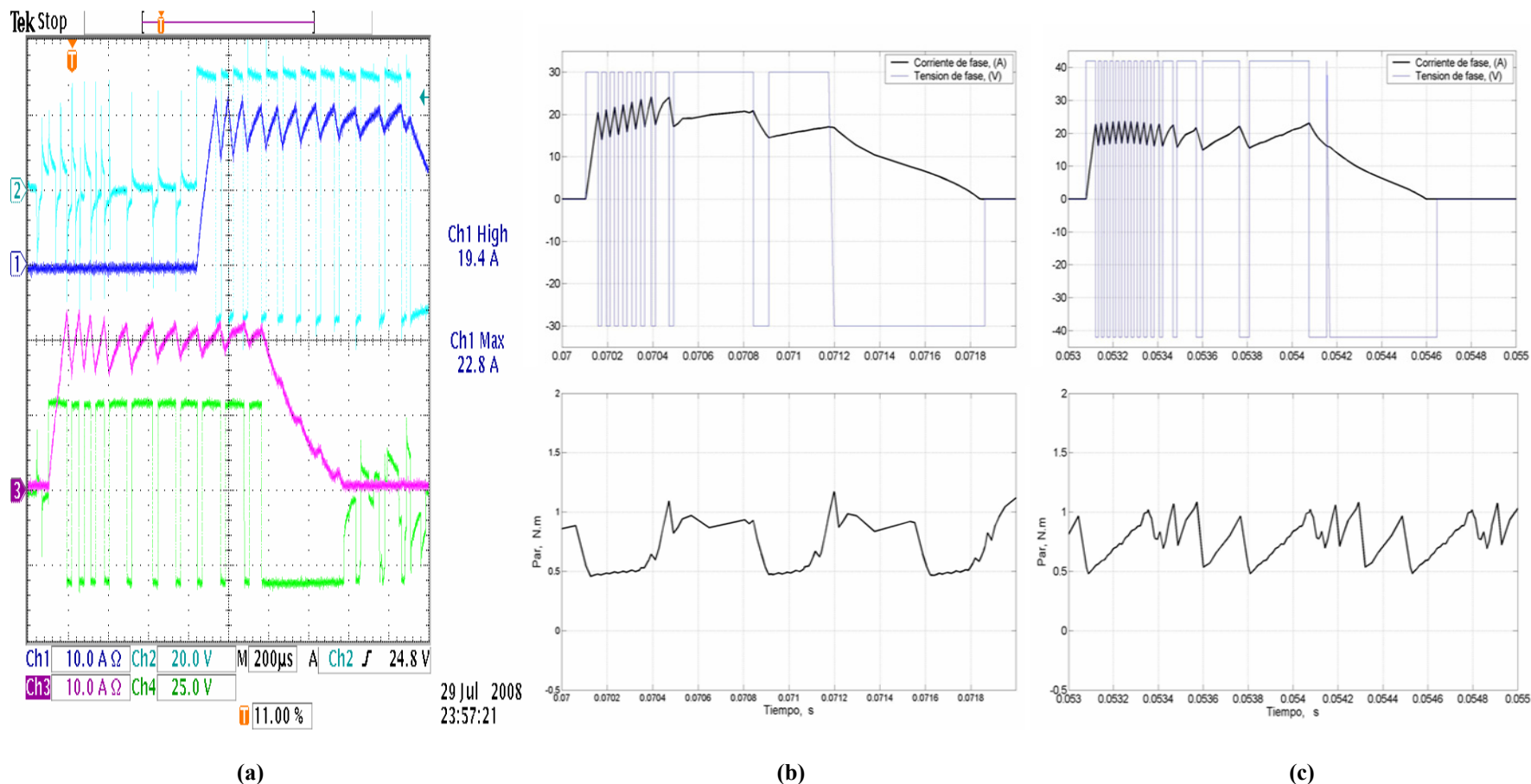


Figura 6.24 Ensayo C.3: Corriente Max. 23 A,  $\Delta I = 3.4A$ ,  $w \sim 3470\text{rpm}$ ,  $V = 30V$ ,  $\theta_{on} = 3.4^\circ\text{mec}$ ,  $\theta_{off} = 25,96^\circ\text{mec}$  con  $Par = 0.75\text{Nm}$ , y  $P = 440W$ . SRM 8/6 (a) Medida Experimental: Ch1 : Corriente en bobinado C, Ch2 : Caída de tensión en el bobinado C, Ch3 : Corriente en el bobinado D, Ch4 : Caída de tensión en el bobinado D. Vista para un periodo respectivamente. (b) Vista detallada de la ejecución del controlador por simulación para el primer cuadrante de la fase D. Corresponde al diseño original con ajuste de los valores del accionamiento exclusivamente. (c) Vista detallada de la ejecución del controlador por simulación para el primer cuadrante de la fase D. Corresponde al diseño original con ajuste de los valores del accionamiento exclusivamente con  $V = 42V$ .

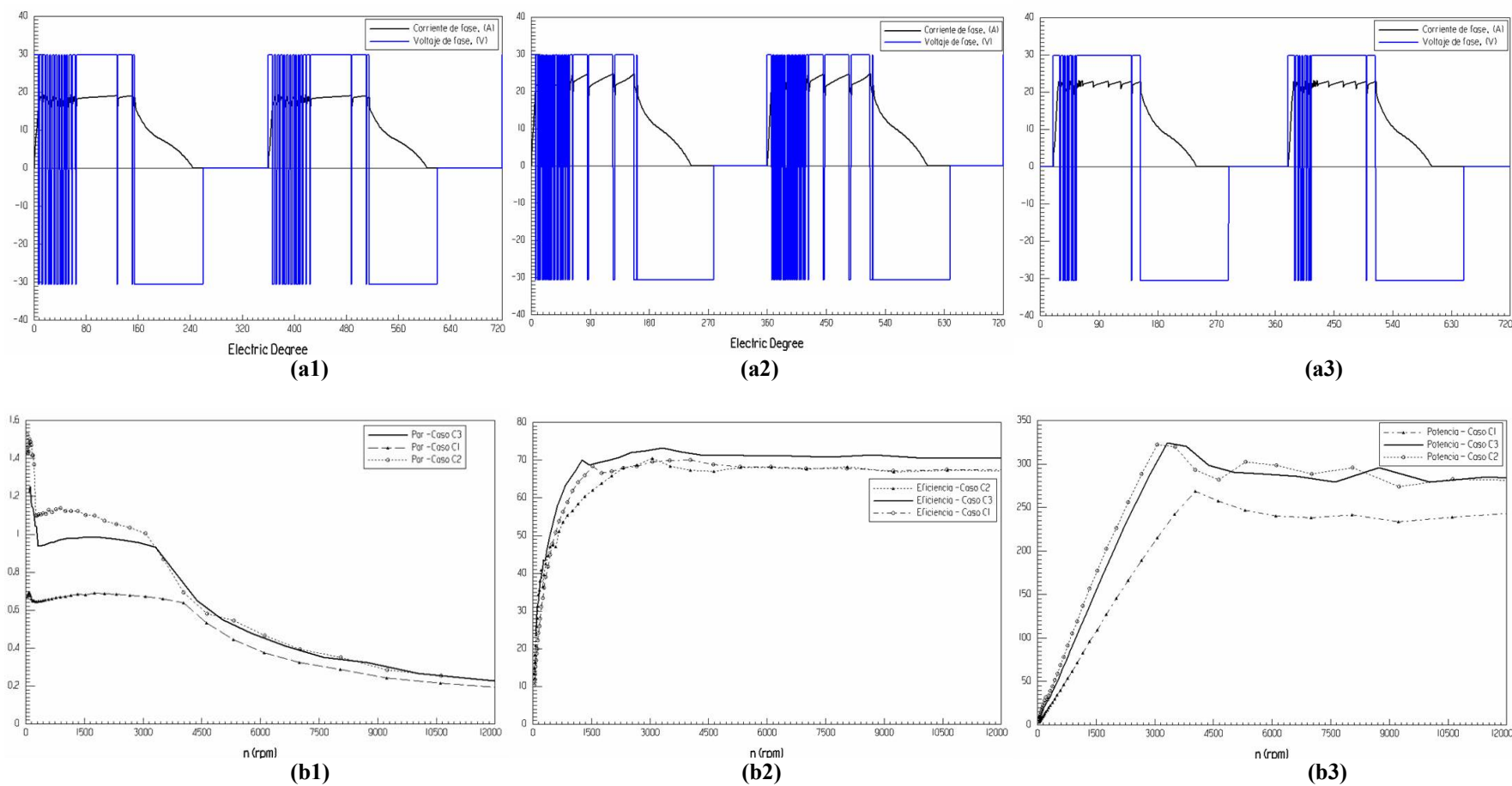


Figura 6.25 Compilación de los ensayos C1-C2 y C3 para un SRM 8/6 utilizando *RMXprt-Ansoft*.

- (a) Valores estimados de corriente de fase en cada uno de los ensayos, correspondiendo a: (a1) Ensayo C1. (a2) Ensayo C2. (a3) Ensayo C3.  
 (b) Comparativa de los valores estimados de par eficiencia y potencia en un rango amplio de velocidad en: (b1) Par promedio para cada uno de los ensayos [N.m]. (b2) Eficiencia para cada uno de los ensayos [%]. (b3) Potencia para cada uno de los ensayos [W].

CAPITULO VI: IMPLEMENTACION Y VALIDACION DE RESULTADOS

La comparativa con los ensayos de las secciones anteriores y sus estimaciones por software establecen:

- El modelo estipulado del Capítulo 5 opera por diseño a 42V, la operación a un nivel de tensión menor, puede no representar gran diferencia si la operación del motor se encuentra a bajas velocidades.
- Los valores de corriente no varían significativamente a bajas velocidades, como se observó en los ensayos C1-C2 y C3, y como se ve en las figuras 6.22 a 6.24; esto se debe a la operación con pares de trabajo relativamente bajos ( $\leq 0.75\text{N.m}$ ).
- Sin embargo, operar los mismos pares a velocidades más altas de operación implicaría por parte del SRM-accionamiento de un incremento adicional de corriente, que cuando se compara dicha operación al trabajar con un bus de tensión de 42V, como se observa a modo general en la figura 6.26. Esto se explica de la siguiente manera: para una corriente de operación alrededor de 65A el valor de velocidad se estimaría por debajo de 2600rpm para un par aprox. de 4N.m a 30V, como se visualiza en la figura 6.26a. Sin embargo, por encima de dicho valor (particularmente entre 2600-6500rpm) se estima un aumento de par en todo el rango de velocidad cuando el bus de tensión aumenta (ej. 42V).
- La figura 6.25 compila cada uno de los ensayos C, utilizando como herramienta de simulación el *RMXprt-Maxwell* de *Ansoft* a un bus de tensión de 30V, en ellos se verifica que el par efectivamente se ve afectado cuando las velocidades de operación están por debajo de 4000 rpm como se establece en los ensayos de la Tabla 6.11. Por ende la potencia generada por el motor varía notablemente con la velocidad de trabajo como se observa en la figura 6.25(b3). Por tanto, el cambio de la velocidad de operación y de los ángulos de conmutación del accionamiento permite trabajar a un valor mayor de par.
- En lo que respecta a los valores de eficiencia estos no varían significativamente por variación de la tensión, pero sí son afectados por la velocidad de trabajo particularmente a medias velocidades.

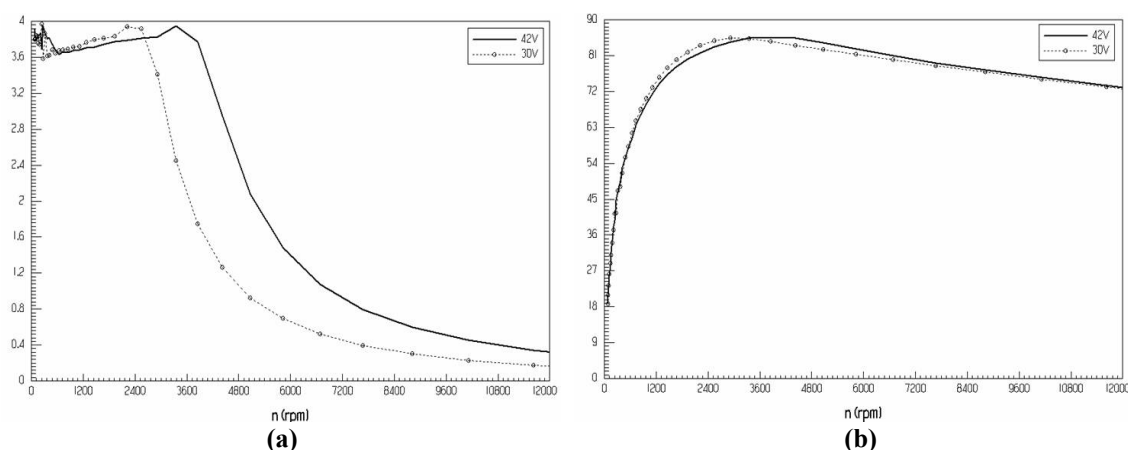


Figura 6.26 Variación del par y la eficiencia ante variación de la tensión en un rango amplio de velocidad utilizando *RMXprt-Ansoft* haciendo uso del diseño original. (a) Par vs. velocidad. (b) Eficiencia vs. velocidad.

## 6.5 Conclusiones

- El capítulo puso en práctica algunos de los pasos preestablecidos para la puesta en marcha e implementación de un accionamiento SRM 8/6 de cercanas prestaciones a aquel diseñado y modelado de capítulos anteriores.
- Se estableció la curva característica  $\phi-i$  y  $T-i$  para un motor real operando a corrientes lineales así como de saturación. Donde los resultados se asemejan a modo general a los resultados establecidos utilizando un software de elementos finitos comercial y por ende al modelo diseñado previamente.
- Se establecieron tres modalidades de ensayos para el accionamiento SRM real; para cada uno se especificó la metodología de llevarlo a cabo y finalidad. Los tres conjuntos de ensayos (A, B y C) analizaron la variación de la velocidad y la carga en los parámetros más representativos del accionamiento SRM, su afeción en el rendimiento y por último la forma en que se ve afectado ante variaciones del bus de tensión. De esto se estableció y se confrontó con simulaciones tanto a ángulos de conmutación del accionamiento fijos como variables lo siguiente: a) La región en que la corriente de opera, la velocidad y los ángulos de conmutación del accionamiento inciden en la consecución de un par determinado. b) La utilización de corrientes solapadas en un motor real. c) Por lo general, a medida que aumenta la velocidad conlleva a una reducción del ángulo *dwell* en lo que se refiere a la estimación de un máximo par por amperio. d) Los rendimientos son cada vez mayores (experimentales y simulados) a medida que se opera a altas velocidades o altos pares. e) La operación a un mayor nivel de tensión de operación conlleva a una mejoría en la curva par-velocidad particularmente a medias velocidades. Sin embargo no hay un efecto contrastante para la eficiencia.
- Con respecto a la aplicación, en los diferentes ensayos (A, B y C) se emplearon rangos de velocidades entre (1000-4000rpm) vinculante en todo su rango a lo establecido por fabricante. A falta de un sistema de aire acondicionado automotriz real con un propósito experimental se ha procedido a establecer valores de par a diferentes escalas de velocidad, estos valores de par son de tipo escalón como se observó en el Capítulo V. En los ensayos A se ha procedido por tanto a involucrar valores extremos relevantes en este caso la operación a bajas velocidades a pares bajos (0.5-1.5N.m) los cuales establecen los valores más bajos de rendimiento. Estos valores de par bajos de trabajo que en determinado instante pueden ser dictaminados por la carga (correspondiente al conjunto A/C) establecen valores de rendimiento entre (48-75%) en función de la corriente de operación, el diseño estipulado así como el motor real trabajan con corrientes que no superen el margen de los 65A y 50A respectivamente, aun así el margen máximo de maniobra del motor SRM no fue establecido (las corrientes máximas de operación no superaron los 38A), esto significa que de allí en adelante los valores de par serán superiores al 75% como se estimó por simulación del Capítulo 4, por lo que se puede afirmar que el SRM es viable para una aplicación de aire acondicionado; aun así continúa estando por debajo de los accionamientos sin escobillas BLDC.
- Una conclusión adicional que podemos extraer es que, el accionamiento desarrollado trabajaría en óptimas condiciones respecto al rendimiento, si se aplicara a compresores cuyo punto de trabajo óptimo se encuentra a altas revoluciones, como lo sería entre 4500 rpm a 8000 rpm.

## Referencias

- [1] *Rocky Mountain Technologies Inc.* [www.RockyMountainTechnologies.com](http://www.RockyMountainTechnologies.com)
- [2] Virendra Kumar Sharma, S. S. Murthy, Bhim Singh., “An Improved Method for the Determination of Saturation Characteristics of Switched Reluctance Motors”., *IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement*, Vol. 48, No. 5, October 1999
- [3] Parreira B., Rafael S., Pires A.J., Costa Branco P.J., “Obtaining the Magnetic Characteristic of an 8/6 Switched Reluctance Machine: From FEM Analysis to the Experiment Tests”., *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, Vol. 52, No. 6, Dec. 2005
- [4] Gao, Y., “Speed Control of Switched Reluctance Motors”., Thesis Master of Philosophy in Electrical and Electronic Engineering., Hong Kong University of Science and Technology, Aug. 2000
- [5] Chancharoensook P., Rahman M.F., Lui J., “Nonlinear modeling of a four-phase switched reluctance motor using analytical representations of its measured flux linkage and static torque”., *Dept. Electrical Power Engineering., The University of New South Wales. Australia*
- [6] “3-Phase SR Sensorless Motor Control using DSP56F80x: Design of a Motor Control Application Based on the Motorola Software Development Kit”., Freescale Semiconductor Inc., 2002., [www.freescale.com](http://www.freescale.com)
- [7] “Quick Assembly Two and Three Channel Optical Encoders” Technical Data., *Agilent Technologies.*
- [8] Miller, T.J.E., “Electronic control of switched reluctance machines”., *Newnes Series*, 2001
- [9] Ehsani M. Fahimi B., “Land vehicle motor drives and starter-generators: selection, sizing and control”. *US Army Vetronics Institute – 2002 Winter Workshop.*
- [10] Mao S.H., Tsai M.C., “An analysis of the optimum operating point for a switched reluctance motor”., *Journal of Magnetism and Magnetic Materials* 282, pp.53-56, 2004
- [11] “Manual de instrumentos de medida”, Modelec/Modeca
- [12] Kassakian J. G., Perreault D.J., “The future of electronics in automobiles”., *Proceeding of 2001 International Symposium on Power Semiconductor Devices & ICs*, Osaka
- [13] Murakami H., Kataoka H., Honda Y., Morimoto S., Takeda Y., “Highly Efficient Brushless Motor Design for an Air-conditioner of the Next Generation 42V Vehicle”., *IEEE 36th IAS Industry Applications Conference*, pp. 461-466 vol.1., Oct 2001.
- [14] M. Naidu, T W. Nehl, S. Gopalakrishnan y L. Würth., “Electric Compressor Drive with Integrated Electronics for 42V Automotive HVAC Systems”., *SAE Int. 2005.*, 2005
- [15] Costa Branco P.J., “Influence of magnetic nonlinearities on simulation accuracy of switched reluctance motor models”., *Systems and Control: Theory and Applications*, pp. 403-408, World Scientific and Engineering Society Press, Danvers, USA. <http://pbranco.ist.utl.pt>
- [16] Fahimi B., Gao Y., Ehsani M., “On the suitability of switched reluctance motor drives for 42 Volts super high speed operation: application to automotive fuel cells”., *IECON'01: The 27<sup>th</sup> Annual Conference of the IEEE Industrial Electronics Society.*
- [17] K.M. Rahman., S.E. Schulz., “High performance fully digital switched reluctance motor controller for vehicle propulsion” *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol38, no4, July/August 2002

## CAPITULO VII

### CONCLUSIONES Y TRABAJO FUTURO

---

#### 7.1 Conclusiones Generales

Desde un punto de vista muy particular esta tesis establece un antecedente en las aplicaciones específicas de máquinas eléctricas con accionamientos SRM en el entorno de la automoción, en lo que respecta al Grupo de Automática y Electrónica Industrial de la URV. Por ese motivo la tesis en sí misma es un reto, aunque gran parte del desarrollo no es novedoso, si lo es intentar llegar al nivel de grupos que llevan valiosos años en el medio. Es bien conocido que las contribuciones y desarrollos de las aplicaciones de máquinas u automatismos para propósitos industriales y comerciales implican una buena dosis de pensamiento de grupo y actuación multidisciplinar, que muchas veces no es fácil de encontrar.

Prosiguiendo, a lo largo de esta tesis se han desarrollado tres áreas de trabajo perfectamente diferenciadas, la primera es el desarrollo correspondiente al sistema A/C automotriz; la segunda al desarrollo del accionamiento SRM y de su control con respecto a la aplicación y el tercero acerca de la integración de ambos modelos y el control de la temperatura en la cabina de un vehículo. La ejecución experimental y la operación con un motor real de cercanas prestaciones permiten cerrar el vínculo accionamiento-aplicación y establecer por tanto las siguientes contribuciones:

- En primera instancia la aplicación está enfocada a la utilización de un accionamiento eléctrico como sustitución de un accionamiento mecánico manejado por polea asociado al motor del compresor en un sistema de aire acondicionado del automóvil aplicando un bus de tensión de 42V. Cabe aclarar que los motores de reluctancia de baja potencia, hasta 3 hp, ya se usan para algunas aplicaciones, entre las que se encuentran *plotters*, operadores de puerta, lavadoras, secadoras, etc. Sin embargo en aplicaciones automotrices, el accionamiento SRM no ha sido explotado comercialmente ni técnicamente en lo que refiere a accionamientos para servicios auxiliares del automóvil, no de tracción por lo que un estudio en este sentido era imprescindible.
- A raíz de ello, y como se ve en el transcurso de esta tesis, los parámetros de par y velocidad del compresor están asociados a parámetros de operación del sistema general por lo que el desarrollo de la totalidad del sistema A/C se hace necesario. Para ello se ha expuesto un desarrollo completo de un sistema A/C en el automóvil; debido a su complejidad se abordó de manera simple en asociación a un conjunto de suposiciones que se han establecido en cada uno de los módulos que intervienen en el sistema A/C



incluyendo la cabina. Este modelo nos ha permitido definir las características del sistema de aire acondicionado y en particular del compresor estableciendo los rangos de operación en lo que refiere a características eléctricas (par y velocidad del compresor), termodinámicas y mecánicas en lo que se refiere a las presiones de entrada y salida en cada uno de los puntos del sistema o de la cabina (presiones, entalpías, flujos máscicos refrigerante y de aire, eficiencias volumétricas e isentrópicas, temperaturas, etc). El modelo desarrollado enteramente en *Matlab-Simulink* permitió para ciertos módulos del sistema establecer comparaciones con modelos (compresor y evaporador) anteriormente desarrollados enfocados a sistemas A/C del automóvil con resultados muy aceptables frente a sus parámetros reales. De igual manera se estableció una labor comparativa con un software comercial utilizado por compañías automotrices con resultados generales del sistema dentro de valores habituales de operación de un sistema completo A/C y de su cabina aun cuando la comparativa sea con la simplificación de un sistema total.

- La conveniencia de los requerimientos mecánicos, velocidad y par, eficiencia, temperatura, espacio y modularidad conforman los criterios para la aplicación de los accionamientos AC, en este caso de los accionamientos eléctricos con motores SRM. Llegado este punto, la comparación del SRM respecto otros posibles competidores (accionamientos con motores BLDC o PMSM) para un servicio auxiliar en el automóvil ha justificado su uso. Donde la principal ventaja en la elección del SRM con respecto a dichos competidores radica en la carencia de imanes permanentes los cuales sufren deterioro a altas temperaturas y a su ajuste como accionamiento altamente tolerante a fallas, debido a la independencia magnética de las fases del motor y de las ramas del convertidor de potencia. Esto significa que la corriente de fallo no continúa circulando en la fase dañada una vez se elimina la excitación de dicha fase y el fallo entre fases es poco probable debido a que no hay solapamiento de las bobinas. Aunque cabe aclarar que ante dichos fallos, se ha de considerar un aumento de la corriente, la temperatura en las fases operativas y el rizado de par. Sin embargo, estos efectos pueden atenuarse con un correcto ajuste de los ángulos de conducción en dichas fases.
- Para comprender mejor las razones expuestas del uso de los accionamientos SRM se ha realizado una breve descripción de su funcionamiento por lo que las aplicaciones susceptibles de usar el SRM se pueden clasificar según la potencia y la velocidad. Posteriormente, se ha descrito con detalle cada uno de los convertidores extensibles a la aplicación, destacando la influencia de cada uno sobre el desempeño del accionamiento, y finalmente la elección del mismo. A raíz de ello y otras razones que se expusieron en el desarrollo de esta tesis, se ha enfocado particularmente su estudio en la utilización de un SRM 8/6.
- Una vez aclarado el uso del motor de reluctancia, se ha profundizado el análisis estudiando las características físicas que afectan al funcionamiento del motor. Por lo que se ha realizado un análisis general de cada uno de los parámetros cara al diseño del motor, como son: la forma y tamaño del rotor-estator, el ángulo y/o largo-ancho de los polos del rotor y estator y otros referentes. El capítulo de parametrización es una explicación muy visual de la influencia de los parámetros físicos del motor sobre su funcionamiento, tales como par, eficiencia o velocidad. Por lo que se desarrolla y/o analiza:
  - La información aportada por las curvas fundamentales del motor de reluctancia conmutada.
  - Destacar algunas de las características físicas de la construcción del motor que afectan claramente a su funcionamiento.
  - Establecer las pautas de diseño, y/o rangos de operación en función de las características de operación.

- Este proyecto evalúa una metodología de diseño establecida por diversos autores, sin embargo la diferencia acontece en la implementación de las pautas de diseño y/o rangos de operación determinados previamente en la evolución del algoritmo. Este programa de diseño conlleva a la generación de un diseño tentativo o proceso preliminar a partir del estudio analítico del par promedio, la inductancia mínima, “*sizing*” y estudio de los parámetros de la maquinas sobre aspectos críticos tales como rango amplio de velocidad, aumento del par y/o rizado de par principalmente. Sin embargo el establecimiento de factores de diseño de índole acústico necesita de mucha más atención.
- Después de dimensionado del motor, el siguiente paso conlleva al aumento en las prestaciones del motor a partir del control de los ángulos de conmutación del convertidor en relación a los requisitos de operación del sistema A/C.
  - Para ello se caracteriza y se evalúa el modelo no lineal del accionamiento SRM o por simulación de elementos finitos en base al diseño previo establecido con RMxprt/Maxwell y/o Matlab-Simulink con óptimos resultados. Aunque simple, el modelo el cual se basa en tablas *look-up* no limita la operación del motor totalmente a la región de flujo lineal.
  - El proceso de control se ha dividido en dos bloques para facilitar el estudio y la posterior integración con la carga; precisamente de sus consideraciones se ha procedido a la elección de un control de par y otro bloque correspondiente al control de velocidad. Ambos bloques se han desarrollado a partir de la premisa cuanto más simple, más práctico y funcional; de allí que el primero parte del mismo controlador de corriente y el segundo de un PI convencional respectivamente.
- Posteriormente después de verificar la caracterización-modelado y control del SRM y accionamiento se procede a la integración del mismo con la carga, el sistema A/C. Una de las contribuciones del Capítulo V es establecer las pautas de unificación de ambos bloques, entradas y salidas resultantes. Donde la velocidad del compresor, y la variación del flujo masico de aire son ahora establecidos como salidas de un control integral y autónomo de la temperatura de la cabina con respecto al valor de consigna y la temperatura del exterior. El sistema en general opera en condiciones de estado estacionario, las variaciones de la velocidad del compresor y el flujo masico de aire varían a medida que el modelo de control del sistema basado en lógica difusa opera hasta que la temperatura dentro de la cabina corresponde a un valor de temperatura de consigna y el COP del sistema sea el máximo posible (para determinado evento basado en sus parámetros de operación). Los valores demandados para el enfriamiento de la temperatura de la cabina introducen valores de par y velocidad que son efectivamente conducidos por el SRM en todos los rangos de operación, tanto para cambios en la temperatura en el exterior como para variaciones de consigna. Lo que implica que el motor SRM cara a la aplicación es capaz de sobrellevar los cambios de par y velocidad introducidos por el sistema A/C y lo hace apto para la labor.
- Aunque este proyecto ha resultado en un prometedor prototipo validado y desarrollo tanto por *Matlab-Simulink*, *Maxwell2D* e incluso *SRM-CAD*, en lo que respecta a ruido acústico debe de mejorarse puesto que en este sentido no se profundizo en esta tesis, y como se estableció en la practica, el ruido acústico suele intensificarse a condiciones de plena carga. Lamentablemente, en la práctica este prototipo no fue creado por diversos factores (logísticos y económicos); sin embargo otro prototipo de cercanas prestaciones (físicas, mecánicas y eléctricas) operando a bajas tensiones (<48V) fue utilizado en la implementación real. En la práctica, la forma, método y ejecución para la medida de la característica magnética del motor fue introducida. La relación entre la curva estimada de enlace de flujo utilizando elementos finitos para el prototipo de estudio y su relación

con la evaluada por el motor real es muy cercana, aunque ligeramente el prototipo de estudio aventaja al real en lo que refiere al par promedio.

- De igual manera en lo que refiere al accionamiento también se recurrió a su fabricación asociado a las prestaciones del motor real. La interfase de potencia, el censado de corriente y el manejo de compuerta son bien ejecutados. La operación de altas corrientes en la placa circuital para el accionamiento del motor no resulta en sobrecalentamiento debido al montaje de disipadores los cuales establecen una excelente función, en contraparte de un aumento en el peso total del accionamiento. Los ángulos de conmutación del accionamiento se establecen por comando, determinado el  $\theta_{on}$  y el ángulo  $\theta_d$ . Aunque el control a partir de tablas *look-up* en este caso no es del todo viable, si es posible almacenar/establecer un conjunto de actuaciones de los ángulos de conmutaciones para 10 diferentes velocidades. La operación del motor ante diferentes actuaciones de los ángulos de conmutación es acorde a lo esperado.
- Se aprecia en esta tesis que tanto el motor real como el prototipo estudiado disponen de notables similitudes para ello se establecieron comparaciones entre sus valores finales de ejecución (par, velocidad, corriente y rendimiento), así como de la forma de actuar del accionamiento. La actuación de dichos parámetros cubre la totalidad/parcialidad de la franja de operación del compresor actuando en un sistema completo de aire acondicionado ante cambios en la temperatura de consigna. Ya sea de simulaciones o de ensayos experimentales estos valores finales de ejecución se establecen en o parte de los siguientes rangos:  $0.75\text{N.m} \leq \text{Par total} \leq 6.5\text{N.m}$ ;  $1000\text{rpm} \leq \omega \leq 6000\text{rpm}$ ;  $I \leq 65\text{A}$  y  $48\% \leq \eta \leq 92\%$  este valor máximo solo fue posible a través de los programas de simulación.
- A raíz de lo anterior, el desarrollo de esta tesis ratificó que los rangos de trabajo para la aplicación del motor en lo que corresponde a par y velocidad a bajas tensiones generan valores de rendimiento que no son lo suficiente competitivos en relación a los accionamientos eléctricos BLDC; en una aplicación no vinculante a la de esta tesis pero a 42V, la máxima eficiencia calculada y medida se ubica actualmente alrededor del 95% [1-2]. Como bien se conoce la relación motor-convertidor es muy exigente y dispara el precio del producto, sin embargo, en este caso se aclaró que por este lado el accionamiento podría ser mejorado. Además, por trabajo en el laboratorio se constató que el ruido acústico producido por el motor es elevado, aunque el accionamiento-SRM dentro de un sistema encapsulado hermético o semihermético en un habitáculo sellado como es lo que se espera en aplicaciones de este tipo, reduciría considerablemente los niveles de ruido del conjunto motor-compresor. Aun así en el campo de las altas velocidades, los SRM son muy competitivos, superando en muchos aspectos a la mayoría de los motores. El accionamiento SRM es una muy buena elección en lo que respecta a aplicaciones relacionadas ya que la densidad de potencia es elevada, actualmente se puede encontrar en el mercado: los compresores para destornilladores eléctricos o para motores de arranque en el campo aeroespacial y dentro del rango de aplicaciones industriales a media potencia (<300kW) en los últimos años se han desarrollado las aplicaciones del SRM a los compresores de aire acondicionado para trenes y compresores para perforación de minas.

## 7.2 Trabajo futuro

En el tema de maquinas eléctricas las líneas de trabajo futuras son bastantes amplias ya sea en la aplicación, en el objeto de ejecución, en el desarrollo o adaptación del proceso para su consecución final.

- Con respecto al prototipo actual, nuevas aplicaciones o usos:
  - En primer lugar y en lo que respecta a la elección de la aplicación: abordar el procedimiento establecido en esta tesis para trabajar los accionamientos eléctricos con SRM en aplicaciones automotrices de tracción, tanto para vehículos convencionales a bajas tensiones (12V-42V), como vehículos eléctricos (200V-400V), ya que sobre dicha línea es donde el SRM tendría aun mayores posibilidades de competencia o equipararía prestaciones como lo sería con el motor de inducción.
  - Contemplar la posibilidad de trabajar el prototipo actual accionamiento-SRM en una aplicación de automotriz, con un bus de tensión asociado a una pila de combustible.
  - Estudiar y desarrollar modelos funcionales innovadores en el mercado asociados al SRM, como podrían ser los accionamientos SRM lineales en aplicaciones de elevación u operadores de puerta.
- En el caso de seguir la misma línea de acción de la aplicación de la presente tesis: se sugiere el desarrollo y simulación de un modelo mejorado de sistema A/C y cabina, el cual adicione:
  - Un control de la humedad relativa y con respecto a ello la afección de la temperatura en el interior de la cabina, así como la adición en cada uno de los componentes del ciclo de refrigeración de las entalpías adicionales a la inclusión del efecto de la humedad.
  - Aunque en actuales aplicaciones automotrices el ciclo de refrigeración más común es el ciclo de vapor compresión utilizando como refrigerante el R134a, sería sugerible el estudio basado en otro ciclo de refrigeración ya que en el mundo real la operación práctica del sistema A/C, se desvía un poco con respecto al ciclo estándar de vapor compresión.
  - Mientras sea posible, disminuir el número de suposiciones establecidas en el Capítulo II, para cada uno de los modelos.
  - La utilización de nuevos datos prácticos tanto para intercambiadores de calor y compresores por parte de otras casas fabricantes como para otra nueva gama de vehículos.
  - Realizar un nuevo modelo de la cabina teniendo en cuenta la transferencia de calor por radiación, el efecto de la radiación solar y la velocidad en el vehículo.
  - Como ya se menciona previamente, en este caso se ha asumido que el valor de la temperatura exterior es igual al valor de la temperatura en el interior del vehículo como condición inicial, sería por tanto una propuesta el reajuste de dicha condición.
  - Por conveniencia práctica, sería sugerible el desarrollo paralelo del sistema A/C dentro de un programa o software de índole comercial e industrial con su respectiva interfaz con el fin de desarrollar el control desde una plataforma como *Matlab*, *C++* o *LabView*. La desventaja de esto es el costo adicional en la adquisición de este tipo de software puesto que las licencias de operación son cuantiosas y solo están reservadas a empresas comerciales.
- Con respecto a la parametrización, sizing y diseño del motor:
  - Establecer diseños que involucren, innovadoras formas/tamaño de los polos del estator/rotor con el fin de mejorar el flujo concatenado o la dispersión de flujo y por ende mejorar el rendimiento.
  - Realización de un estudio más extenso acerca de las técnicas de minimización del ruido, ya que es una de las principales desventajas de este motor.
  - Realizar un modelo CAD que involucre la estimación del arco de los polos del estator y rotor como salida y no como un parámetro de forma, así como adicionar/mejorar el módulo de ruido acústico y pérdidas totales respectivamente.
  - Contemplar la posibilidad de realizar un modelo CAD, el cual embeba módulos dinámicos establecidos desde un software de elementos finitos o comercial con el fin de

establecer objetivos previamente definidos como sería: la determinación del máximo par posible en un rango amplio de velocidad, máxima eficiencia en un rango de velocidad. Es decir que los parámetros de forma se van estableciendo interactivamente a medida que el mismo software analiza las respuestas de determinadas salidas para rangos definidos de velocidad como ejemplo.

- Abordar nuevos procedimientos para la determinación de las curvas de enlace de flujo, en este caso se abordó una aproximación que aunque es comúnmente utilizada puede llevar a errores ya que asume que el motor SRM se caracteriza como una simple geometría rectangular.
- Realizar un nuevo procedimiento acerca de la computación de la estimación del ángulo de apagado y forma de la curva de corriente por fase, sin hacer efectivo que el ángulo de encendido  $\theta_{on}$  es conocido.
- Efectuar y comparar el diseño del SRM-accionamiento en diferentes plataformas de desarrollo: *Maxwell*, *ANSYS*, *FEA* etc.
- Con respecto al accionamiento, control e implementación:
  - Realizar y aplicar un nuevo desarrollo empleando alguna de las configuraciones de convertidores para SRM utilizadas en el entorno automotriz, diferentes de la topología clásica.
  - Establecer comparaciones entre métodos de excitación del accionamiento SRM, (individual o a dos fases) sobre un motor real y hasta que rangos de operación es más conveniente uno u otro en cuanto a la mejora en la reducción del rizado de par, el aumento de la eficiencia o la operación en un rango amplio de velocidad.
  - Contemplar la posibilidad de abordar nuevos modelos dinámicos no-lineales para accionamientos-SRM. Además, de aplicar otros desarrollos para el control de corriente.
  - Aplicar las técnicas de control “*on-line*” con el fin de encontrar los puntos de operación acordes a optimización de la eficiencia en el accionamiento-SRM. Así como la implementación de un algoritmo de control basado en métodos de modelado del ángulo de avance del convertidor a medida que aumenta la velocidad de operación, así como el efecto de saturación causado por operación a altas corrientes.
  - En esta tesis, la conmutación del SRM está basada en la precisión de un mecanismo de sensado de la posición (*encoder*). Sin embargo, y como se ha mencionado evitar la operación con sensores *Hall*, hace más robusto el sistema cara a la aplicación. Por lo que desarrollar y ejecutar técnicas sin sensores de posición abordadas en la literatura técnica para el prototipo actual, empezando por la técnica más popular basada en la estimación de la posición usando la misma estimación de las curvas de enlace de flujo.
  - De igual manera, establecer nuevos métodos para mejorar la ejecución dinámica del motor, los resultados muestran que el controlador *PI* es una opción simple y práctica en lo que refiere al rango de medias velocidades, pero podría no ser suficiente a altas velocidades, ya que este no puede optimizar la corriente del transitorio, lo cual causaría la saturación del actuador, las limitaciones críticas mejorarían la respuesta dinámica. Por lo que la aplicación de nuevos controladores: controlador robusto, neuronal o difuso podrían ser las soluciones.

### 7.3 Artículos, presentaciones a congresos y proyectos asociados

#### 7.3.1 Artículos y presentaciones a congresos, en orden cronológico inverso.

- **S.M. Castano, J. Maixe.** “Speed control performance in a switched reluctance motor for an automotive application”. Spanish Chapter *IEEE-SAAEI 2007 Seminary Annual of Automatic, Electronic and Instrumentation*, 10-12 Sept 2007, Puebla-Mexico.
- **S.M. Castano, J. Maixe.** “Torque control optimization of a switched reluctance motor drive for a 42V automotive application”. *IEEE-ISIE 2007 Proc. Industrial Electron. Symposium.*, 4-7 June 2007, Vigo-Spain.
- **S.M. Castano, J. Maixe.** “Criteria of design for a switched reluctance motor operating at 42V in an automotive application”. Transl. *Scientia et Technica* XIII, No34, May 2007. UTP Colombia. ISSN 0122-1701
- **S.M. Castano, J. Maixe.** “Design of an 8/6 switched reluctance motor for 42V air-conditioning compressor automobile application”. *Proceedings TMT'06 10<sup>th</sup> Int. Research/Exp. Conf. –Trends in the Development of Machinery and Associated Technology*, Lloret de Mar-Spain. 11-15 Sept 2006.

#### 7.3.2 Artículos en proceso de revisión.

- **S.M. Castano, J. Maixe,** “Model and development of a switched reluctance motor drive connected to an automotive air-conditioning system operating to 42V”. *Elsevier Mechatronics*.
- **S.M. Castano, J. Maixe,** “Consideraciones para el modelado y simulación del sistema de aire acondicionado automotriz”. *Seminario de Automática, Electrónica e Instrumentación SAAEI 2010*.
- **S.M. Castano, J. Maixe,** “Control de temperatura en un vehiculo bajo la actuación del accionamiento de reluctancia conmutada”. *Seminario de Automática, Electrónica e Instrumentación SAAEI 2010*.

#### 7.3.3 Vinculación a proyectos asociados

- **Desde Dic. 2007. Universidad Rovira y Virgili.** Vinculación al proyecto de investigación del Ministerio Español de Educación y Ciencia DPI2007-66688-C02-02: Detección y diagnóstico de fallos para el mantenimiento predictivo de sistemas mecatrónicos. Aplicación a los motores auxiliares del automóvil.
- **Nov. 2007 – Junio 2008. Fundació Rovira i Virgili - FURV.** Vinculación al proyecto CENIT de investigación T07165S NETØLIFT-Desarrollo de tecnologías para elevación “Net Zero”. Temática: Modelado y simulación de motores eléctricos para operadores de puerta en elevadores.
- **2004 – Oct. 2007. Universidad Rovira y Virgili.** Vinculación al proyecto de investigación del Ministerio Español de Educación y Ciencia DPI2004-07969-C02-01: Sistema de control y comunicaciones para la detección y gestión de anomalías en la arquitectura dual-voltaje en automóviles.

## ***Referencias***

- [1] A. Varsani, “Low Cost Brushless DC Motor Controller”., Thesis of Bachelor of Engineering., *University of Queensland.*, Nov. 2003
- [2] Murakami H., Kataoka H., Honda Y., Morimoto S., Takeda Y., “Highly Efficient Brushless Motor Design for an Air-conditioner of the Next Generation 42V Vehicle”., *IEEE 36th IAS Industry Applications Conference*, pp. 461-466 vol.1., Oct 2001.

## ANEXO I

# ASPECTOS FUNDAMENTALES PARA EL MODELADO DEL SISTEMA DE AIRE ACONDICIONADO (A/C)

---

### ***1.1 Teoría básica sobre aire acondicionado y refrigeración.***

1.1.1 Aire acondicionado: Se puede definir como el proceso que es capaz de suministrar aire a un habitáculo para mantener las condiciones requeridas de: temperatura, humedad, movimiento y distribución de aire y pureza del aire (polvo, olores, bacterias, etc.) [1]

1.1.2 Aire: El aire esta compuesto por aire seco, vapor de agua y contaminantes. El aire seco es una composición de diversos gases así: 78.084% N<sub>2</sub>, 20.9476% O<sub>2</sub>, 0.934% Argon y 0.0314 CO<sub>2</sub> principalmente, otros como minoría son el Neon, Helio, Metano, SO<sub>2</sub>, H<sub>2</sub>, Kriptón, Xenón y Ozono. [1]

1.1.3 Aire Húmedo: Es la mezcla binaria de dos gases como son el aire seco y el vapor de agua. [1]

1.1.4 Entalpía: Es la energía que posee un material a unas condiciones de presión y temperatura con respecto a aquellas que tendría a condiciones estándar de presión y temperatura. [1]

### ***1.2 Teoría básica sobre transmisión de calor.***

1.2.1 Calor [2]: Es una forma básica de energía, realmente los cuerpos no tienen calor, sino energía interna. El calor es la transferencia de parte de dicha energía interna (energía térmica) de un sistema a otro, con la condición de que ambos sistemas estén a diferente temperatura. El flujo de calor ocurre desde el cuerpo de mayor temperatura hacia el cuerpo de menor temperatura, esa transferencia de calor ocurre hasta que ambos cuerpos se encuentren en equilibrio térmico, o a la misma temperatura. La pérdida de calor se puede producir por tres tipos de procesos: conducción, convección y radiación térmica:

1.2.2 Conducción y Conductividad Térmica: Transmisión de calor en el interior de los cuerpos sólidos, líquidos o gases. El calor transmitido por conducción  $Q_k$  es proporcional al gradiente de temperatura  $dT/dx$  y a la superficie  $A$ . Además, el flujo real de calor depende de la conductividad térmica  $k$ , que es una propiedad física del cuerpo, y se expresa en la ecuación I.1.



ANEXO I: ASPECTOS FUNDAMENTALES PARA EL MODELADO DEL SISTEMA A/C

$$Qk = -kA \frac{dT}{dx} \quad (I.1)$$

Donde: la superficie A indica el intercambio térmico en m<sup>2</sup>; la temperatura en grados kelvin; k en W/m<sup>2</sup>K, la distancia x en metros y la transmisión de calor en W.

La conductividad térmica, k es función de la temperatura y no es posible predecirlo analíticamente, por lo que los valores se encuentran tabulados y suministrados por los fabricantes, como se precisa en la tabla I.1 [5]

Tabla I.1. - Conductividad térmica, k (W/m<sup>2</sup>K) en algunos materiales

Material/ Sustancia	Temperatura (°C)		Material/ Sustancia	Temperatura (°C)	
	25	125		25	125
Acrílico	0.2		Material aislante	0.035-0.16	
Aire	0.024		Hierro	80	68
Aluminio	250	255	Madera	0.17	
Asbesto-cemento	2.07		Plomo, Pb	35	
Asfalto	0.75		Cuero-piel	0.14	
Ladrillo	1.31		Nitrógeno	0.024	
Carbón	1.7		Nylon 6	0.25	
Cobre	401	400	Listón plástico-metal	0.47	
Corcho	0.043		Papel	0.05	
Algodón	0.03		Plástico-Espuma	0.03	
Algodón-Lana aislante	0.029		Platino	70	71
Epoxy	0.35		Polietileno HD	0.42 - 0.51	
Chapa fibra-aislante	0.048		Polipropileno	0.1 - 0.22	
Fibra de vidrio	0.04		Poliestireno expandido	0.03	
Ventana de vidrio	0.96		PVC	0.19	
Vidrio-lana- aislamiento	0.04		Nieve (Temp. < 0°C)	0.05 - 0.25	
Oro	310	312	Acero	46	
Helio	0.142		Acero inoxidable	16	17
Hidrogeno	0.168		Agua	0.58	
Hielo	2.18		Agua, Vapor de agua		0.016

1.2.3 Convección Térmica [4]: Transmisión de calor entre sólidos y fluidos, la cual depende del coeficiente de transmisión de calor sólido-fluido o coeficiente de convección,  $h_{cf}$  (W/m<sup>2</sup>°K), de la geometría del sólido (placa, cilindro,...) de la orientación del mismo (vertical, horizontal,...), de la naturaleza del fluido y del tipo de convección: a) Forzada: donde el fluido esta en movimiento producto de un ventilador. b) Natural: El fluido esta en reposo. La tabla I.2 resume el rango de valores para transmisión de calor por convección.

La cantidad de calor transmitido por convección  $Q_c$ , se puede escribir como en la ecuación I.2 así:

$$Q_c = h_{cf} A (T_s - T_f) \quad (I.2)$$

ANEXO I: ASPECTOS FUNDAMENTALES PARA EL MODELADO DEL SISTEMA A/C

Donde:  $A$ , es el área superficial de contacto con el fluido ( $m^2$ );  $T_s$ , es la temperatura de la superficie ( $^{\circ}K$ ) y  $T_f$ , es la temperatura del fluido sin perturbación.

Cabe señalar, que la transmisión de calor por convección se puede tratar también dentro de la estructura de una red de resistencias térmicas, en la forma:

$$R_c = \frac{1}{h_{cf} A} \quad (I.3)$$

Tabla I.2. - Coeficiente de transmisión de calor por convección,  $h_{cf}$  ( $W/m^2K$ ) [3]

<i>Tipo de convección y fluido</i>	<i><math>h_{cf}</math> (<math>W/m^2K</math>)</i>	
	<i>Min</i>	<i>Max</i>
Convección natural, aire	5	25
Convección natural, agua	20	100
Convección forzada, aire	10	200
Convección forzada, agua	50	10,000
Agua en ebullición	3,000	100,000
Vapor de agua en condensación	5,000	100,000

**1.2.4 Radiación Térmica:** La radiación presenta una diferencia fundamental respecto a la conducción y la convección: El transporte de energía por radiación se puede realizar entre superficies separadas por el vacío; así por ejemplo, el sol transmite energía a la Tierra por radiación a través del espacio que, una vez interceptada por la Tierra, se transforma en otras fuentes de energía. No todas las superficies emiten o absorben la misma cantidad de energía radiante cuando se calientan a la misma temperatura, de ello depende la textura de la superficie y en segunda instancia el color.

La cantidad de calor que abandona un cuerpo en forma de energía radiante  $Q_r$  ( $W$ ), depende  $T_s$ , la temperatura de la superficie ( $^{\circ}K$ );  $\varepsilon$ , emisividad depende del tipo de superficie de cuerpo y  $\sigma$ , corresponde a la constante de *Stefan-Boltzman*:  $\sigma = 5.67 \cdot 10^{-8} \frac{W}{m^2 K^4}$

Todo ello se puede escribir como en la ecuación I.4 así:

$$Q_r = \sigma \varepsilon A T_s^4 \quad (I.4)$$

Sin embargo, los efectos de la radiación a bajas temperaturas suelen ser despreciables; a la temperatura ambiente ( $27^{\circ}C$ ), la potencia emisiva es del orden de la décima parte del flujo de calor transferido por convección. [3]

**1.2.5 Coeficiente de transferencia de calor en intercambiadores de calor:** Corresponde a los coeficientes de transferencia de calor globales para algunas construcciones de intercambiadores de calor comunes, como son de tipo tubular, en espiral o en forma de plato. Dichos coeficientes se adjuntan en la tabla I.3

**Tabla I.3. - Coeficiente de transferencia de calor global para intercambiadores de calor [3]**

<i>Tipo</i>	<i>Aplicación</i>	<i>Coeficiente global de transferencia de calor -U-</i>
		<i>W/(m<sup>2</sup>K)</i>
<b>Tubular, calefacción o refrigeración</b>	Gases a presión atmosférica al interior y exterior de los tubos	5-35
	Gases a alta presión al interior y exterior de los tubos	150-500
	Exterior (interior) líquido y gas a presión atmosférica en el interior (exterior) del tubo	15-70
	Gas a alta presión al interior y líquido en el exterior de los tubos	200-400
	Líquidos en el interior y exterior de los tubos	150-1200
	Vapor a la salida y líquido en el interior de los tubos	300-1200
<b>Tubular, condensación</b>	Vapor a la salida y agua refrigerada en el interior de los tubos	1500-4000
	Vapores orgánicos o amoníaco al exterior y agua refrigerada en el interior de los tubos	300-1200
<b>Tubular, evaporación</b>	Vapor a la salida y líquido a alta viscosidad en el interior de los tubos, circulación natural	300-900
	Vapor a la salida y líquido a baja viscosidad en el interior de los tubos, circulación natural	600-1700
	Vapor a la salida y líquido en el interior de los tubos, circulación forzada	900-3000
<b>Intercambiadores de calor refrigerados por aire</b>	Refrigeración de agua	600-750
	Refrigeración de líquidos ligeramente hidrocarbonados	400-550
	Refrigeración de aire	60-180
	Refrigeración de gas hidrocarbonados	200-450
	Condensación de vapor a baja presión	700-850
	Condensación de vapores orgánicos	350-500
<b>Intercambiador de calor de plato</b>	Líquido a líquido	1000-4000
	Líquido a líquido	700-2500
<b>Intercambiador de calor en espiral</b>	Condensación vapor a líquido	900-3500

**1.2.6 Capacidad de calor específica:** La capacidad de calor específica de una sustancia  $C_g$ , es la cantidad de calor requerido para incrementar la temperatura de 1 gramo de sustancia en 1°C. Generalmente la energía calorífica ganada o perdida por una sustancia es igual a la masa de la sustancia ( $m$ ) multiplicada por su capacidad de calor específico multiplicada por el cambio en la temperatura (temperatura final – temperatura inicial) así:

$$q = m.C_g.(T_f - T_i) \quad (I.5)$$

Los valores de algunos  $C_g$  más representativos se anotan a continuación:

**Tabla I.4. - Capacidad de calor específica de algunas sustancias [8]**

<i>Material</i>	$C_g$ ( $JK^{-1}g^{-1}$ ) o ( $JC^{-1}g^{-1}$ )	<i>Material</i>	$C_g$ ( $JK^{-1}g^{-1}$ ) o ( $JC^{-1}g^{-1}$ )
Aluminio	0.90	Agua	4.18
Carbón	0.72	Etanol (Alcohol etílico)	2.44
Cobre	0.39	Acido Sulfúrico (líquido)	1.42
Plomo	0.13	Aire	1.007
Mercurio	0.14	Hidróxido de potasio (sólido)	1.18

### ***I.3 Propiedades básicas del refrigerante R134a. [6]***

El R-134a tiene un punto de ebullición de  $-26,3^{\circ}C$ . Esto significa que esta sustancia es adecuada como sustituta del refrigerante R-12, el cual fue antiguamente utilizado en equipos de frío de los automóviles y vehículos industriales.

El R-134a, cuya fórmula química es  $CF_3-CH_2F$ , es un isómero de la sustancia R-134. Su denominación química exacta es 1,1,1,2-Tetrafluoroetano. Tal como se desprende de la fórmula estructural, la molécula no contiene ningún átomo de cloro, responsable de la descomposición del ozono, según el estado actual de la ciencia. Por eso se le adjudica a esta sustancia el potencial 0, respecto a la destrucción del ozono.

Entre sus características se encuentran: gas incoloro, no explosivo, olor ligeramente etéreo, no irritante, químicamente estable, no corrosivo, libre de acidez y no inflamable. Algunos otros datos técnicos del refrigerante R-134a se anotan en la tabla I.5.

**Tabla I.5. - Datos Técnicos de Refrigerante R-134a [6]**

<i>Característica</i>		
	<i>Unidad</i>	<i>Valor</i>
Tipo Gas	R134a	
Nombre químico	1,1,1,2-Tetrafluoroetano	
Fórmula química	$CF_3-CH_2F$	
Masa molecular	kg/kmol	102,0
Temperatura de ebullición a 1.013 Bar	$^{\circ}C$	-26,3
Punto de fusión a 1.013 Bar	$^{\circ}C$	-101
Temperatura crítica	$^{\circ}C$	101,1
Presión crítica	bar	40,6
Densidad del líquido a $-15^{\circ}C$	g/cm <sup>3</sup>	1,343
Densidad del líquido a $30^{\circ}C$	g/cm <sup>3</sup>	1,188
Calor latente de evaporación a $-15^{\circ}C$	kJ/kg	206,8
Calor específico del líquido saturado a $30^{\circ}C$	kJ/kgK	1,440
Calor específico del vapor saturado a $30^{\circ}C$	kJ/kgK	1,104

ANEXO I: ASPECTOS FUNDAMENTALES PARA EL MODELADO DEL SISTEMA A/C

De igual manera el Diagrama de Mollier, con su característica presión-entalpía para el refrigerante R134-a se contempla en la figura I.1

En el empleo del R-134a como refrigerante se pueden constatar las siguientes ventajas con respecto al R-12: Una temperatura final de compresión más baja. Los mismos diámetros para las tuberías conductoras del refrigerante, y casi iguales relaciones de compresión. Como desventaja se podría citar: la necesidad de un mayor volumen de cilindrada, por lo que hay que emplear un compresor mayor.

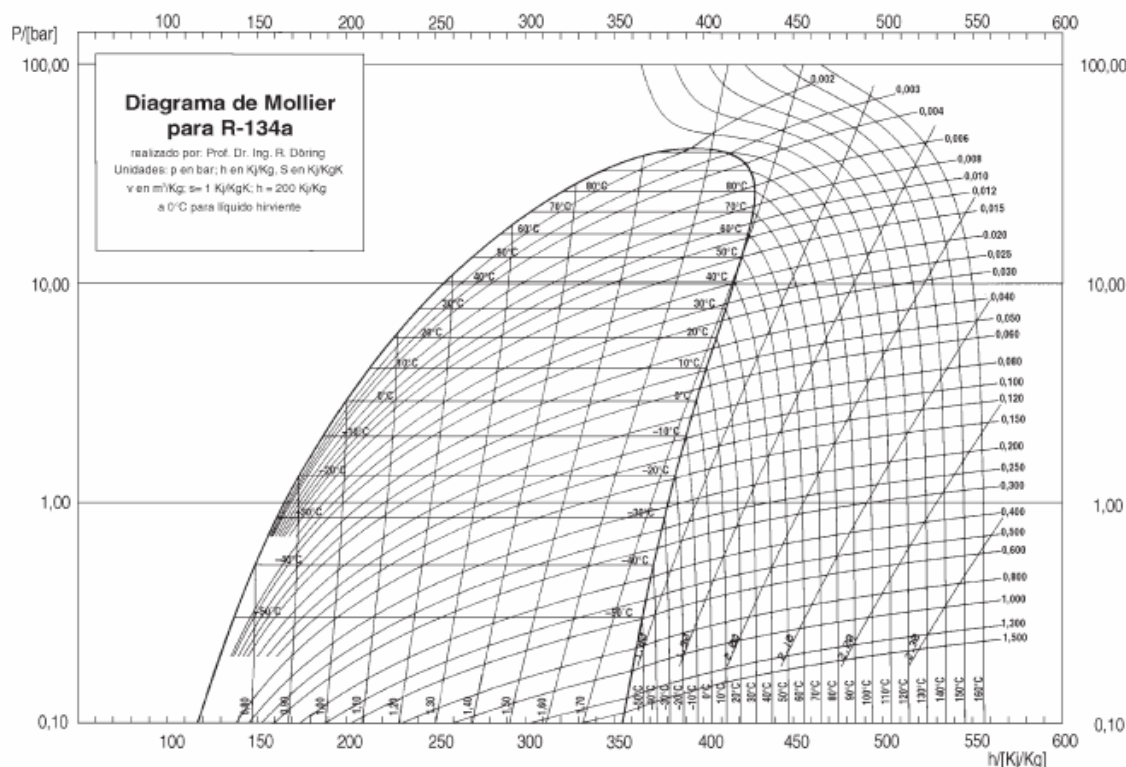


Figura I.1 Diagrama de presión/entalpía, para el R134a [6]

### 1.4 Sobre el ciclo vapor-compresión.

Acorde al estado del refrigerante, el ciclo es dividido en tres regiones: Líquido subenfriado, vapor mezcla y vapor sobrecalentado, además de dos líneas de saturación (líquido y vapor saturado), como se observan en el diagrama de la figura I.2

1.4.1. Región de líquido subenfriado: Todos los puntos sobre esta región están a una temperatura inferior a la del punto de ebullición, sin embargo si el calor es continuamente adicionado mientras se mantiene una presión constante, la temperatura y la entalpía se incrementarán y eventualmente se llegará a la región de líquido saturado.

1.4.2. Región de vapor mezcla: Es la región de cambio de líquido a vapor, como el calor es continuamente inyectado al líquido vaporizado, sucede un incremento de entalpía más que de temperatura hasta que el líquido se vaporiza y llega al punto de vapor saturado.

1.4.3. Región de vapor sobrecalentado: El área que está a la derecha de la línea de

ANEXO I: ASPECTOS FUNDAMENTALES PARA EL MODELADO DEL SISTEMA A/C

vapor saturado es la región de sobrecalentamiento y el refrigerante está en la forma de vapor sobrecalentado, esto por un incremento de la temperatura del refrigerante desde el punto de vapor saturado.

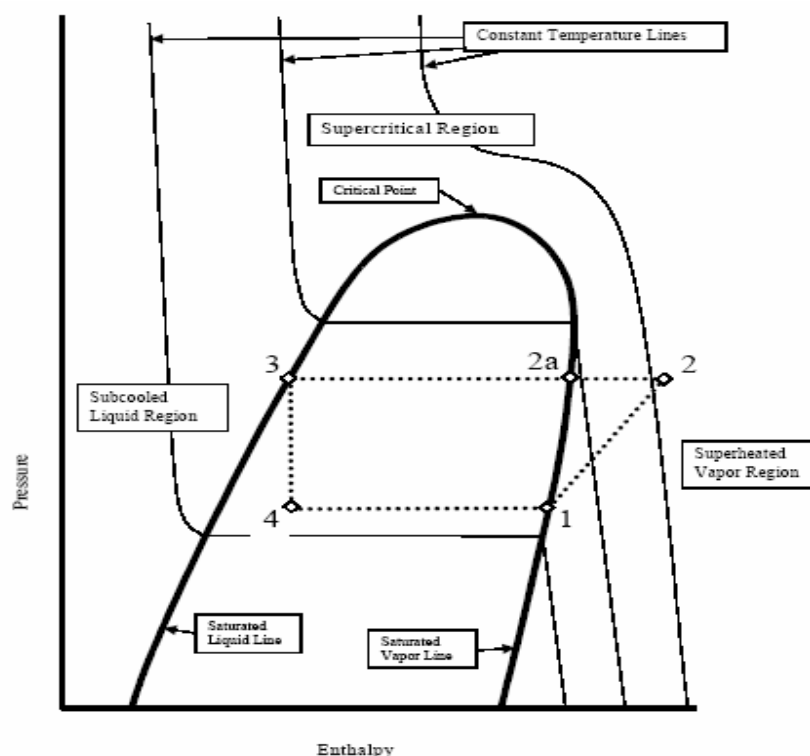


Figura I.2 Diagrama de presión/entalpía – Ciclo de vapor compresión ideal, con líneas de saturación incluidas [2]

## Referencias

- [1] Mardomingo A., “Fundamentos de aire acondicionado”. Ed. Bellisco., Madrid., 1998
- [2] Daly, Steven., “Automotive Air- Conditioning and Climate Control Systems”, Butterworth-Heinemann books.elsevier.com, 2006
- [3] <http://personales.ya.com/universal/TermoWeb/IngenieriaTermica/Teoria/index.html>
- [4] Renedo, Carlos.J., “Introducción al aire acondicionado”. Universidad de Cantabria, Dpto. de Ingeniería Eléctrica y Energética., 2002
- [5] [http://www.engineeringtoolbox.com/thermal-conductivity-d\\_429.html](http://www.engineeringtoolbox.com/thermal-conductivity-d_429.html)
- [6] <http://www.salvadorescoda.com/tecnico/GF/01-GasR134a.pdf>
- [7] Amesim help
- [8] <http://www.ausetute.com.au/heatcapa.html>

## ANEXO II

# PARAMETRIZACION: INFLUENCIA DE ALGUNAS VARIABLES CONSTRUCTIVAS EN LAS PRESTACIONES DE UN SRM 8/6

### II.1 Influencia del número de espiras.

La variación se realiza entre las 6 a 18 espiras/polo y se observa el comportamiento sobre las variables a continuación:

- Curva de enlace de flujo en las posiciones alineada y no alineada ante la variación del número de espiras, Figura II.1.
- Curvas de flujo e inductancia por fase en función de la posición del rotor y la variación del número de espiras, Figura II.2.
- Curva de par y potencia total en función de la velocidad del rotor y la variación del número de espiras, Figura II.3.
- Corriente por fase en función de la posición del rotor y la variación del número de espiras, Figura II.4.
- Eficiencia en función de la velocidad del rotor y la variación del número de espiras, Figura II.5.

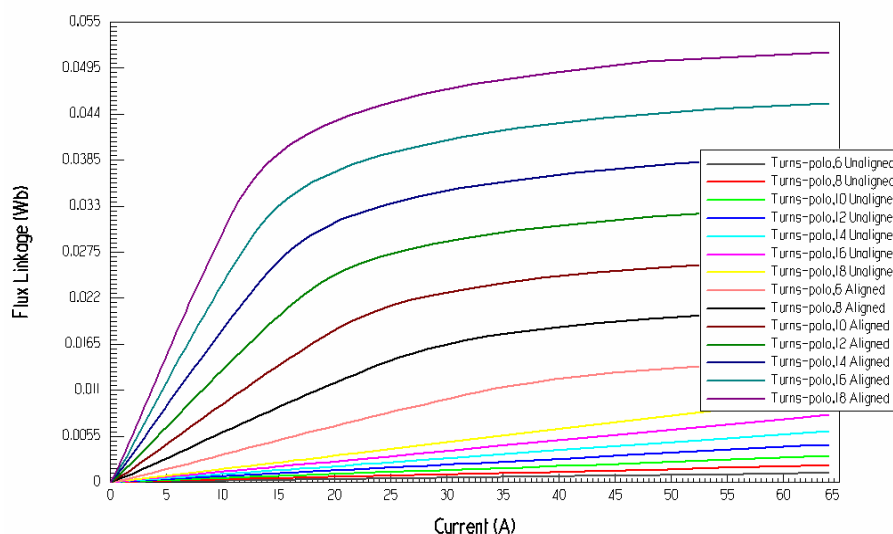


Figura II.1. Curvas del Enlace de flujo vs. Corriente por fase en función del número de espiras para un SRM 8/6-42V

ANEXO II: PARAMETRIZACION: INFLUENCIA DE LAS VARIABLES CONSTRUCTIVAS EN SRM 8/6

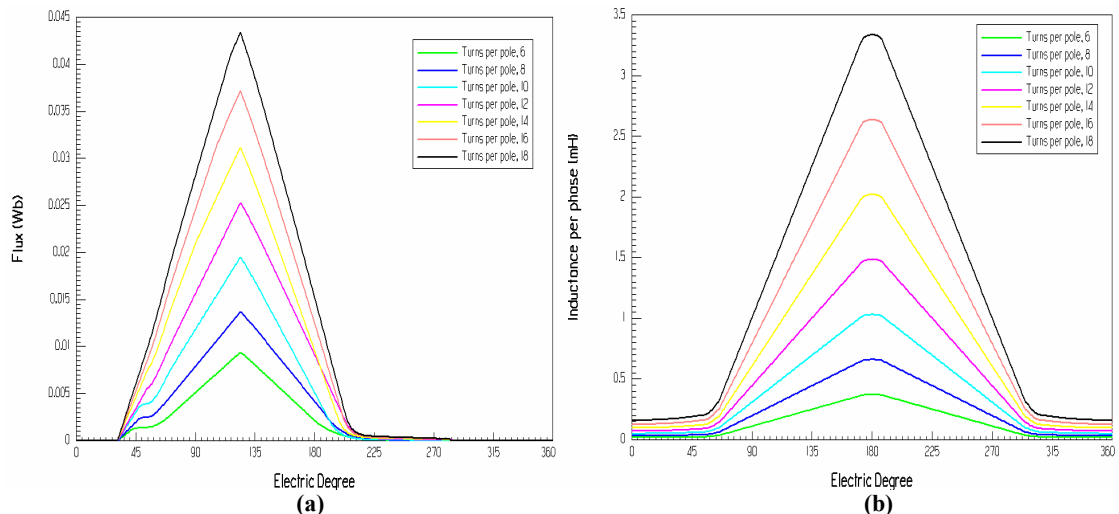


Figura II.2 (a) Curva de flujo por fase. (b) Curva de inductancia por fase. Ambas en función de la posición del rotor (grados eléctricos) y del número de espiras para un SRM 8/6-42V

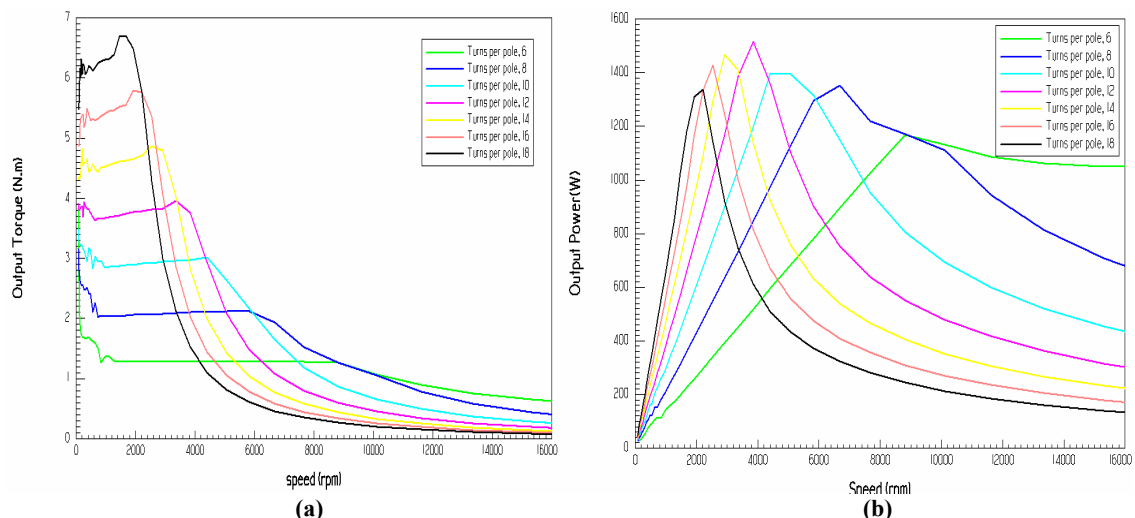


Figura II.3 (a) Curvas del par y (b) Potencia total. Ambas en función de la velocidad del rotor y del número de espiras para un SRM 8/6-42V

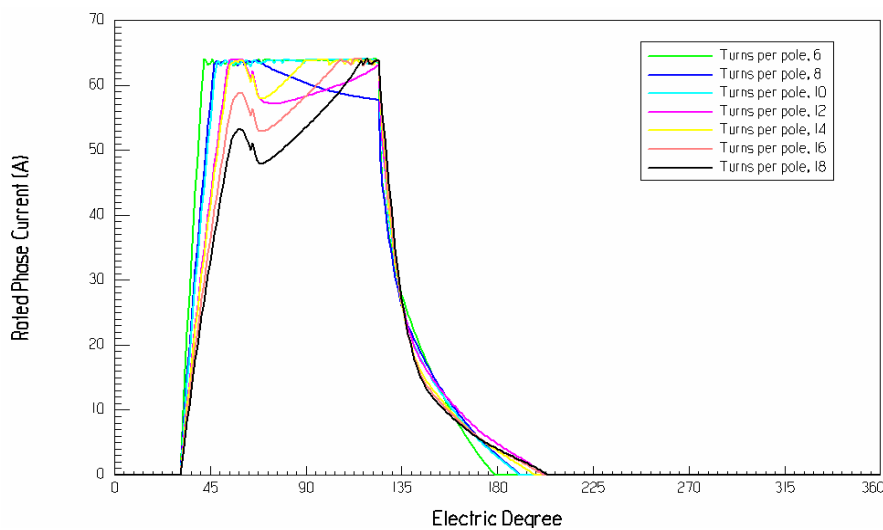


Figura II.4. Curvas de la corriente por fase vs. posición del rotor (eléctricos) en función del número de espiras para un SRM 8/6-42V



ANEXO II: PARAMETRIZACION: INFLUENCIA DE LAS VARIABLES CONSTRUCTIVAS EN SRM 8/6

- Influencia del número de espiras sobre el peso del cobre del estator y las pérdidas en el cobre, Figura II.6
- Influencia del número de espiras sobre el par y la potencia máxima, Figura II.7
- Influencia del número de espiras sobre la eficiencia y la velocidad a corriente constante, Figura II.8.

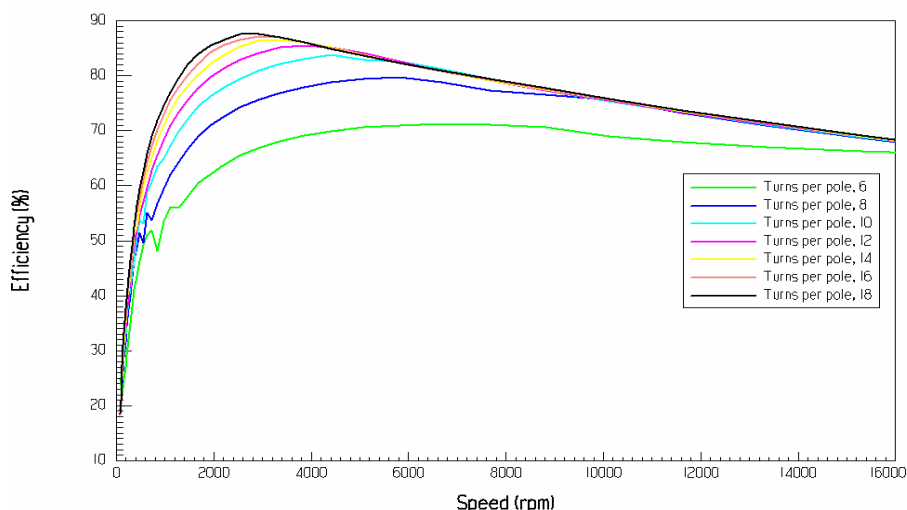


Figura II.5. Curvas de la eficiencia vs. velocidad del rotor en función del número de espiras para un SRM 8/6-42V

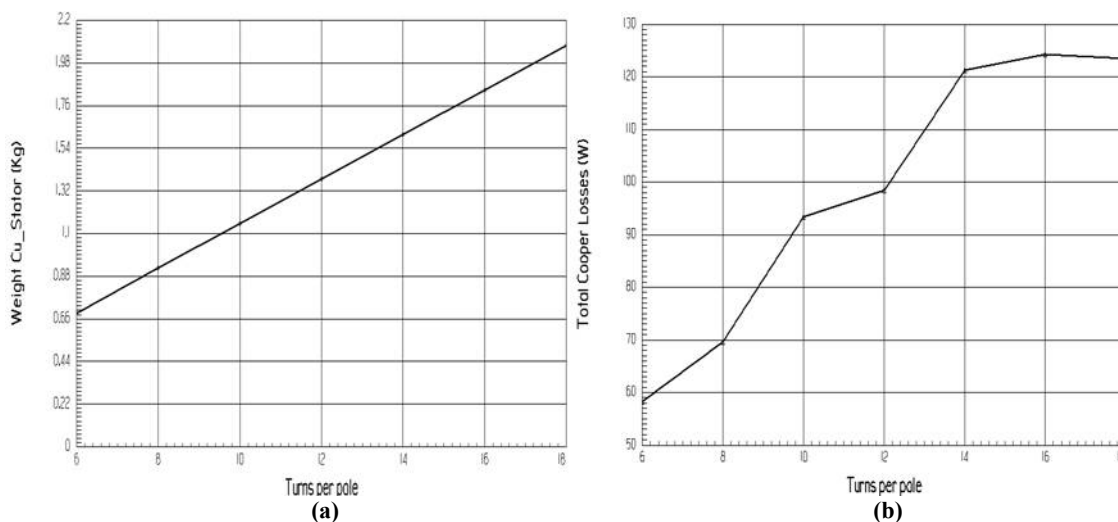


Figura II.6. Influencia del número de espiras sobre el estator. (a) El peso del cobre. (b) Las pérdidas en el cobre.

Observaciones sobre la influencia del número de espiras: Cabe señalar que la corriente de referencia del accionamiento se sitúa alrededor de los 63A y la velocidad base de 3900rpm, esto se debe a que en términos generales la tendencia es que a mayor velocidad de trabajo de la máquina menor es su eficiencia.

El aumento del número de espiras por polo conlleva a:

- Fig. II.1
- Aumento en una constante proporción el flujo enlazado en las posiciones alineadas y no alineadas.
  - El codo de saturación aparece a corrientes cada vez menores.

ANEXO II: PARAMETRIZACION: INFLUENCIA DE LAS VARIABLES CONSTRUCTIVAS EN SRM 8/6

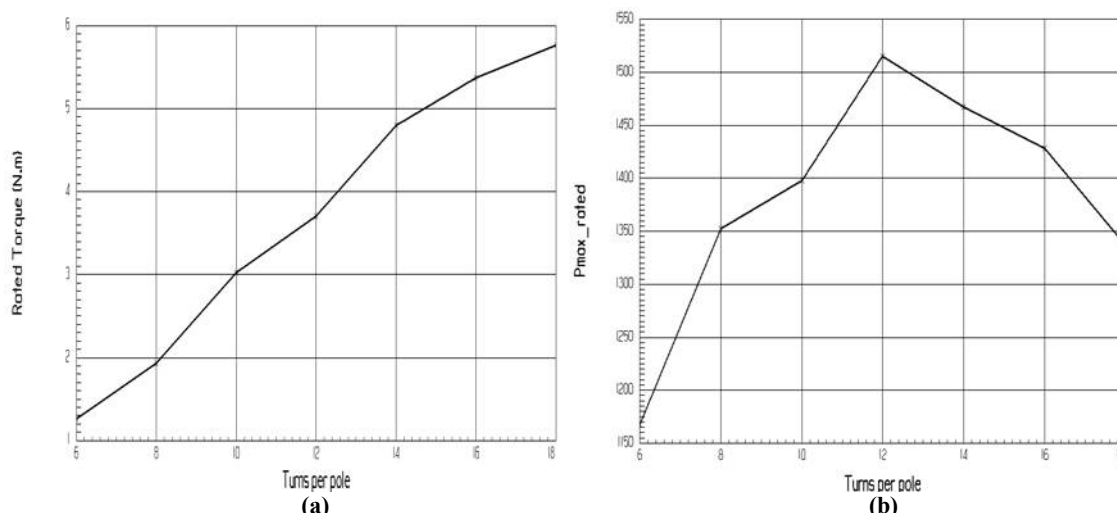


Figura II.7. Influencia del número de espiras sobre (a) el par de salida y (b) la potencia máxima.

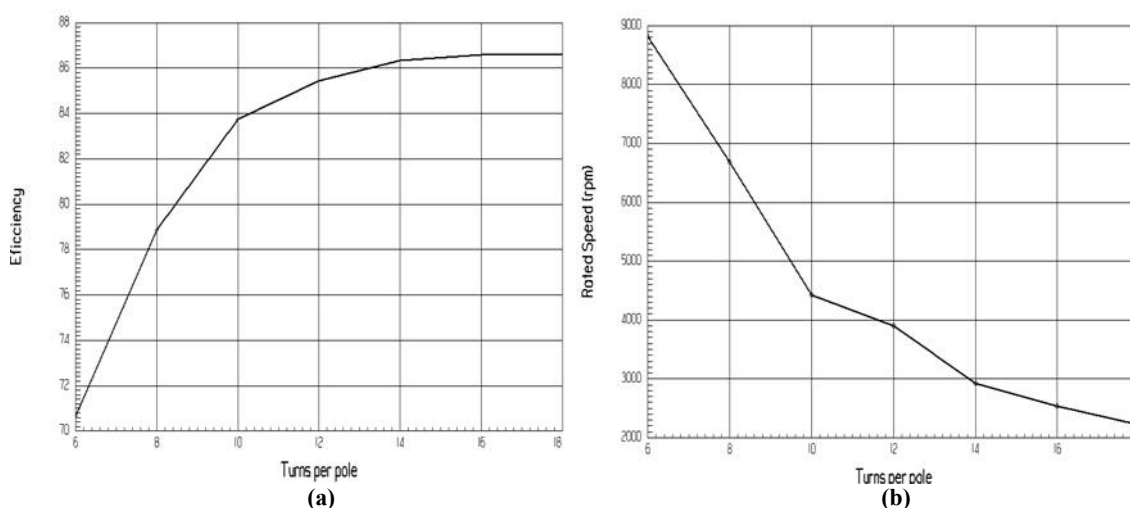


Figura II.8 Influencia del número de espiras sobre (a) la eficiencia del motor y (b) la velocidad rotacional del motor.

- Fig. II.2
- El flujo y la inductancia por fase aumentan considerablemente (casi de manera proporcional)
  - En el caso de la inductancia los máximos valores se sitúan en la posición de polos alineados.
  - La inductancia no alineada aumenta.
- Fig. II.3a
- Aumenta el par máximo alcanzado por la maquina (casi de manera lineal), sin embargo la velocidad del rotor,  $w_b$  disminuye considerablemente.
- Fig. II.7a
- La velocidad crítica,  $w_c$  disminuye.
- Fig. II.3b
- El aumento de la potencia a la salida de la maquina no esta condicionado por el aumento de las vueltas por polo, pero si sobre  $w_b$
- Fig. II.7b
- Disminuye el valor de  $w_b$ , es decir la velocidad del rotor donde la potencia será un máximo.
  - Implica una disminución en el rango de valores de velocidad para el cual la potencia se encuentra en un rango aproximado al máximo (se traduce en eficiencia)
- Fig. II.4
- El tiempo de establecimiento,  $t_s$  es mayor.
  - Tendencia en la disminución de corriente.

ANEXO II: PARAMETRIZACION: INFLUENCIA DE LAS VARIABLES CONSTRUCTIVAS EN SRM 8/6

- El tiempo de caída,  $t_f$  es mayor (tendencia no proporcional).
- La curvatura de la señal, en su tiempo de caída (después del ángulo de apagado del accionamiento,  $\theta_{off}$ ) es mas cóncava.
- Fig. II.8a • Mayor eficiencia ante un aumento en el numero de espiras por polo  $>12$
- Fig. II.5 • Las eficiencias mas altas se concentran en el rango 2000-4000rpm
- Fig. II.6a • Hay una tendencia lineal aumentar el peso del cobre en el estator lo que
- Fig. II.6b • significa que hay un incremento en la resistencia por fase,  $R_s$ .
- Las perdidas en el cobre tienen una tendencia al alza, no son afectadas de manera proporcional
- Fig. II.8b • Menor es la velocidad de operación de la maquina, tendencia no lineal.

## II.2 Influencia del entrehierro.

La variación del entrehierro se realiza entre los 0.1 a 0.5 mm y se verifica el comportamiento sobre las variables a continuación:

- Comportamiento del enlace de flujo en las posiciones alineada y no alineada ante cambios en el entrehierro, Figura II.9
- Comportamiento del flujo e inductancia por fase en función de la posición del rotor ante cambios en el entrehierro, Figura II.10
- Comportamiento del par y potencia total en función de la velocidad del rotor ante cambios en el entrehierro, Figura II.11.
- Comportamiento de la corriente por fase en función de la posición del rotor ante cambios en el entrehierro, Figura II.12.
- Comportamiento de la eficiencia en función de la velocidad del rotor ante cambios en el entrehierro, Figura II.13.
- Influencia del entrehierro sobre el peso del estator y las perdidas en el cobre, Figura II.14
- Influencia del entrehierro sobre el par y la potencia máxima, Figura II.15.
- Influencia del entrehierro sobre la eficiencia y la velocidad a corriente constante, Figura II.16.
- Influencia del entrehierro sobre las perdidas en el hierro, Figura II.17

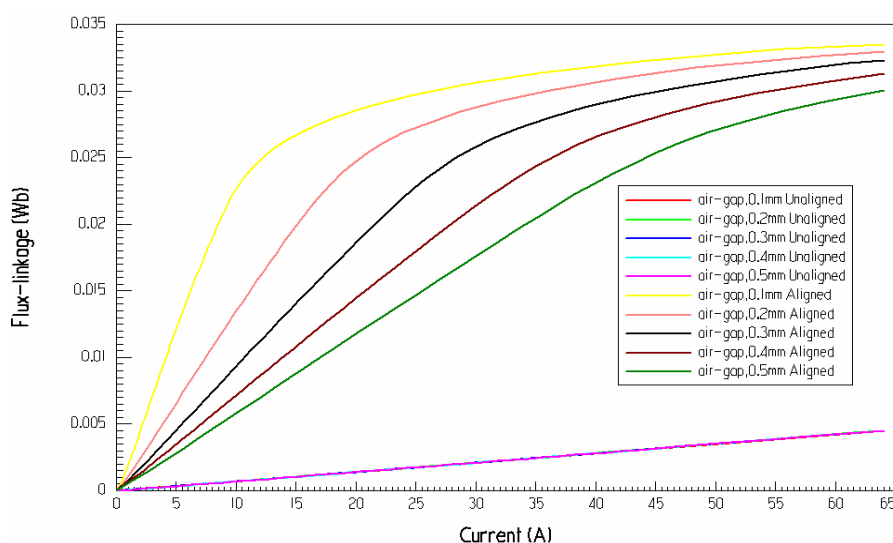
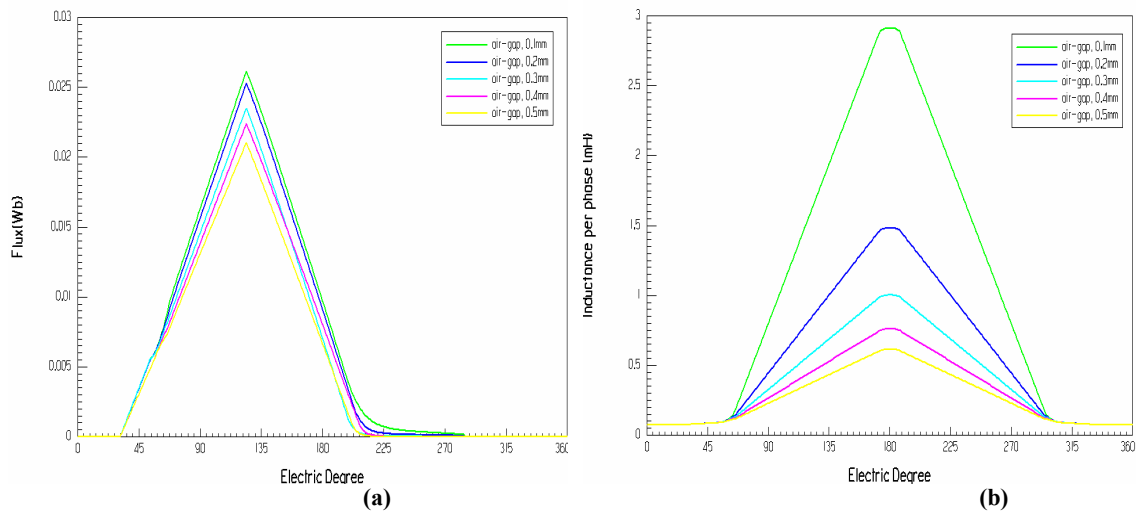
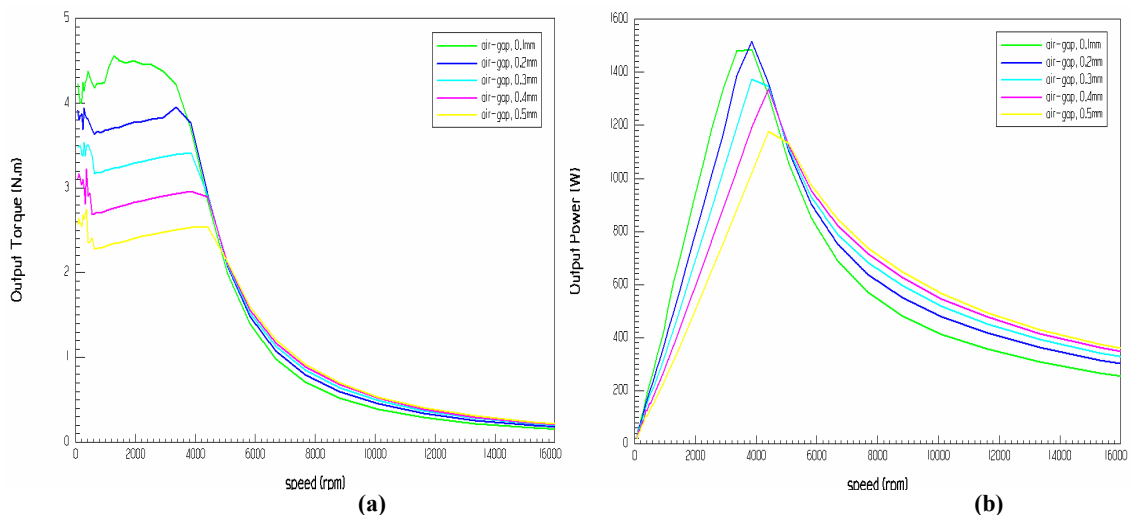


Figura II.9. Curvas del Enlace de flujo vs. Corriente por fase en función del entrehierro para un SRM 8/6-42V

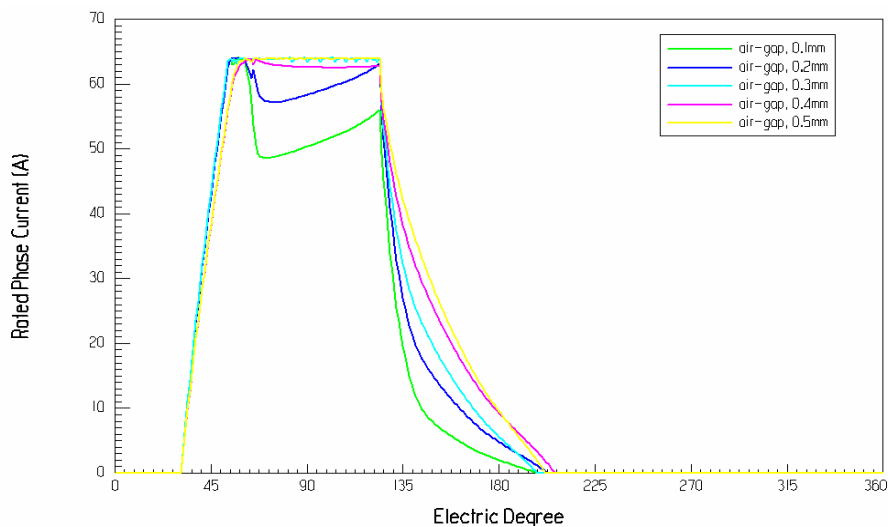
**ANEXO II: PARAMETRIZACION: INFLUENCIA DE LAS VARIABLES CONSTRUCTIVAS EN SRM 8/6**



**Figura II.10** Curvas de (a) flujo por fase y (b) inductancia por fase vs. posición del rotor (eléctricos) en función del entrehierro para un SRM 8/6-42V



**Figura II.11** (a) Curvas del par y (b) Potencia totales. Ambas en función de la velocidad del rotor y del entrehierro para un SRM 8/6-42V



**Figura II.12.** Curvas de la corriente por fase vs. posición del rotor (eléctricos) en función del entrehierro para un SRM 8/6-42V

ANEXO II: PARAMETRIZACION: INFLUENCIA DE LAS VARIABLES CONSTRUCTIVAS EN SRM 8/6

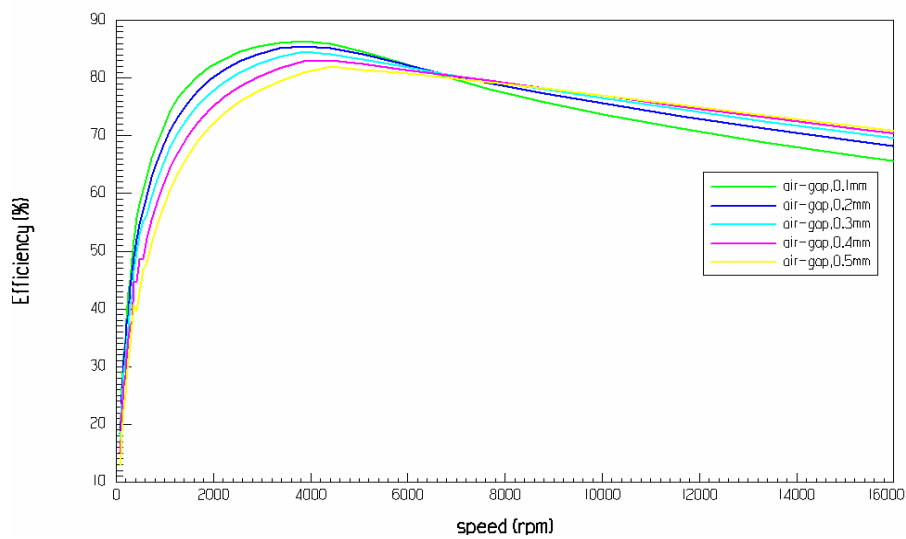


Figura II.13 Curvas de la eficiencia vs. velocidad del rotor en función del entrehierro para un SRM 8/6-42V

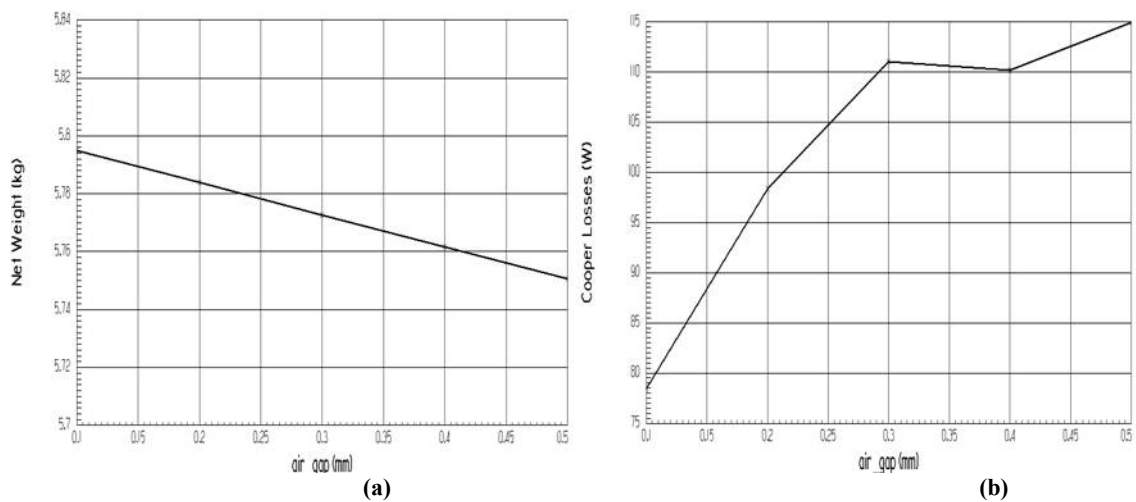


Figura II.14 Influencia del entrehierro sobre (a) el peso total del motor y (b) las pérdidas en el cobre.

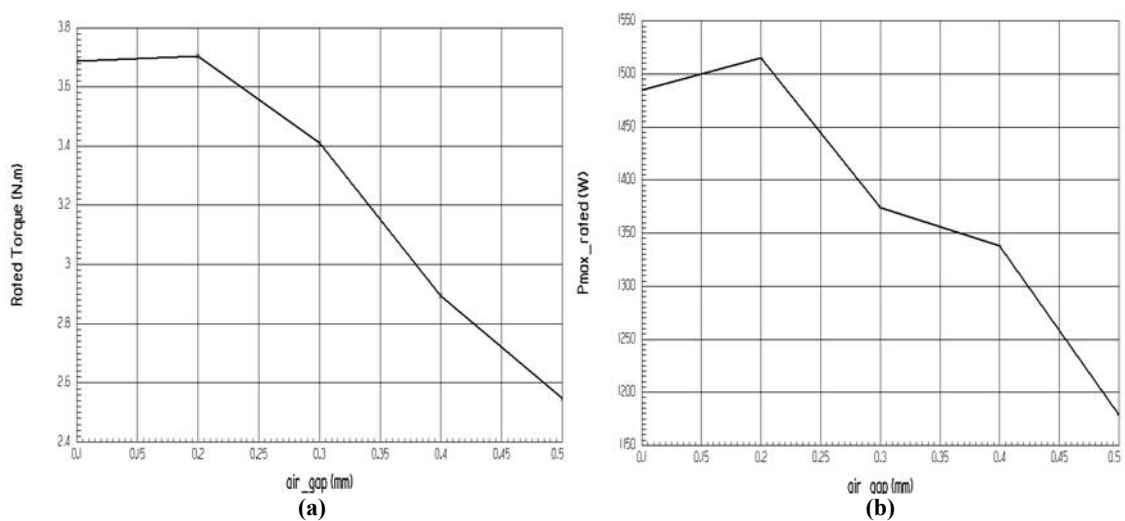
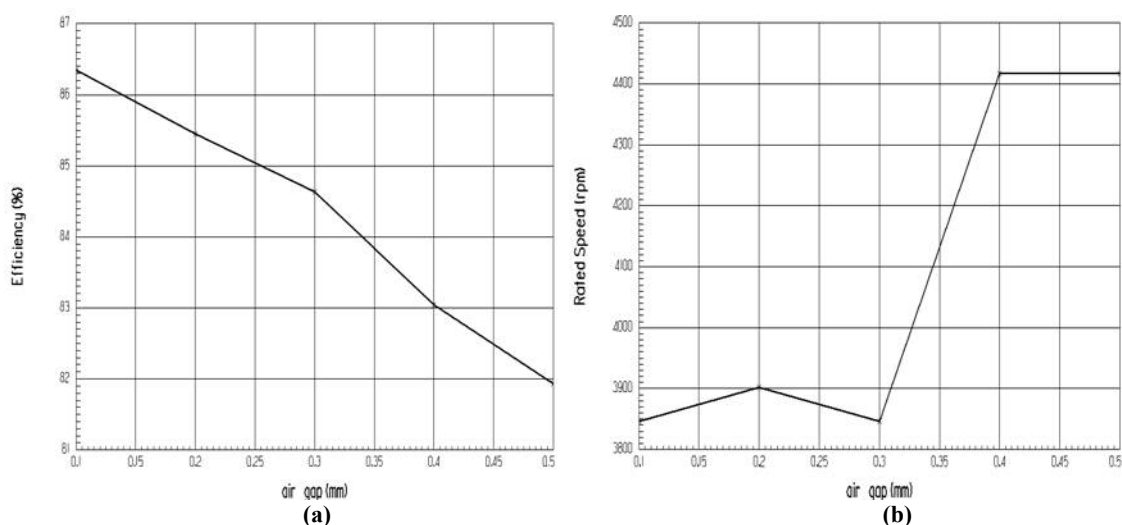
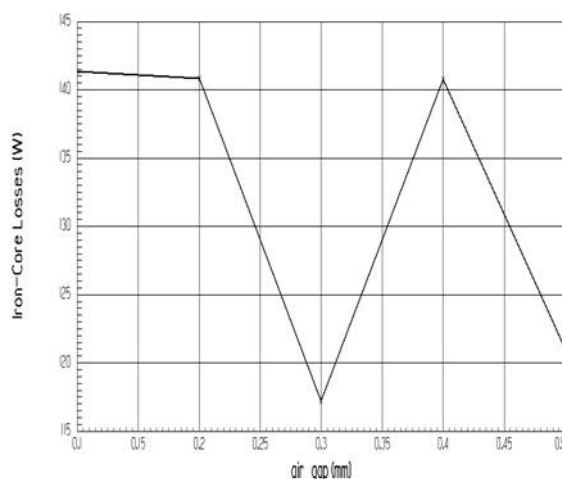


Figura II.15 Influencia del entrehierro sobre (a) el par del motor y (b) la potencia máxima.

**ANEXO II: PARAMETRIZACION: INFLUENCIA DE LAS VARIABLES CONSTRUCTIVAS EN SRM 8/6**



**Figura II.16 Influencia del entrehierro sobre (a) la eficiencia del motor y (b) la velocidad rotacional del motor.**



**Figura II.17 Influencia de entrehierro sobre las pérdidas en el hierro.**

*Observaciones sobre la influencia del entrehierro:* Cabe señalar que la corriente de referencia del accionamiento se sitúa alrededor de los 63A y la velocidad base de 3900rpm.

La disminución del entrehierro conlleva a:

- Fig. II.9
  - No presentarse variación de la inductancia no alineada ante cambios en el entrehierro.
  - A un aumento considerable del flujo enlazado, cuando se trabaja por debajo del límite de saturación.
  - A un aumento leve del flujo enlazado cuando se trabaja por encima del límite de saturación.
  - El codo de saturación se presenta a una menor corriente, cuando la lámina es invariante.
- Fig. II.10a
  - Un mayor flujo por fase, justo cuando se realiza la conmutación (apagado) del accionamiento.
  - El punto donde el flujo es cero varía y por lo general la posición del rotor disminuye (flujo cero).

*ANEXO II: PARAMETRIZACION: INFLUENCIA DE LAS VARIABLES CONSTRUCTIVAS EN SRM 8/6*

- Fig. II.10b • Un aumento considerablemente de la inductancia (en su parte lineal); el aumento es de tipo no lineal.
- Fig. II.11a • Un aumento del par, esta proporción es casi lineal, exceptuando en entrehierros por debajo de los 0.2mm.
- Fig. II.15a • Las velocidades base y crítica se ven muy levemente afectadas por la influencia del entrehierro.
- Fig. II.11b • Una tendencia al aumento de la potencia de salida del motor (generalmente alrededor de los 0.2mm)
- Fig. II.15b • Un aumento proporcional de potencia a bajas-medias velocidades (<4000rpm).
- Fig. II.12 • La forma de onda para el  $t_f$  de la señal de corriente es más cóncava.  
• El tiempo de subida es levemente más pequeño.  
• A un aumento en el nivel de generación de par por amperio, principalmente en entrehierros menores a 0.3mm.
- Fig. II.13 • Un aumento en la eficiencia.
- Fig. II.16 • La caída de eficiencia en rangos elevados de velocidad (7000rpm, aprox.).
- Fig. II.14a • Un aumento del peso neto de la maquina, esta relación es casi lineal.
- Fig. II.14b • Disminuir las perdidas en el cobre desde los 0.3mm.
- Fig. II.17 • En particular a pequeños entrehierros las perdidas en el hierro son muy altas. No se puede establecer una relación entre perdidas en el hierro y el entrehierro.

### ***II.3 Influencia del arco del polo del rotor, $\beta_r$ .***

La variación del arco del polo del rotor se realiza entre los 19.6 °mec. y 22.8 °mec. en pasos de 0.8 °mec. cuando el arco del polo del estator es constante; se observa el comportamiento sobre las variables a continuación:

- Comportamiento del enlace de flujo en las posiciones alineada y no alineada, ante la variación del arco del polo del rotor, Figura II.18.
- Comportamiento del flujo e inductancia por fase en función de la posición del rotor y del arco del polo del rotor, Figura II.19.
- Comportamiento del par y potencia total en función de la velocidad del rotor y del arco del polo del rotor, Figura II.20.
- Comportamiento de la corriente por fase en función de la posición del rotor y del arco del polo del rotor, Figura II.21.
- Comportamiento de la eficiencia en función de la velocidad del rotor y del arco del polo del rotor, Figura II.22.
- Influencia del arco del polo del rotor sobre las perdidas en el estator y el peso, Figura II.23
- Influencia del arco del polo del rotor sobre el par y la potencia máxima, Figura II.24.
- Influencia del arco del polo del rotor sobre la eficiencia y la velocidad a corriente constante, Figura II.25.
- Influencia del entrehierro sobre las perdidas en el hierro, Figura II.26

ANEXO II: PARAMETRIZACION: INFLUENCIA DE LAS VARIABLES CONSTRUCTIVAS EN SRM 8/6

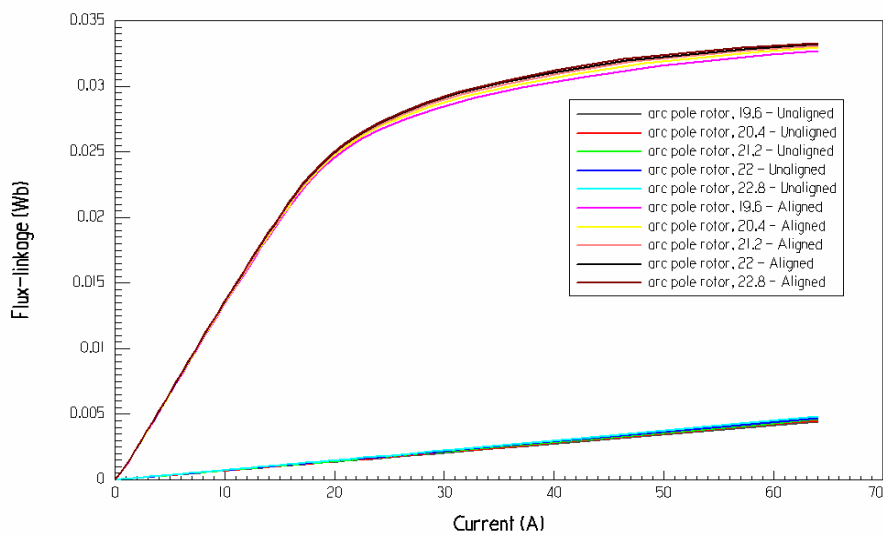


Figura II.18 Curvas del Enlace de flujo vs. Corriente por fase en función de el arco del polo del rotor para un SRM 8/6-42V

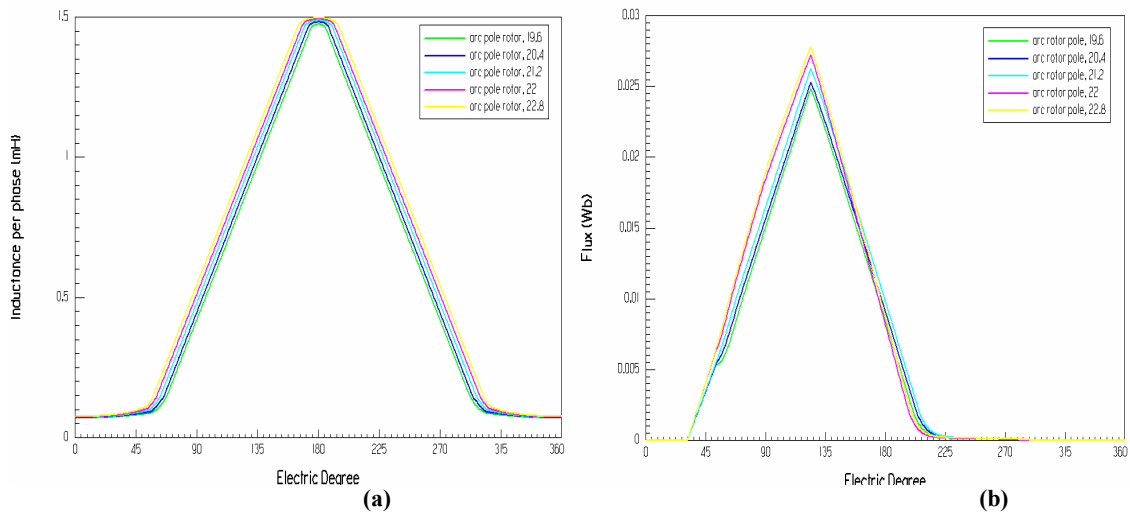


Figura II.19 (a) Curva de flujo por fase. (b) Curva de inductancia por fase. Ambas en función de la posición del rotor (grados eléctricos) y del arco del polo del rotor para un SRM 8/6-42V

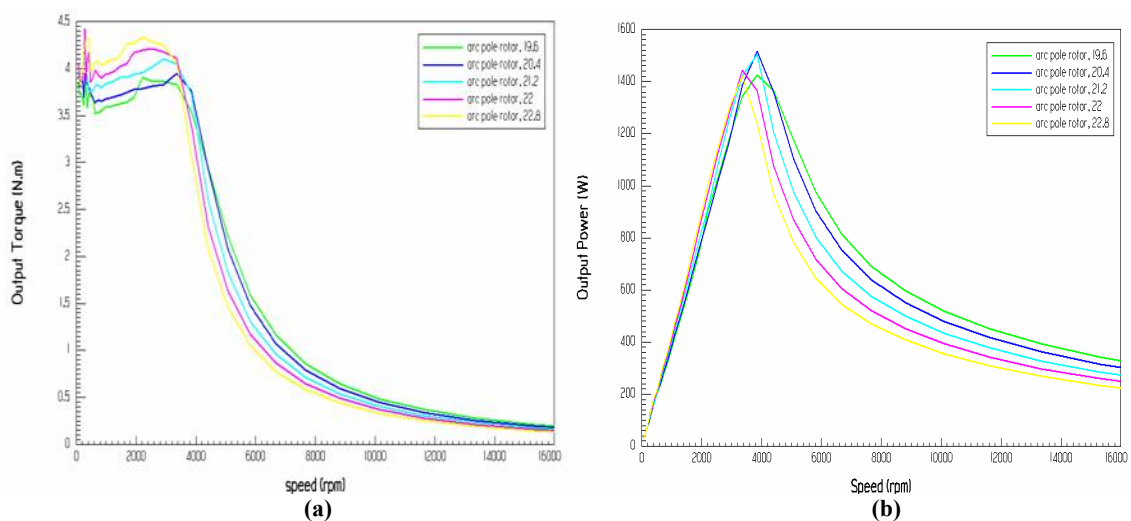


Figura II.20 (a) Curvas del par y (b) Potencia totales. Ambas en función de la velocidad del rotor y del arco del polo del rotor para un SRM 8/6-42V



ANEXO II: PARAMETRIZACION: INFLUENCIA DE LAS VARIABLES CONSTRUCTIVAS EN SRM 8/6

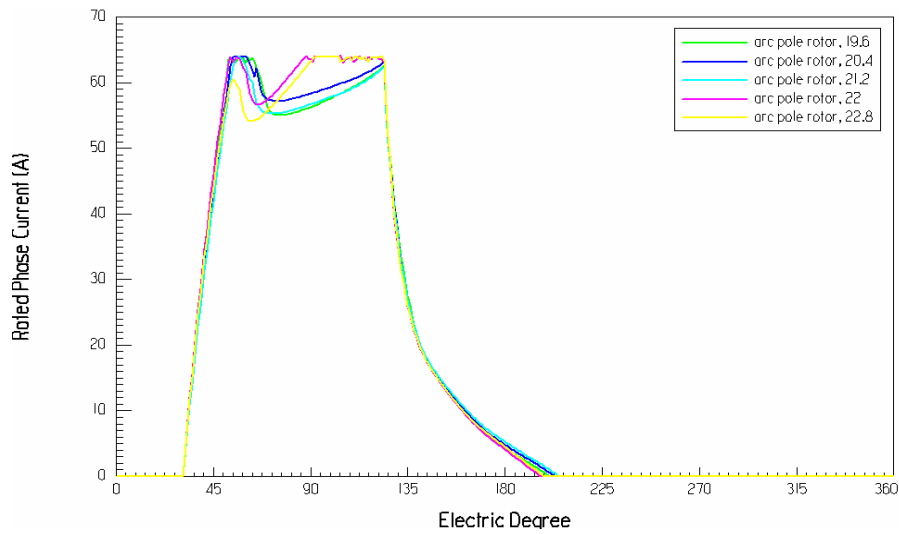


Figura II.21 Curvas de la corriente por fase vs. posición del rotor (eléctricos) en función del arco del polo del rotor para un SRM 8/6-42V

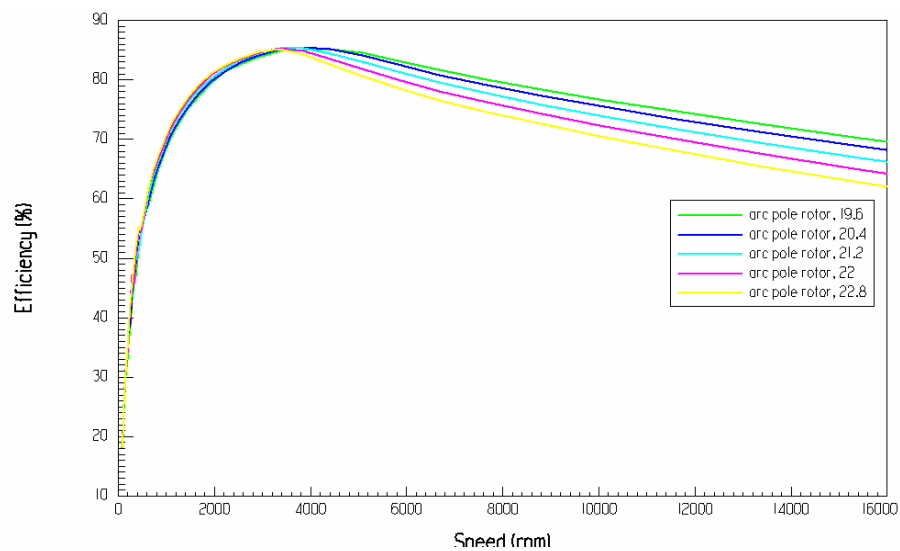


Figura II.22 Curvas de la eficiencia vs. velocidad del rotor en función del arco del polo del rotor para un SRM 8/6-42V

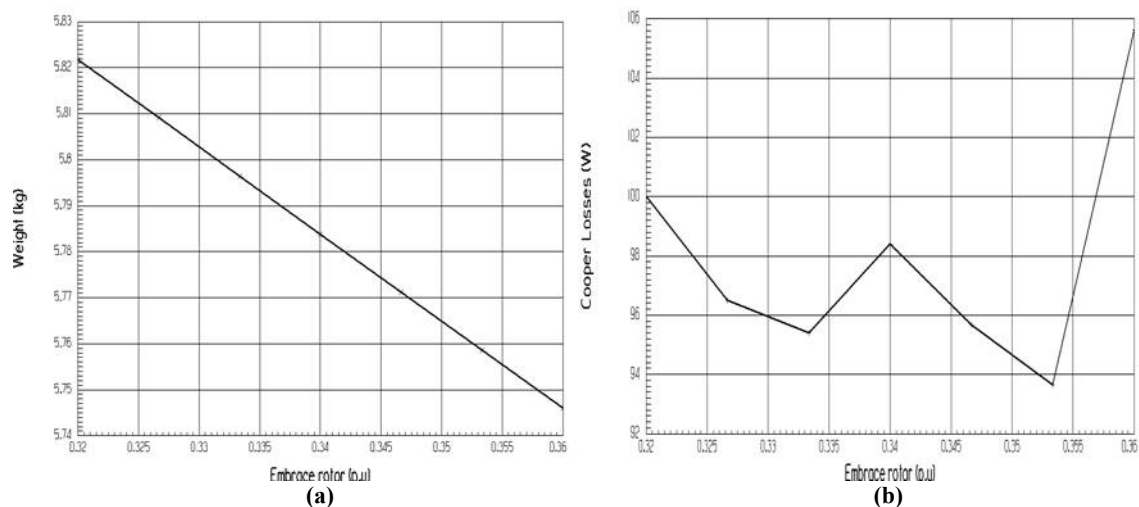
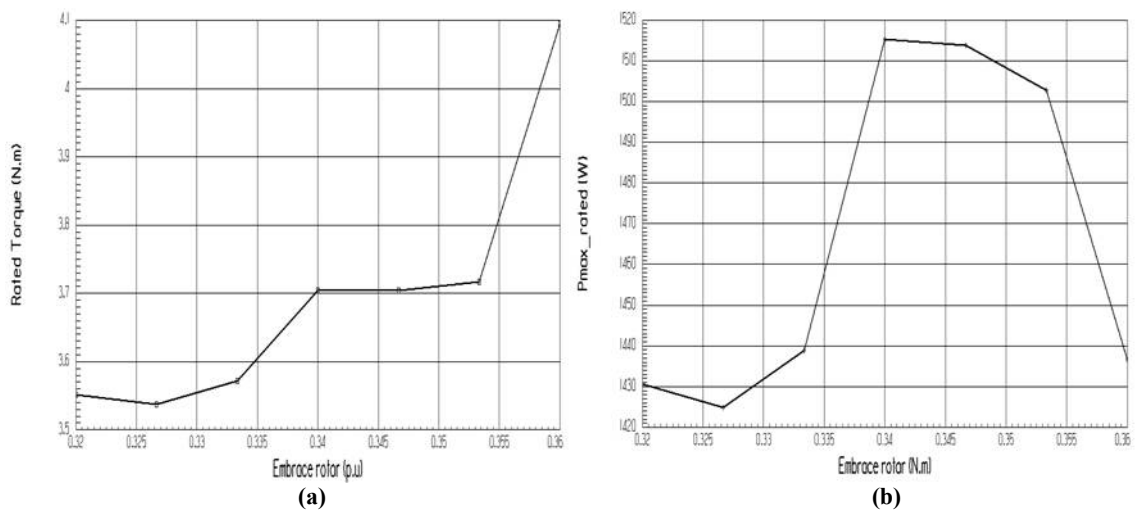
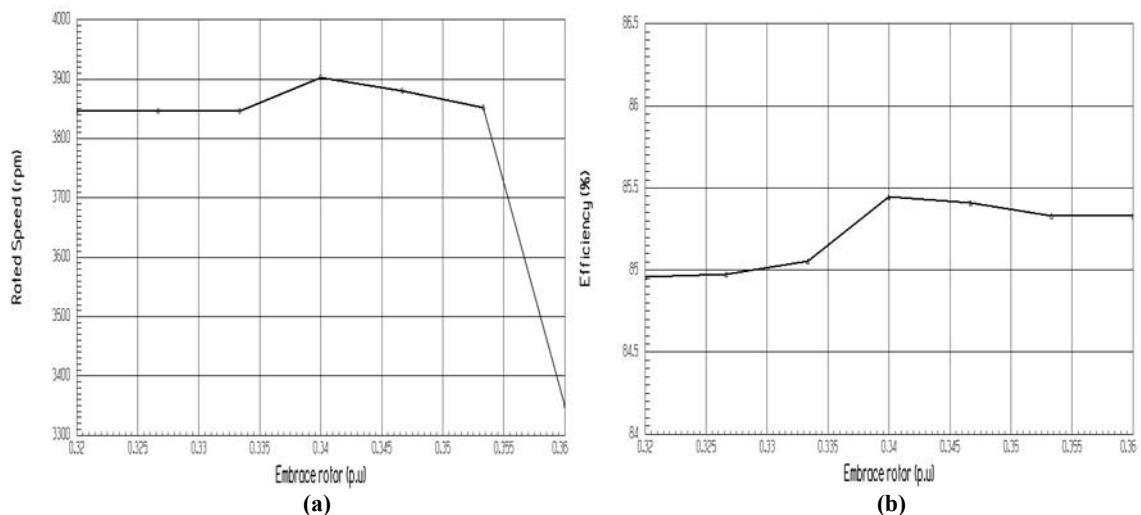


Figura II.23 Influencia del arco del polo del rotor sobre (a) el peso total del motor y (b) las pérdidas en el cobre.

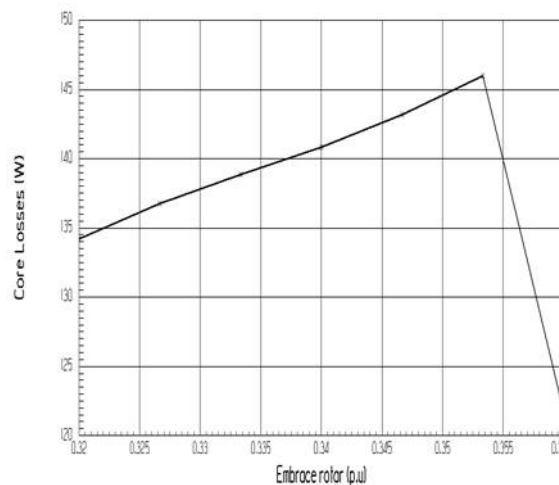
*ANEXO II: PARAMETRIZACION: INFLUENCIA DE LAS VARIABLES CONSTRUCTIVAS EN SRM 8/6*



**Figura II.24** Influencia del arco del polo del rotor sobre (a) el par del motor y (b) la potencia máxima.



**Figura II.25** Influencia del arco del polo del rotor sobre (a) la eficiencia del motor y (b) la velocidad rotacional del motor.



**Figura II.26** Influencia del arco del polo del rotor sobre las pérdidas en el hierro.

ANEXO II: PARAMETRIZACIÓN: INFLUENCIA DE LAS VARIABLES CONSTRUCTIVAS EN SRM 8/6

Observaciones sobre la influencia del arco del polo del rotor: Cabe señalar que la corriente de referencia del accionamiento se sitúa alrededor de los 63A y la velocidad base de 3900rpm. Donde  $\beta_r \geq \beta_s$

El aumento del arco del polo del rotor conlleva a:

- Fig. II.18 • El cambio del flujo enlazado vs. corriente de no saturación aparentemente no tiene una dependencia con  $\beta_r$ , cuando los polos están alineados.
- La inductancia no alineada no varía ante cambios en  $\beta_r$ .
- Fig. II.19b • Un aumento del flujo por fase (cuando hay circulación de corriente  $\theta_{on}-\theta_{off}$ ).
- Fig. II.19a • No hay variación en el valor de la inductancia alineada máxima ante cambios de  $\beta_r$ .
- Fig. II.20a • Un aumento de par, sin embargo dicha variación no es tan vehemente como con otras variables.
- Fig. II.24 • Hay una disminución de  $w_b$ .
- Aumenta el par (con una característica escalada aprox.), cuando se trabaja a una misma velocidad base.
- Fig. II.20b • Una tendencia a disminuir la potencia de salida del motor.
- Fig. II.24b • Para el caso en particular se establece un rango óptimo de valores para los cuales la potencia a la salida es máxima (embrace 0.34-0.35)
- Disminuye el valor de la potencia generada por la maquina cuando se trabaja a altas velocidades.
- Fig. II.21 • Los tiempos  $t_s$  y  $t_f$  en la forma de onda de la corriente de fase no varían con la variación de  $\beta_r$ .
- Fig. II.22 • Hay menor eficiencia a rangos mayores de velocidad.
- Fig. II.23a • Menor es el peso neto del motor, el peso es linealmente dependiente de  $\beta_r$ .
- Fig. II.23b • Las pérdidas en el cobre tienen una ligera tendencia a disminuir, pero esta tendencia no es continua en ciertos valores.
- Fig. II.25b • Un aumento ínfimo de la eficiencia.
- Fig. II.25a • La velocidad del rotor cae drásticamente cuando  $\beta_r$  es próximo  $\beta_s$  alrededor de  $21.18^\circ\text{mec}$ .
- Fig. II.26 • En general a un aumento de las pérdidas en el hierro (relacionado con la curva anterior). Las pérdidas en el hierro son continuas y constantes.

#### **II.4 Influencia del arco del polo del estator, $\beta_s$ .**

La variación del arco del polo del estator se realiza entre los  $17.2^\circ\text{mec}$ . y  $20.4^\circ\text{mec}$ . en pasos de  $0.8^\circ\text{mec}$ ., teniendo en cuenta que  $\beta_r \geq \beta_s$ . A continuación se observa su comportamiento sobre las siguientes variables:

- Comportamiento del enlace de flujo en las posiciones alineada y no alineada, ante la variación del arco del polo del estator, Figura II.27.
- Comportamiento del flujo e inductancia por fase en función de la posición del rotor y  $\beta_s$ , Figura II.28.
- Comportamiento del par y potencia total en función de la velocidad del rotor y  $\beta_s$ , Figura II.29.
- Comportamiento de la corriente por fase en función de la posición del rotor y  $\beta_s$ , Figura II.30
- Comportamiento de la eficiencia en función de la velocidad del rotor y la variación de  $\beta_s$ , Figura II.31

ANEXO II: PARAMETRIZACION: INFLUENCIA DE LAS VARIABLES CONSTRUCTIVAS EN SRM 8/6

- Influencia del arco del polo del estator sobre el peso neto y las pérdidas en el cobre del estator, Figura II.32
- Influencia del arco del polo del estator sobre el par y la potencia máxima, Figura II.33
- Influencia del arco del polo del estator sobre la eficiencia y la velocidad a corriente constante, Figura II.34
- Influencia del arco del polo del estator sobre las pérdidas en el hierro y peso del cobre del estator, Figura II.35

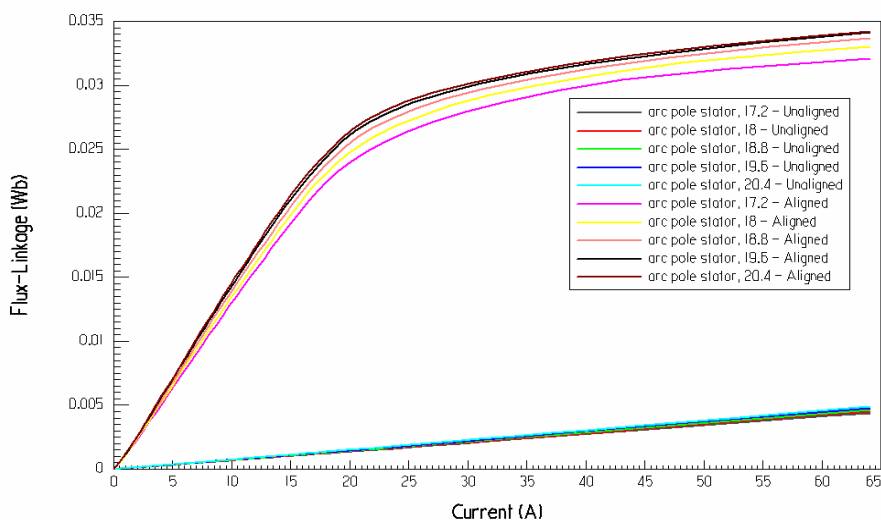


Figura II.27 Curvas del Enlace de flujo vs. Corriente por fase en función de el arco del polo del estator para un SRM 8/6-42V

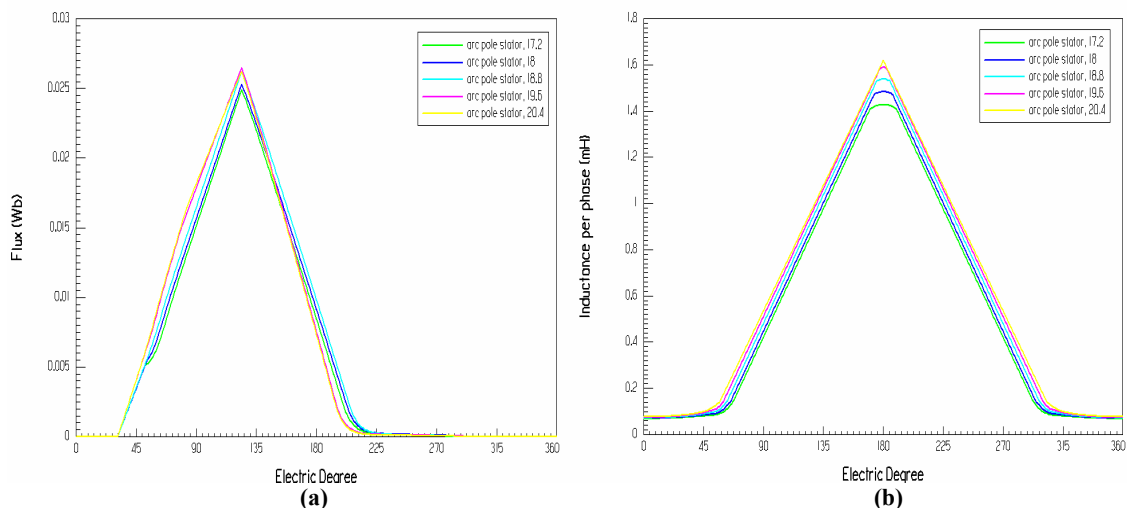


Figura II.28 (a) Curva de flujo por fase. (b) Curva de inductancia por fase. Ambas en función de la posición del rotor (grados eléctricos) y del arco del polo del estator para un SRM 8/6-42V

ANEXO II: PARAMETRIZACION: INFLUENCIA DE LAS VARIABLES CONSTRUCTIVAS EN SRM 8/6

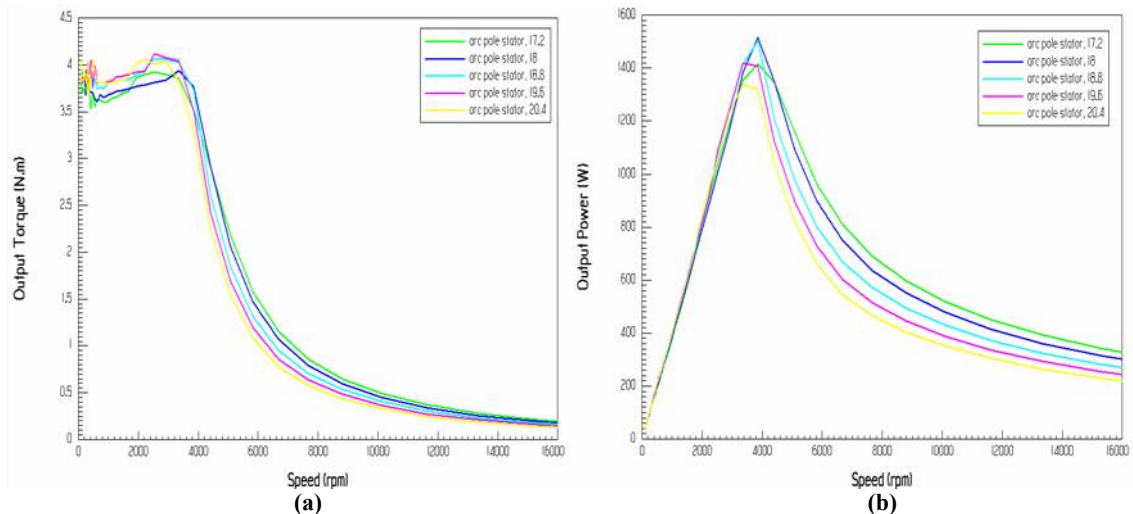


Figura II.29 (a) Curvas del par y (b) Potencia totales. Ambas en función de la velocidad del rotor y del arco del polo del estator para un SRM 8/6-42V

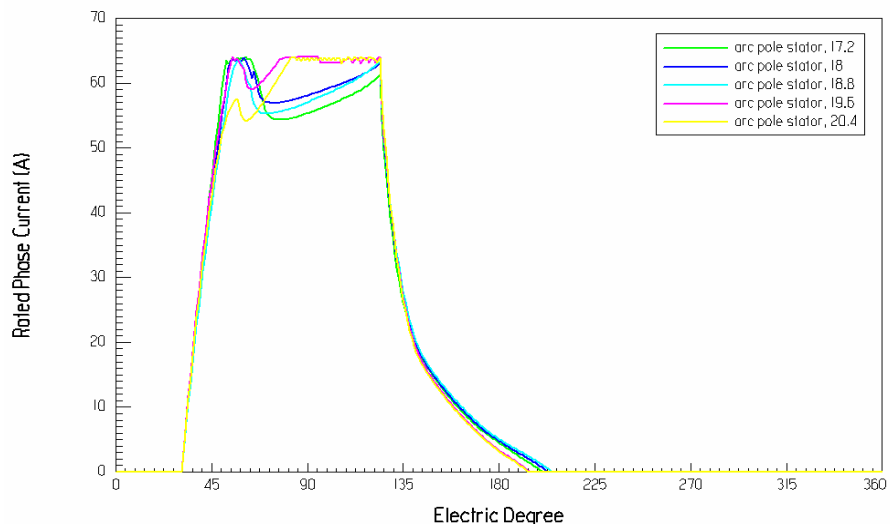


Figura II.30 Curvas de la corriente por fase vs. posición del rotor (eléctricos) en función del arco del polo del estator para un SRM 8/6-42V

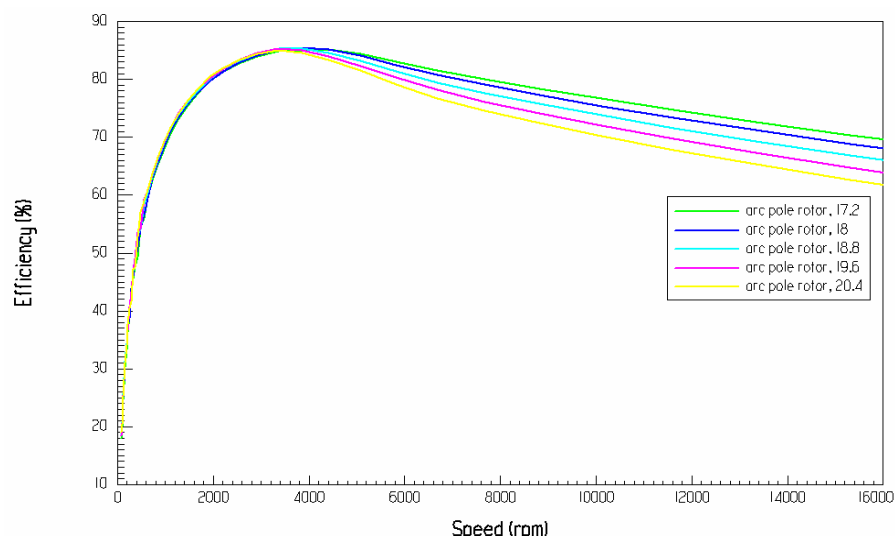
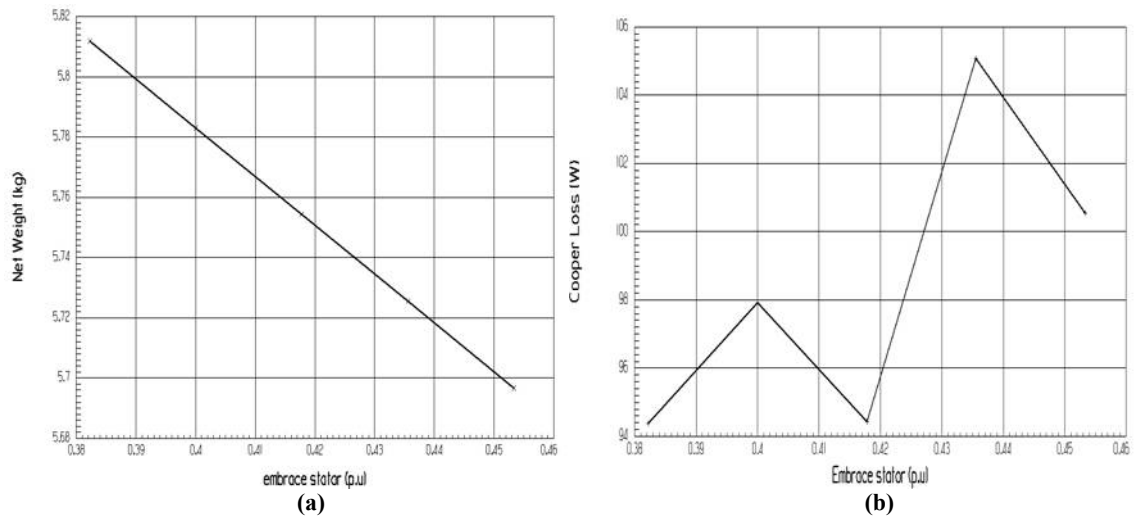
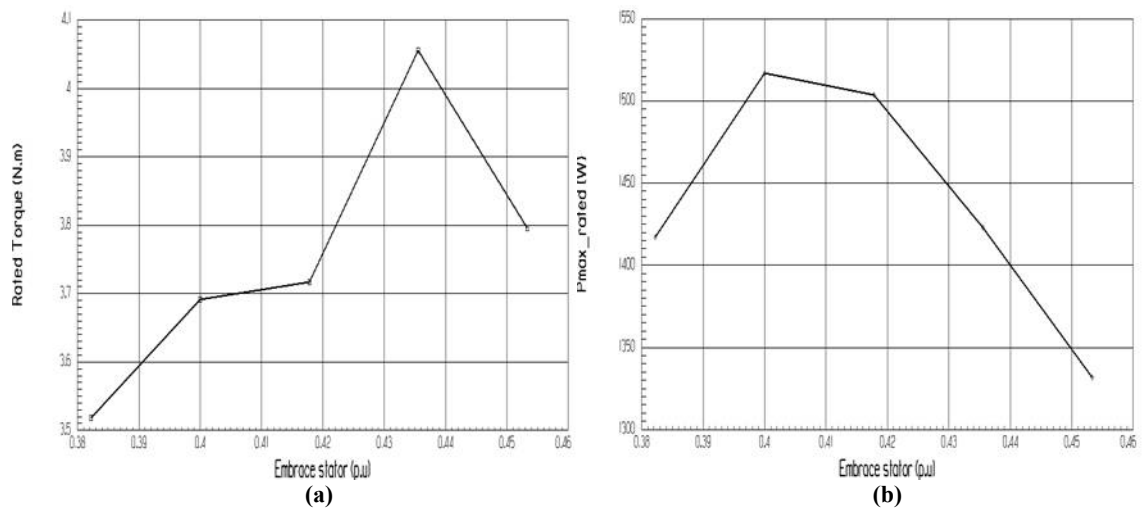


Figura II.31 Curvas de la eficiencia vs. velocidad del rotor en función del arco del polo del estator para un SRM 8/6-42V

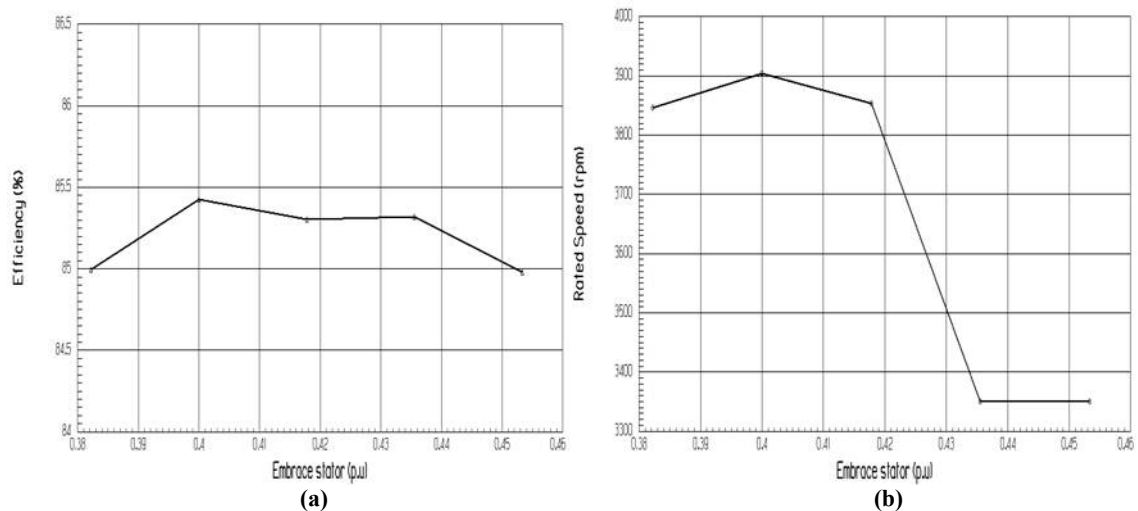
*ANEXO II: PARAMETRIZACION: INFLUENCIA DE LAS VARIABLES CONSTRUCTIVAS EN SRM 8/6*



**Figura II.32** Influencia del arco del polo del estator sobre (a) el peso total del motor y (b) las pérdidas en el cobre.



**Figura II.33** Influencia del arco del polo del estator sobre (a) el par del motor y (b) la potencia máxima.



**Figura II.34** Influencia del arco del polo del estator sobre (a) la eficiencia del motor y (b) la velocidad rotacional del motor.

ANEXO II: PARAMETRIZACION: INFLUENCIA DE LAS VARIABLES CONSTRUCTIVAS EN SRM 8/6

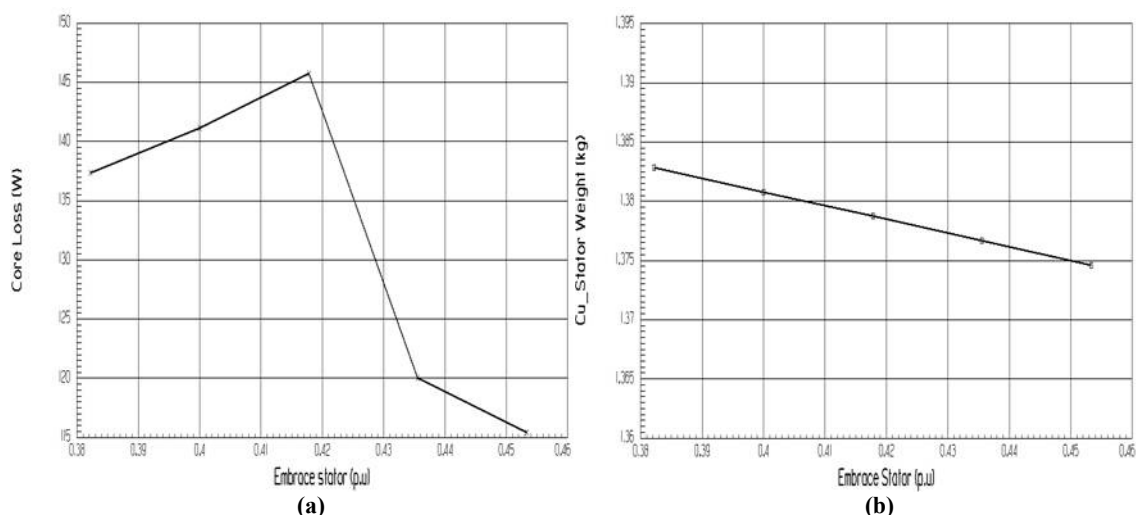


Figura II.35 Influencia del arco del polo del estator sobre (a) las pérdidas en el hierro y (b) el peso del cobre del estator.

Observaciones sobre la influencia del arco del polo del estator: Cabe señalar que la corriente de referencia del accionamiento se sitúa alrededor de los 63A y la velocidad base del motor de 3900rpm. Donde  $\beta_r \geq \beta_s$

El aumento del arco del polo del estator  $\beta_s$  conlleva a:

- Fig. II.27
  - Mayor es la coenergía generada por la maquina.
  - El flujo enlazado es mayor, para todos los valores de corriente.
- Fig. II.28a
  - La forma de las curvas de flujo varían significativamente a cambios de  $\beta_s$ .
  - Mayor será el flujo por fase en las posiciones de rotor donde la corriente esta operando ( $\theta_{on}-\theta_{off}$ ).
- Fig. II.28b
  - El tiempo  $t_f$  de conmutación del accionamiento es menor.
  - La inductancia no alineada no varía ante cambios en  $\beta_s$ .
  - Un aumento en la inductancia alineada (saturada o no saturada). Dichos cambios de inductancia (en su parte lineal) varían en función de  $\beta_s$
- Fig. II.29a
  - Menor par generado a velocidades altas de operación.
- Fig. II.33a
  - No hay cambios significativos en el par, cuando se trabaja a velocidades por debajo de  $w_b$ , aunque existe la tendencia a aumentar el par. Sin embargo, esto no se cumple cuando  $\beta_s \sim \beta_r$
- Fig. II.29b
  - Menor potencia a la salida a velocidades altas de operación.
- Fig. II.33b
  - Podría establecerse un rango óptimo para  $\beta_s$  con el fin de encontrar un valor máximo de potencia, cuando la velocidad es constante.
- Fig. II.30
  - $\beta_s$  afecta la forma de onda de corriente ( $\theta_{on}-\theta_{off}$ ).
- Fig. II.31
  - Menor eficiencia a velocidades altas.
- Fig. II.34a
  - Alrededor de  $w_b$  la variación de  $\beta_s$  no establece mayores repercusiones en la eficiencia solo si  $\beta_r \sim \beta_s$
- Fig. II.32a
  - Menor peso de la maquina, el peso es dependiente de  $\beta_s$ .
- Fig. II.32b
  - Las pérdidas en el cobre son menores en puntos locales, no siguen una característica determinada en función de  $\beta_s$
- Fig. II.34b
  - Cuando  $\beta_r > \beta_s$  (no muy próximos) la velocidad nominal es mas alta.
  - Cuando  $\beta_s$  es muy próximo a  $\beta_r$  la velocidad de trabajo de la maquina disminuye considerablemente.
- Fig. II.35a
  - La pérdidas en el hierro tienen una tendencia a disminuir cuando  $\beta_s \sim \beta_r$
- Fig. II.35b
  - Si  $\beta_s$  aumenta tan cercano a  $\beta_r$ , menores pérdidas en cobre habrá. El peso del cobre del estator es dependiente de  $\beta_s$ .

## II.5 Influencia de los yugos: Yugo del estator, $y_s$ .

La variación de la longitud del yugo del estator se realiza entre los 7 y 15 mm en pasos de 2mm.

- Comportamiento del enlace de flujo en las posiciones alineada y no alineada, ante la variación del yugo del estator, Figura II.36
- Comportamiento del flujo e inductancia por fase en función de la posición del rotor y  $y_s$ , Figura II.37
- Comportamiento del par y potencia total en función de la velocidad del rotor y  $y_s$ , Figura II.38
- Comportamiento de la corriente por fase en función de la posición del rotor y  $y_s$ , Figura II.39
- Comportamiento de la eficiencia en función de la velocidad del rotor y  $y_s$ , Figura II.40
- Influencia del yugo del estator sobre el peso neto y las pérdidas en el cobre, Figura II.41
- Influencia del yugo del estator sobre el par y la potencia máxima, Figura II.42
- Influencia del yugo del estator sobre la eficiencia y la velocidad a corriente constante, Figura II.43
- Influencia del yugo del estator sobre las pérdidas en el hierro y el peso del cobre del estator, Figura II.44

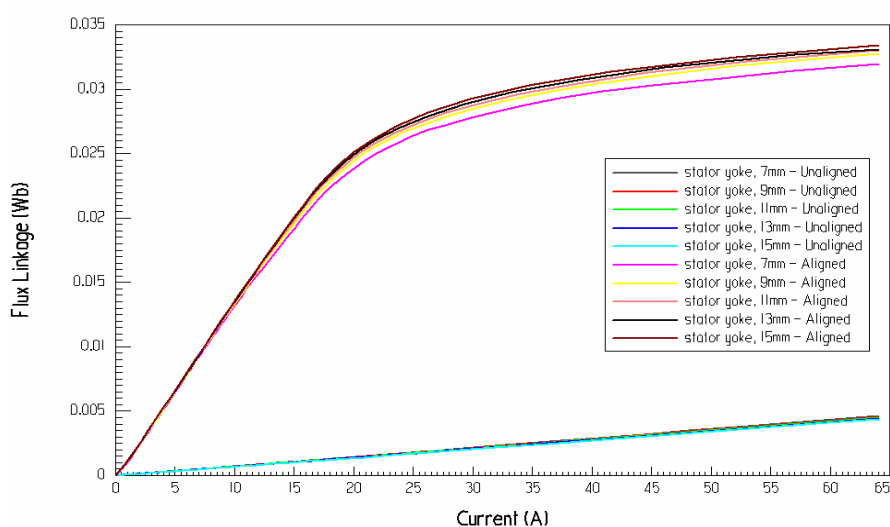


Figura II.36 Curvas del Enlace de flujo vs. Corriente por fase en función del yugo del estator para un SRM 8/6-42V



ANEXO II: PARAMETRIZACION: INFLUENCIA DE LAS VARIABLES CONSTRUCTIVAS EN SRM 8/6

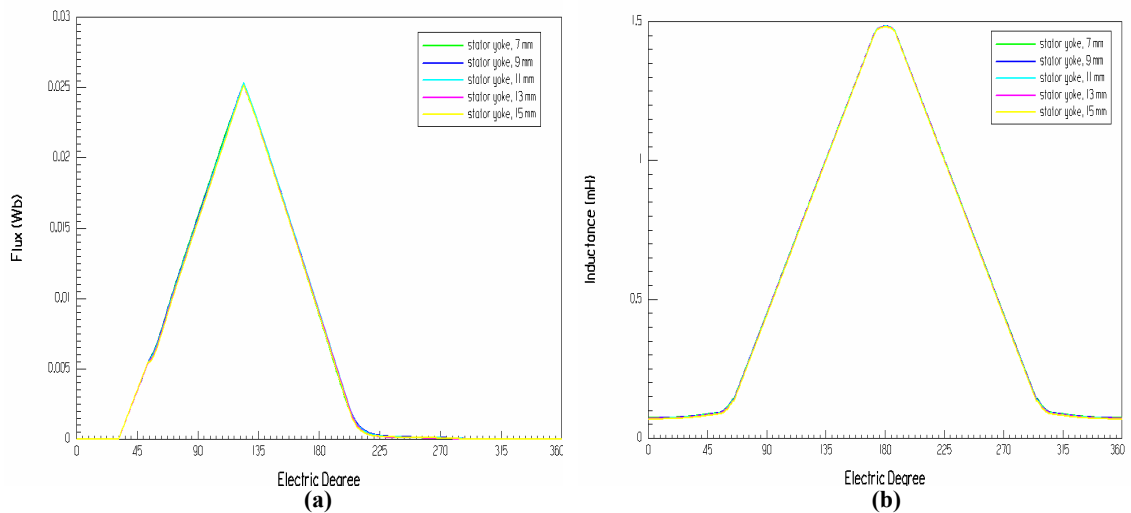


Figura II.37 (a) Curva de flujo por fase. (b) Curva de inductancia por fase. Ambas en función de la posición del rotor (grados eléctricos) y del yugo del estator para un SRM 8/6-42V

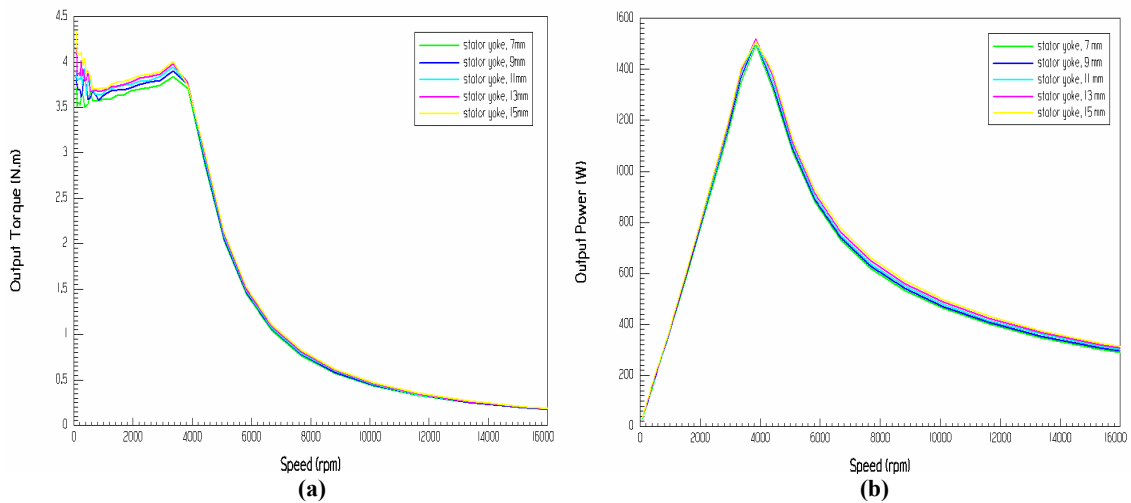


Figura II.38 (a) Curvas del par y (b) Potencia totales. Ambas en función de la velocidad del rotor y del yugo del estator para un SRM 8/6-42V

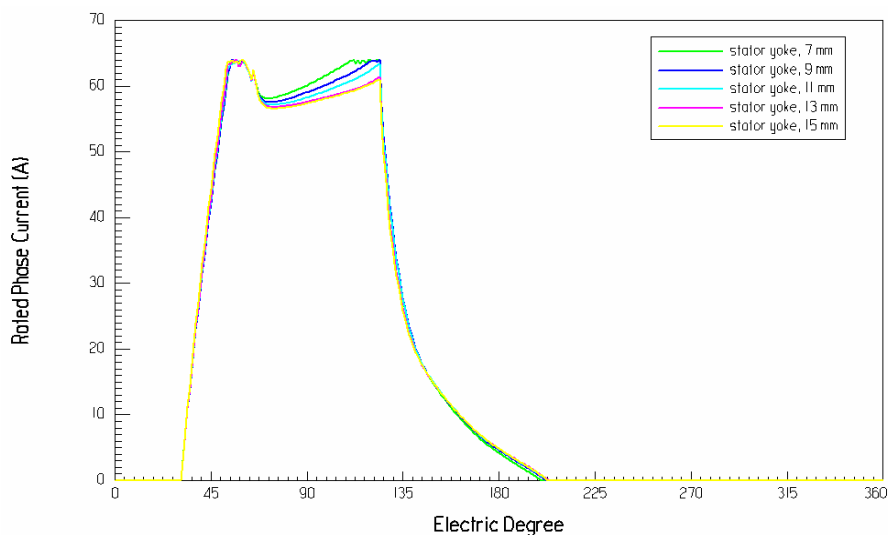


Figura II.39 Curvas de la corriente por fase vs. posición del rotor (eléctricos) en función del yugo del estator para un SRM 8/6-42V

ANEXO II: PARAMETRIZACION: INFLUENCIA DE LAS VARIABLES CONSTRUCTIVAS EN SRM 8/6

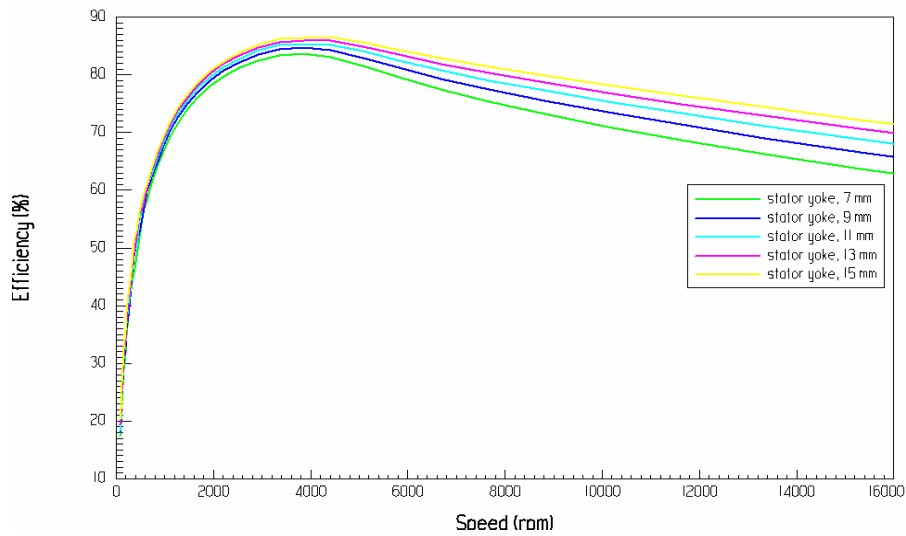


Figura II.40 Curvas de la eficiencia vs. velocidad del rotor en función del yugo del estator para un SRM 8/6-42V

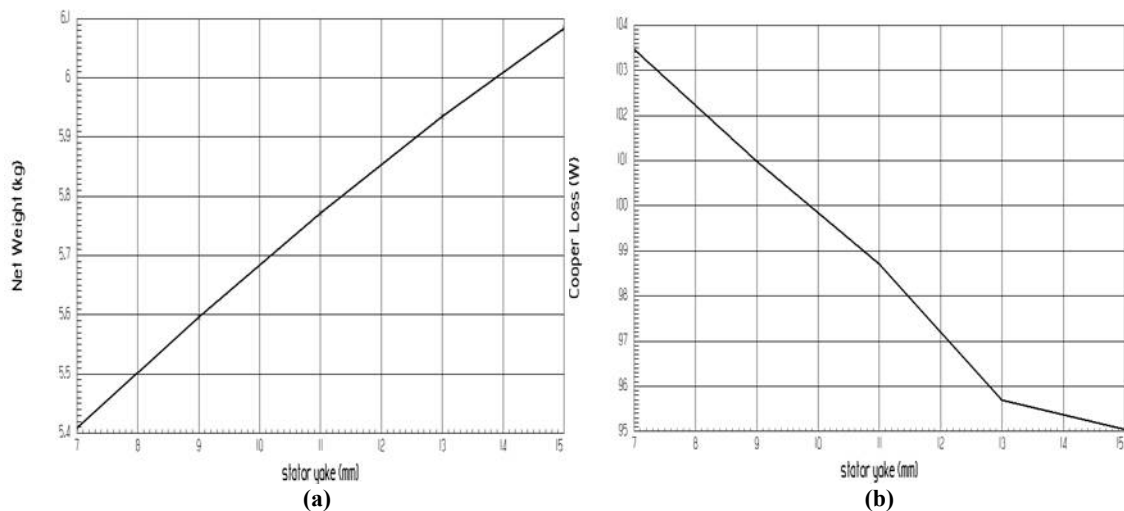


Figura II.41 Influencia del yugo del estator sobre (a) el peso total del motor y (b) las pérdidas en el cobre.

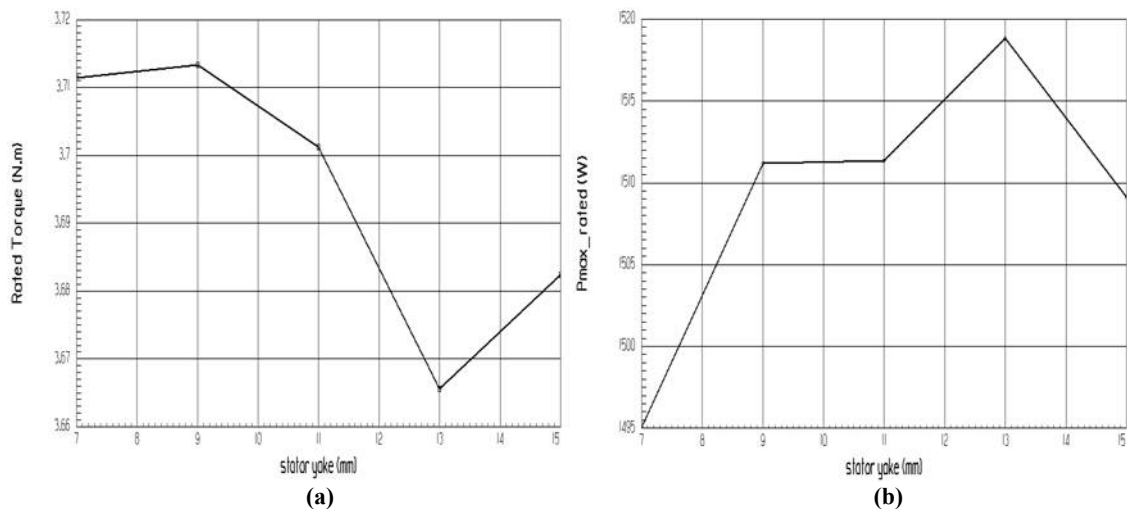


Figura II.42 Influencia del yugo del estator sobre (a) el par del motor y (b) la potencia máxima.

ANEXO II: PARAMETRIZACION: INFLUENCIA DE LAS VARIABLES CONSTRUCTIVAS EN SRM 8/6

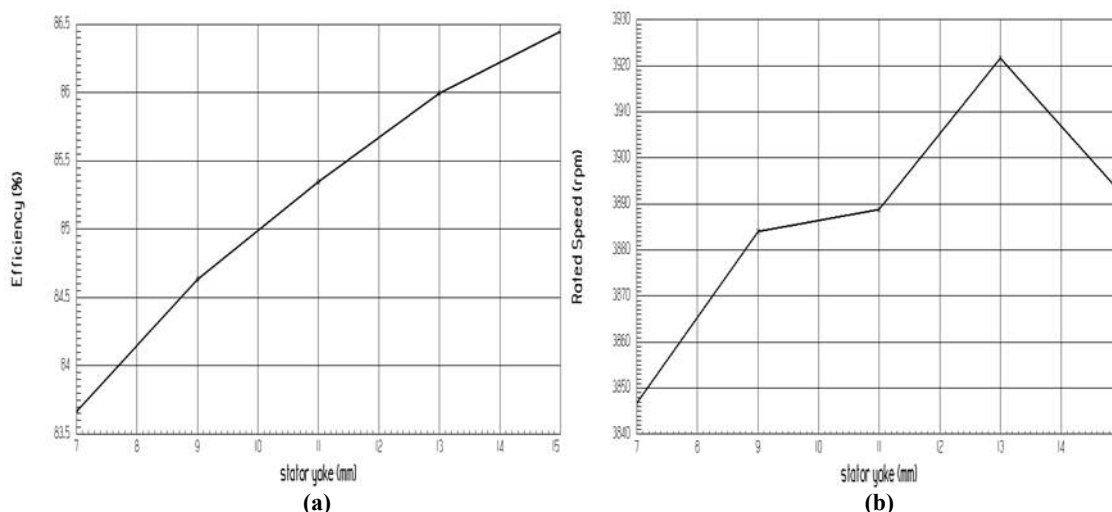


Figura II.43 Influencia del yugo del estator sobre (a) la eficiencia del motor y (b) la velocidad rotacional del motor.

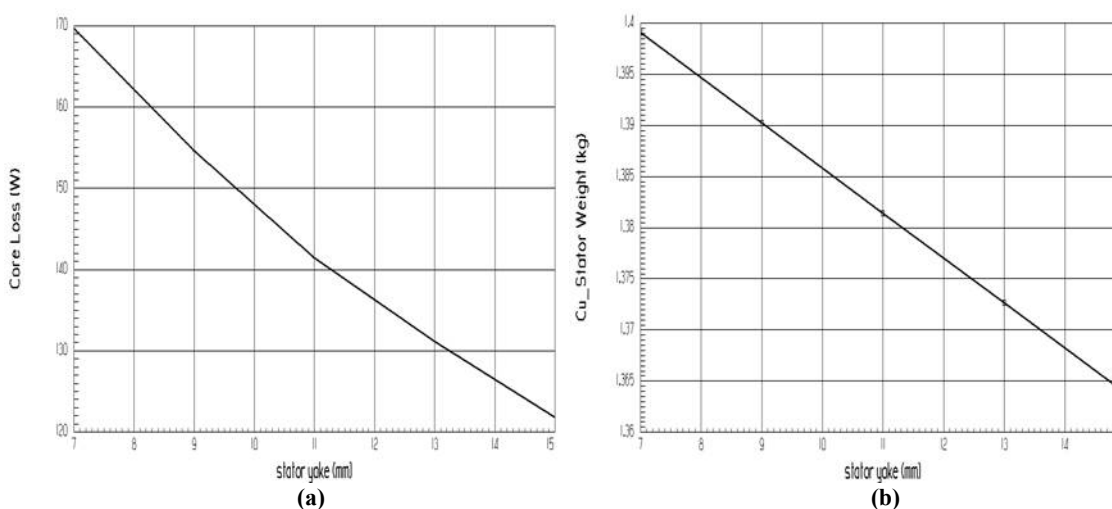


Figura II.44 Influencia del yugo del estator sobre (a) las pérdidas en el hierro y (b) el peso del cobre del estator.

Observaciones sobre la influencia del yugo del estator,  $y_s$ : Cabe señalar que la corriente de referencia del accionamiento se sitúa alrededor de los 63A y la velocidad base del motor de 3900rpm.

El aumento del yugo del estator  $y_s$  conlleva a:

- Fig. II.36
  - No produce variación sobre la inductancia no alineada.
  - Aumento leve de la coenergía principalmente con corrientes por encima del límite de saturación
- Fig. II.37a
  - El flujo que circula por cada fase es independiente de  $y_s$ , por lo que las formas de onda son idénticas para cada valor de  $y_s$ .
- Fig. II.37b
  - La inductancia no alineada y alineada (saturación o no saturación) no varían significativamente por cambios en  $y_s$ .
- Fig. II.38a
  - Un aumento leve del par, solo si se trabaja con velocidades por debajo de la velocidad base del motor, de igual manera, los valores de  $w_b$  y  $w_c$  son muy sutilmente afectados por la influencia de  $y_s$ .
- Fig. II.42a

ANEXO II: PARAMETRIZACION: INFLUENCIA DE LAS VARIABLES CONSTRUCTIVAS EN SRM 8/6

- Una tendencia a disminuir el valor de par cuando la velocidad es cte.
- La potencia a la salida no varía por la influencia de  $y_s$  para casi todo el rango de velocidad.
- Una tendencia a aumentar la potencia de la maquina.
- Disminución de la corriente promedio.
- Mejor regulación de la corriente cuando  $y_s$  es menor.
- Tanto  $t_s$ ,  $t_f$ , establecidos durante la conmutación del accionamiento, no se ven afectados por la variación de  $y_s$ .
- Mayor eficiencia, inclusive a rangos bajos de velocidad.
- La eficiencia es dependiente de  $y_s$ , cuando se opera alrededor de la velocidad base.
- Menor peso de la maquina, el peso es dependiente de  $y_s$ .
- Menores perdidas en el cobre; las perdidas en el cobre son dependientes de  $y_s$  (para determinado margen de  $y_s$ ).
- Menor es el peso del cobre; el peso del cobre es inversamente proporcional a  $y_s$ .
- La rata de velocidad tiene una tendencia a aumentar, solo en cierto rango de valores de  $y_s$ .
- Menores perdidas en el hierro; las cuales son inversamente proporcionales al aumento de  $y_s$ .

## II.6 Influencia de los yugos: Yugo del rotor, $y_r$ .

La variación de la longitud del yugo del rotor se realiza entre los 5 y 13 mm en pasos de 2mm.

- Comportamiento del enlace de flujo en las posiciones alineada y no alineada, variación del yugo del rotor, Figura II.45.
- Comportamiento del flujo e inductancia por fase en función de la posición del rotor y de la variación del yugo del rotor, Figura II.46.
- Comportamiento del par y potencia total en función de la velocidad del rotor y de la variación del yugo del rotor, Figura II.47.

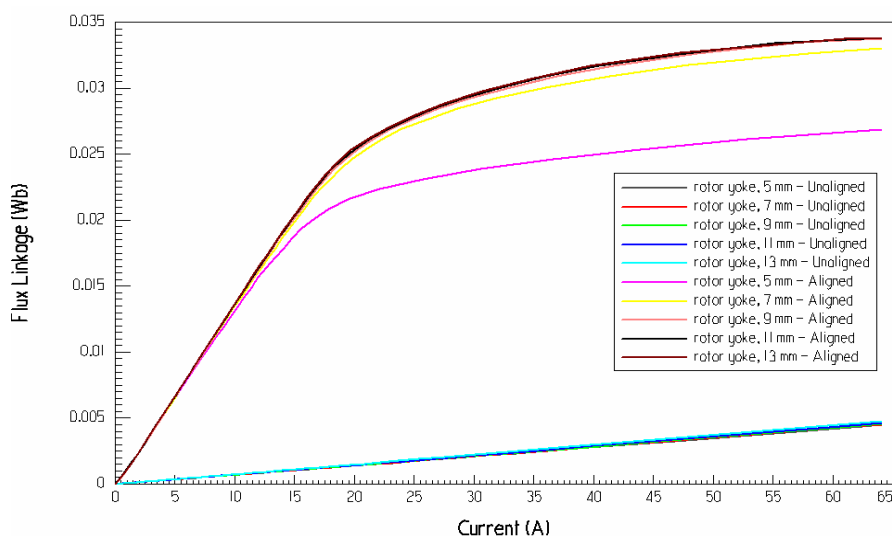
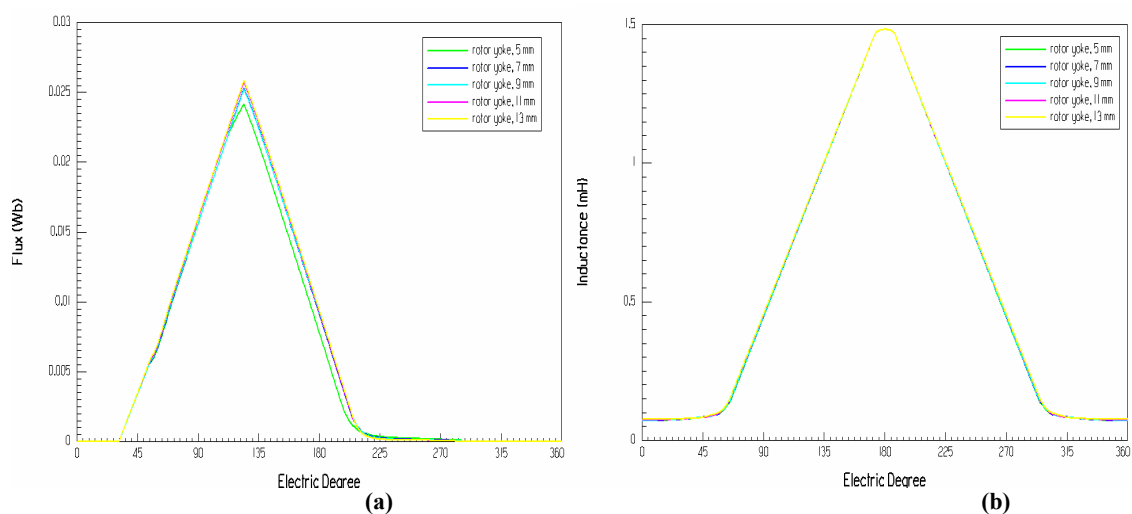


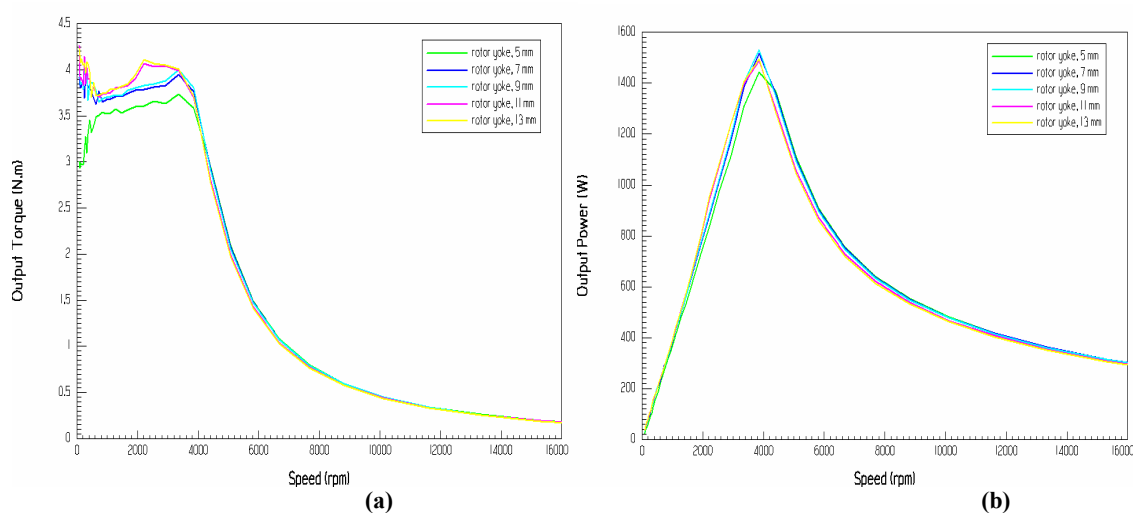
Figura II.45 Curvas del Enlace de flujo vs. Corriente por fase en función del yugo del rotor para un SRM 8/6-42V

*ANEXO II: PARAMETRIZACION: INFLUENCIA DE LAS VARIABLES CONSTRUCTIVAS EN SRM 8/6*

- Comportamiento de la corriente por fase en función de la posición del rotor y de la variación del yugo del rotor, Figura II.48.
- Comportamiento de la eficiencia en función de la velocidad del rotor y de la variación del yugo del rotor, Figura II.49.
- Influencia del yugo del rotor sobre el peso neto y pérdidas en el cobre, Figura II.50
- Influencia de la variación del yugo del rotor sobre el par y la potencia máxima, Figura II.51.
- Influencia de la variación del yugo del rotor sobre la eficiencia y la velocidad a corriente constante, Figura II.52.
- Influencia de la variación del yugo del rotor sobre las pérdidas en el hierro, Figura II.53



**Figura II.46 (a) Curva de flujo por fase. (b) Curva de inductancia por fase. Ambas en función de la posición del rotor (grados eléctricos) y del yugo del rotor para un SRM 8/6-42V**



**Figura II.47 (a) Curvas del par y (b) Potencia totales. Ambas en función de la velocidad del rotor y del yugo del rotor para un SRM 8/6-42V**

ANEXO II: PARAMETRIZACION: INFLUENCIA DE LAS VARIABLES CONSTRUCTIVAS EN SRM 8/6

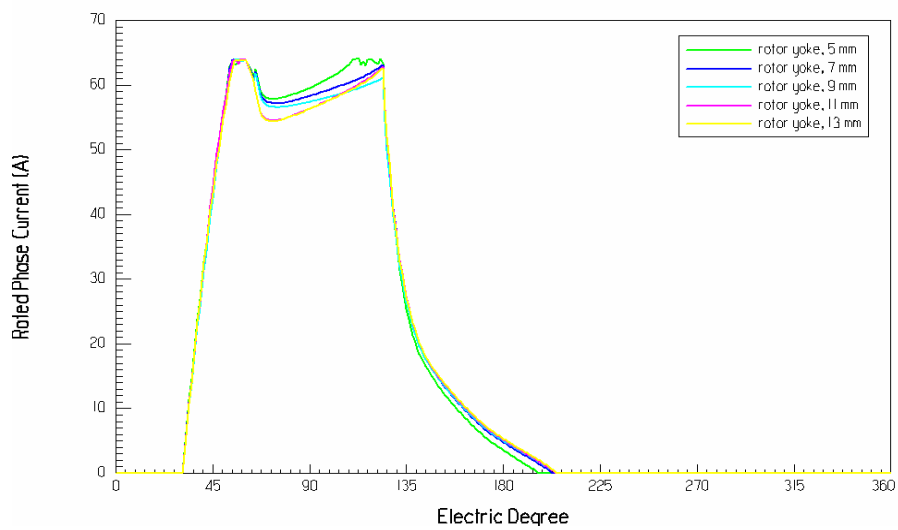


Figura II.48 Curvas de la corriente por fase vs. posición del rotor (eléctricos) en función del yugo del rotor para un SRM 8/6-42V

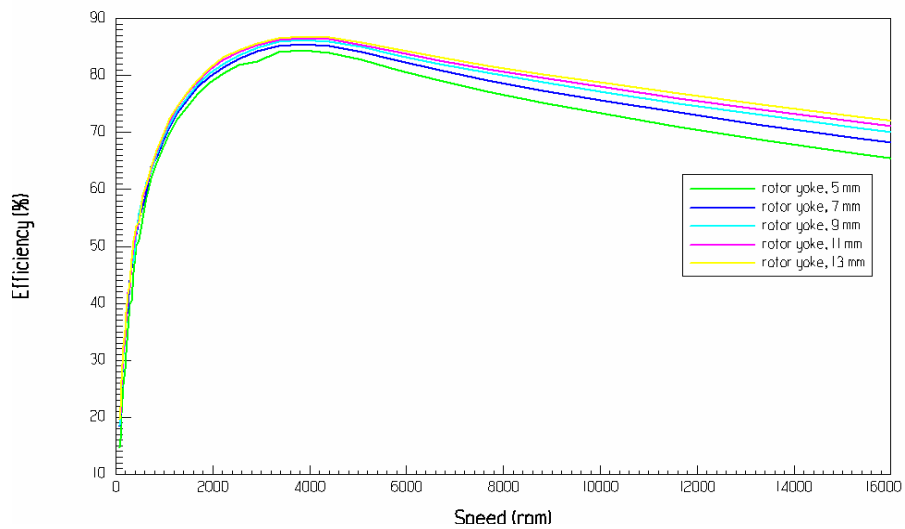


Figura II.49 Curvas de la eficiencia vs. velocidad del rotor en función del yugo del rotor para un SRM 8/6-42V

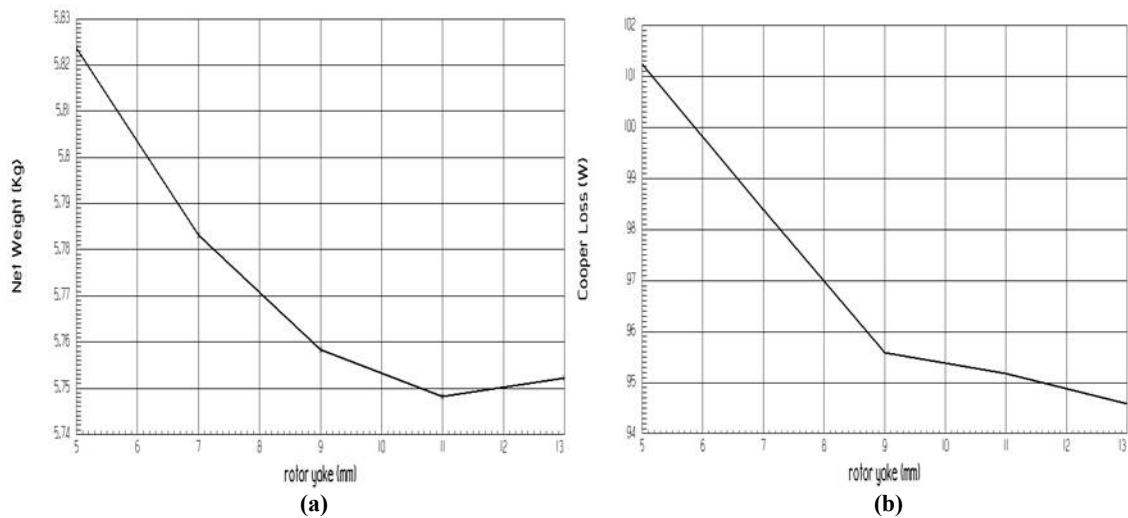
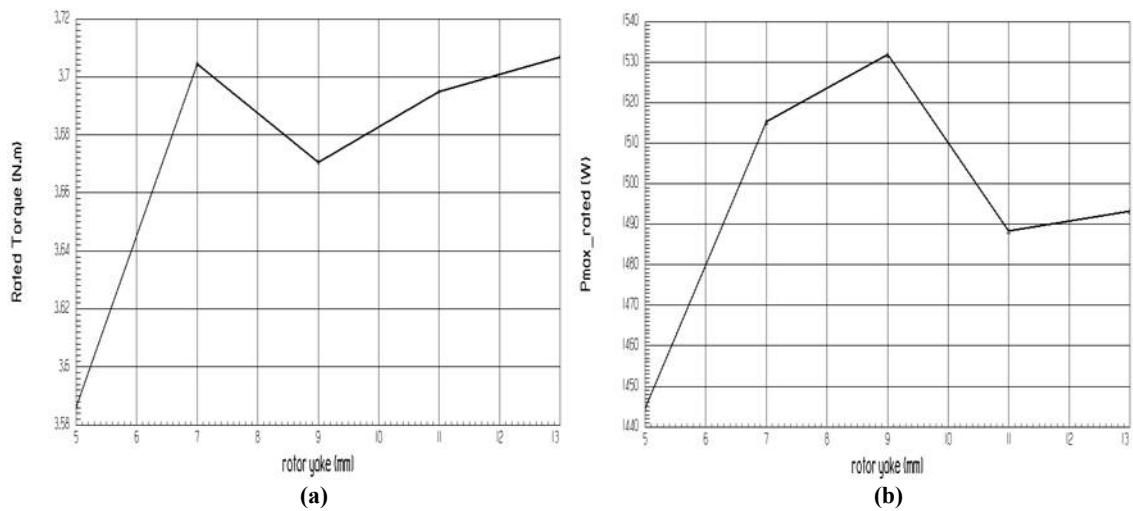
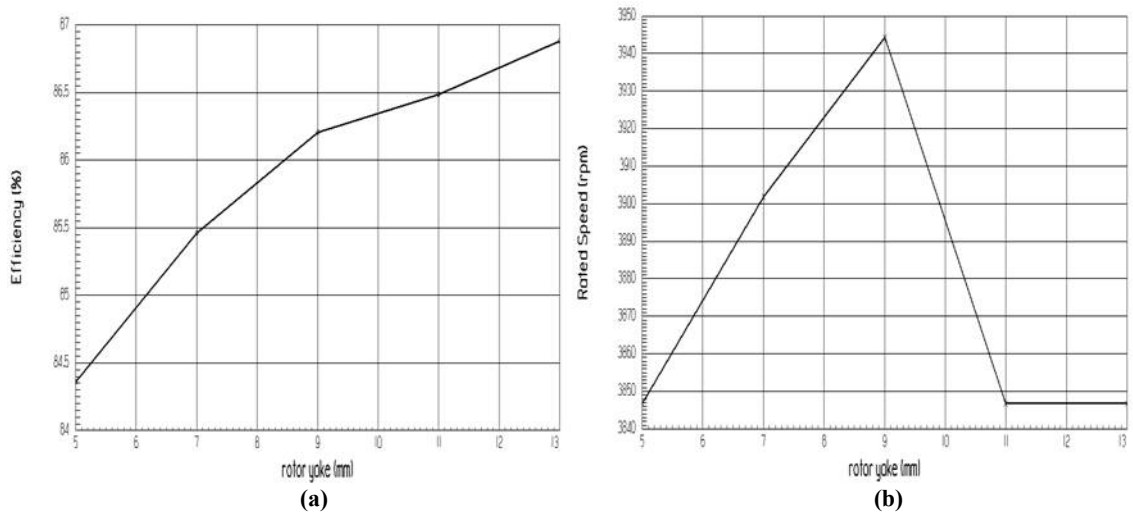


Figura II.50 Influencia del yugo del rotor sobre (a) el peso total del motor y (b) las pérdidas en el cobre.

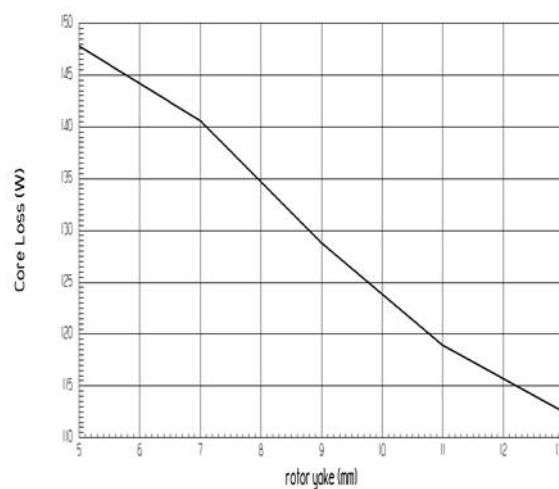
*ANEXO II: PARAMETRIZACION: INFLUENCIA DE LAS VARIABLES CONSTRUCTIVAS EN SRM 8/6*



**Figura II.51** Influencia del yugo del rotor sobre (a) el par del motor y (b) la potencia máxima.



**Figura II.52** Influencia del yugo del rotor sobre (a) la eficiencia del motor y (b) la velocidad rotacional del motor.



**Figura II.53** Influencia del yugo del estator sobre las pérdidas en el hierro.

ANEXO II: PARAMETRIZACIÓN: INFLUENCIA DE LAS VARIABLES CONSTRUCTIVAS EN SRM 8/6

Observaciones sobre la influencia del yugo del rotor,  $y_r$ : Cabe señalar que la corriente de referencia del accionamiento se sitúa alrededor de los 63A y la velocidad base del motor de 3900rpm, cuando  $y_s$  es constante.

El aumento del yugo del estator  $y_r$  conlleva a:

- Fig. II.45
  - La inductancia no alineada no varía ante cambios de  $y_r$ .
  - Mayor el enlace de flujo y energía almacenada, principalmente a corrientes por encima del límite de saturación.
- Fig. II.46a
  - Un leve aumento en el flujo que circula por cada fase.
- Fig. II.46b
  - La inductancia por fase no varía ante cambios en  $y_r$ .
- Fig. II.47a
  - Mayor par de la máquina, solo si se trabaja con velocidades por debajo de la velocidad base del motor.
- Fig. II.51a
  - Manteniendo  $w_b$  constante, la potencia varía con  $y_r$ , aunque no de manera proporcional. Alrededor de  $y_r=9\text{mm}$  se establecen valores máximos de potencia.
- Fig. II.47b
  - Mayor potencia de la máquina solo si opera a bajas velocidades (1500-3500rpm). A altas velocidades la variación de potencia es mínima.
- Fig. II.51b
  - Disminuye la corriente promedio.
  - El tiempo de conmutación (encendido)  $t_s$ , no se ve afectado por la variación de  $y_r$ .
  - El tiempo de conmutación (apagado)  $t_f$  es mayor.
- Fig. II.48
  - Mayor eficiencia, para todo el rango de velocidad.
- Fig. II.52a
  - La eficiencia tiene una tendencia lineal a aumentar, cuando se opera a la velocidad base.
- Fig. II.50a
  - Una disminución del peso de la máquina, solo ocurre en cierto rango de operación  $y_r$ . Por lo general cuando  $y_r \leq 11\text{mm}$
- Fig. II.50b
  - Hay una tendencia a disminuir las pérdidas en el cobre.
- Fig. II.52b
  - Hay un valor óptimo de  $w_{b\_max}$  cuando varía  $y_r$
- Fig. II.53a
  - Menores pérdidas en el hierro; estas son inversamente proporcionales al aumento de  $y_r$ .

## **II.7 Influencia del Material Magnético I**

La lámina magnética es la misma para todas las gráficas, la variación ocurre en el espesor de la misma, así: M15-26G, M19-26G, M22-26G, M27-26G, M36-26G, M43-26G

- Comportamiento del enlace de flujo en las posiciones alineada y no alineada, ante la variación de la chapa magnética, Figura II.54.
- Comportamiento del flujo e inductancia por fase en función de la posición del rotor y de la variación de la chapa magnética, Figura II.55.
- Comportamiento del par y potencia total en función de la velocidad del rotor y de la variación de la chapa magnética, Figura II.56.
- Comportamiento de la corriente por fase en función de la posición del rotor y de la variación de la chapa magnética, Figura II.57.
- Comportamiento de la eficiencia en función de la velocidad del rotor y de la variación de la chapa magnética, Figura II.58.



ANEXO II: PARAMETRIZACION: INFLUENCIA DE LAS VARIABLES CONSTRUCTIVAS EN SRM 8/6

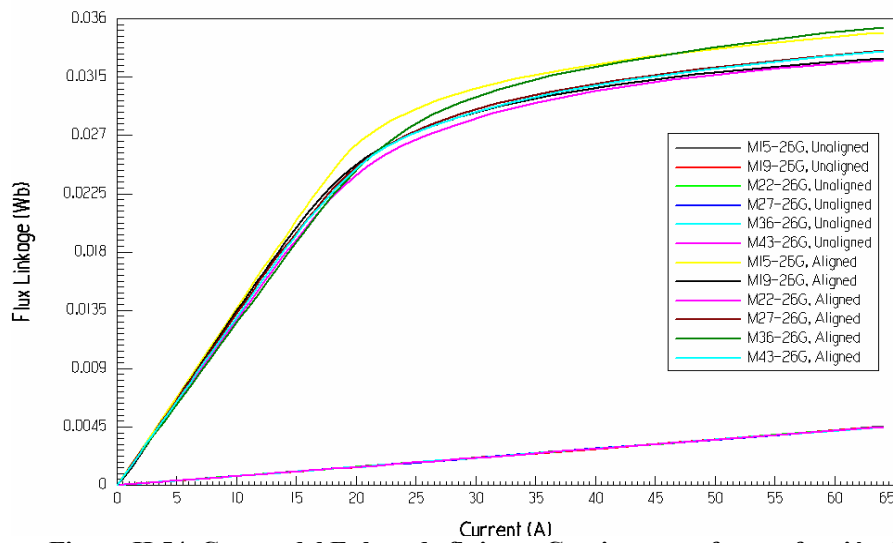


Figura II.54 Curvas del Enlace de flujo vs. Corriente por fase en función de la lamina magnética para un SRM 8/6-42V

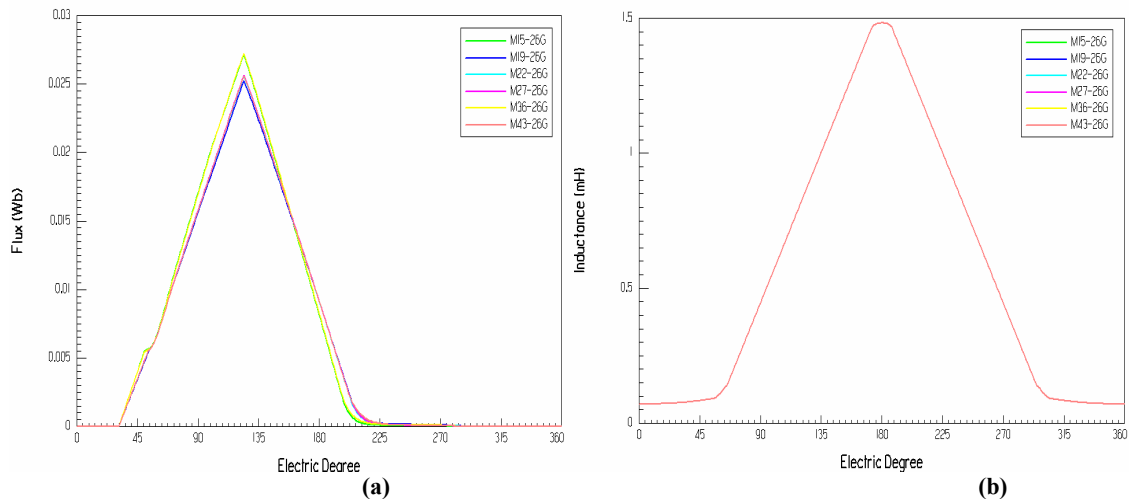


Figura II.55 (a) Curva de flujo por fase. (b) Curva de inductancia por fase. Ambas en función de la posición del rotor (grados eléctricos) y del ancho de la lamina magnética para un SRM 8/6-42V

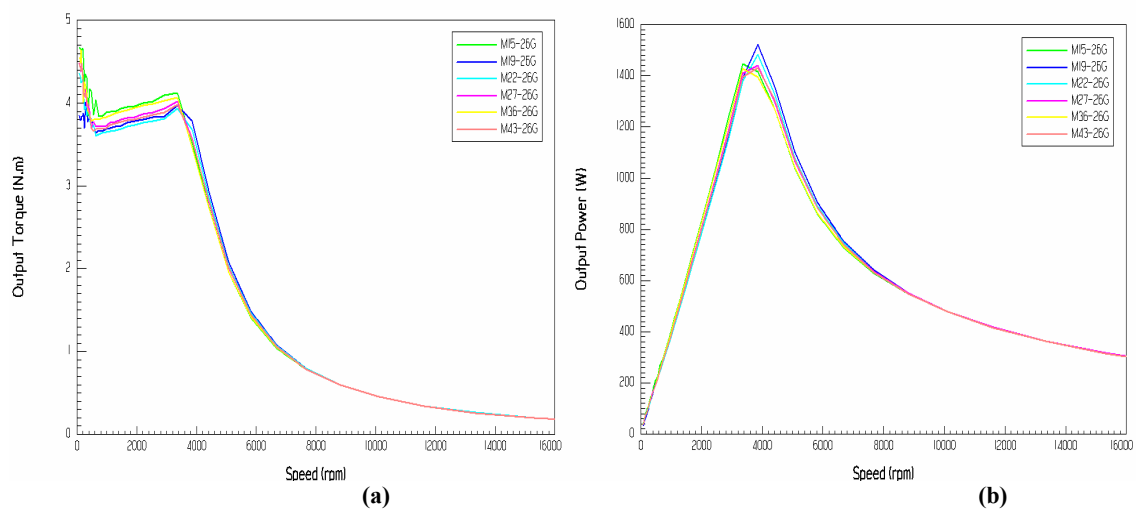


Figura II.56 (a) Curvas del par y (b) Potencia totales. Ambas en función de la velocidad del rotor y del espesor de la lamina magnética para un SRM 8/6-42V

ANEXO II: PARAMETRIZACION: INFLUENCIA DE LAS VARIABLES CONSTRUCTIVAS EN SRM 8/6

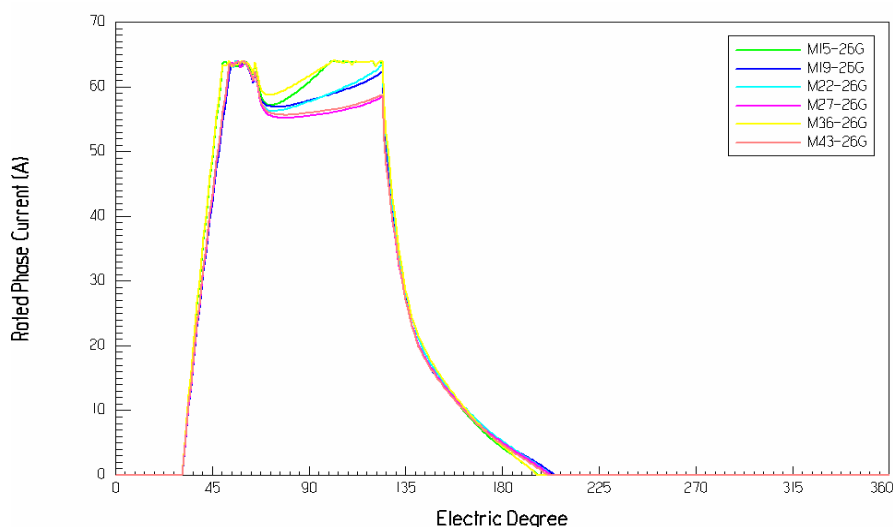


Figura II.57 Curvas de la corriente por fase vs. posición del rotor (eléctricos) en función de la lamina magnética para un SRM 8/6-42V

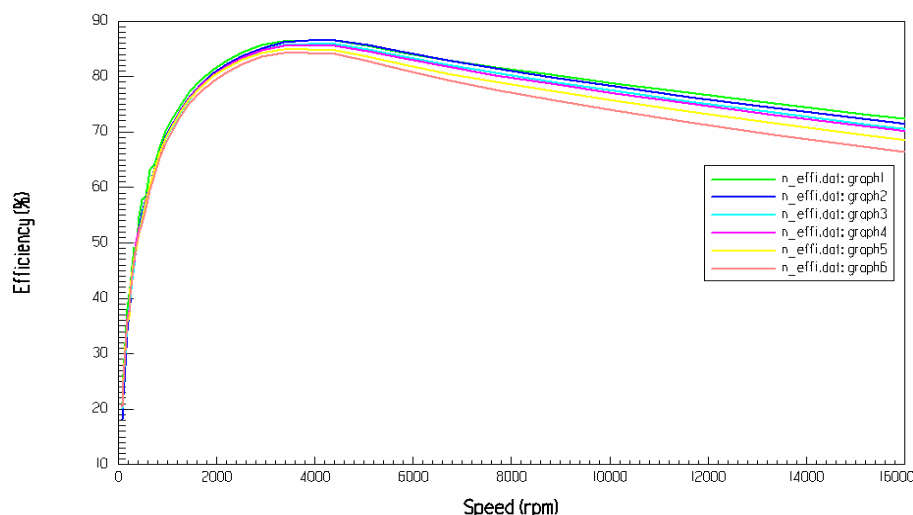


Figura II.58 Curvas de la eficiencia vs. velocidad del rotor en función de la lamina magnética para un SRM 8/6-42V

*Observaciones sobre la influencia del material magnético I:* Cabe señalar que la corriente de referencia del accionamiento se sitúa alrededor de los 63A y la velocidad base del motor de 3900rpm.

- Fig. II.54
  - La inductancia no alineada no varía ante cambios de la lámina magnética.
  - La lamina magnética que permite mayor alcance energético de la maquina es M15-26G a cualquier valor de corriente.
- Fig. II.55a
  - El flujo por fase es mayor (M15 y M36) y el  $t_f$  es mas corto. Las laminas M15 y M36 tienen un comportamiento similar, frente a otros tipos de lámina.
- Fig. II.55b
  - La inductancia no alineada y alineada (saturación o no saturación) no varía por cambios en la lámina.
- Fig. II.56a
  - El par no varía ante cambios de espesor de la lámina a grandes velocidades.
  - A velocidades menores a  $w_b$  (M15 y M36) presentan los mayores valores de par.
- Fig. II.56b
  - A bajas velocidades y altas velocidades de operación no hay grandes variaciones de potencia a la salida.

ANEXO II: PARAMETRIZACION: INFLUENCIA DE LAS VARIABLES CONSTRUCTIVAS EN SRM 8/6

- Los cambios ocurren a velocidades alrededor a  $w_b$  donde los máximos de potencia son conseguidos con laminas (M19 y M22)
- Fig. II.57b • Los tiempos  $t_s$  y  $t_f$  se ven afectados ante cambios en la lámina. Menor  $t_s / t_f$  ocurre con laminas (M15 – M36).
- Así mismo la corriente promedio es mayor con dichas laminas (M15 y M36)
- Fig. II.58 • Mayor eficiencia se encuentra a valores mas pequeños de lamina (M15 SIFE), para todo rango de velocidad.

## II.8 Influencia del Material Magnético II

La lámina magnética varía así, D24, DW465-50, GBA3, HP76F, L800 65 y M19-24G

- Comportamiento del enlace de flujo en las posiciones alineada y no alineada, ante la variación de la lámina magnética, Figura II.59.
- Comportamiento del flujo e inductancia por fase en función de la posición del rotor y ante la variación de la lámina magnética, figura II.60
- Comportamiento del par y potencia total en función de la velocidad del rotor y ante la variación de la lámina magnética, Figura II.61.
- Comportamiento de la corriente por fase en función de la posición del rotor y ante la variación de la lámina magnética, Figura II.62.
- Comportamiento de la eficiencia en función de la velocidad del rotor y ante la variación de la lámina magnética, Figura II.63.

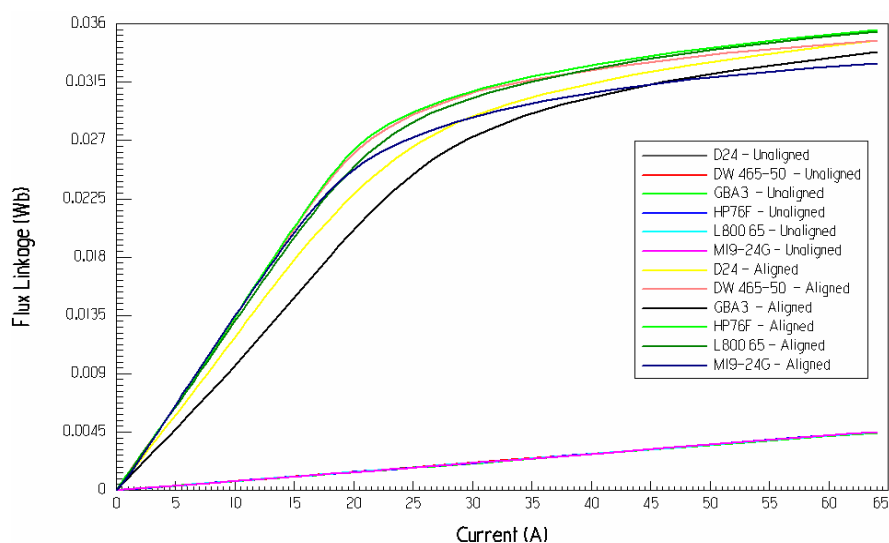


Figura II.59 Curvas del Enlace de flujo vs. Corriente por fase en función del tipo de lamina magnética para un SRM 8/6-42V

ANEXO II: PARAMETRIZACION: INFLUENCIA DE LAS VARIABLES CONSTRUCTIVAS EN SRM 8/6

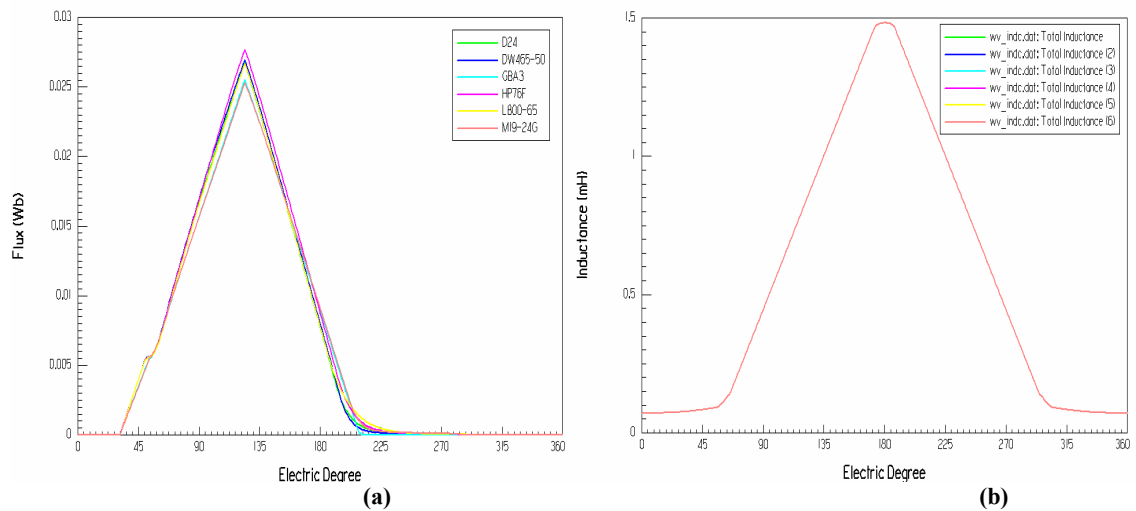


Figura II.60 (a) Curva de flujo por fase. (b) Curva de inductancia por fase. Ambas en función de la posición del rotor (grados eléctricos) y del tipo de lamina magnética para un SRM 8/6-42V

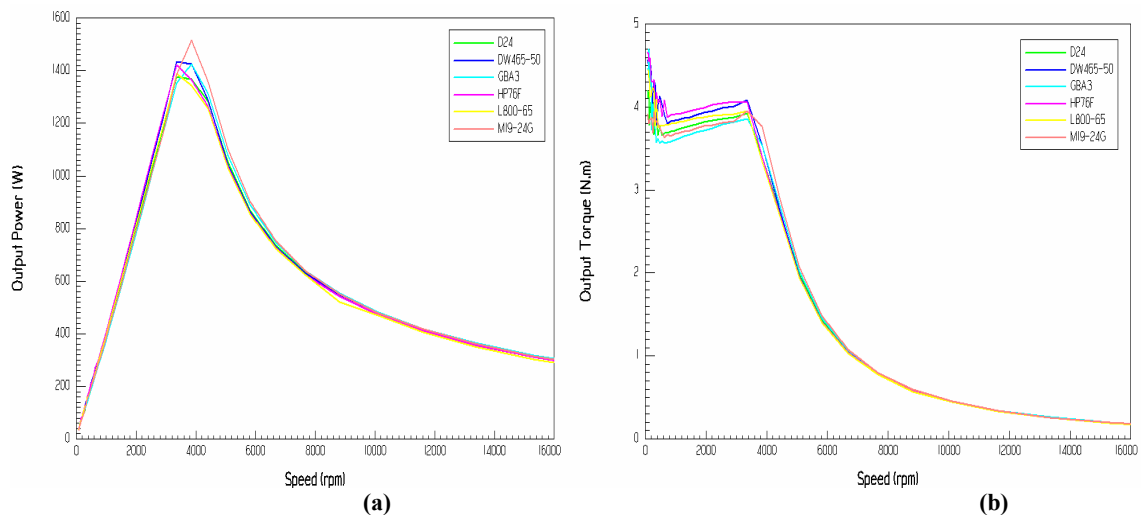


Figura II.61 (a) Curvas del par y (b) Potencia totales. Ambas en función de la velocidad del rotor y del tipo de lamina magnética para un SRM 8/6-42V

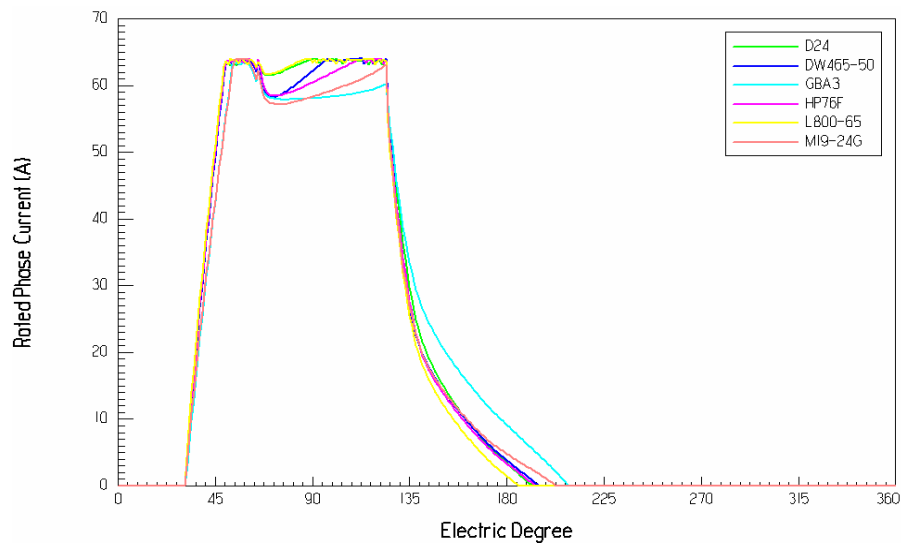


Figura II.62 Curvas de la corriente por fase vs. posición del rotor (eléctricos) en función del tipo de lamina magnética para un SRM 8/6-42V

ANEXO II: PARAMETRIZACION: INFLUENCIA DE LAS VARIABLES CONSTRUCTIVAS EN SRM 8/6

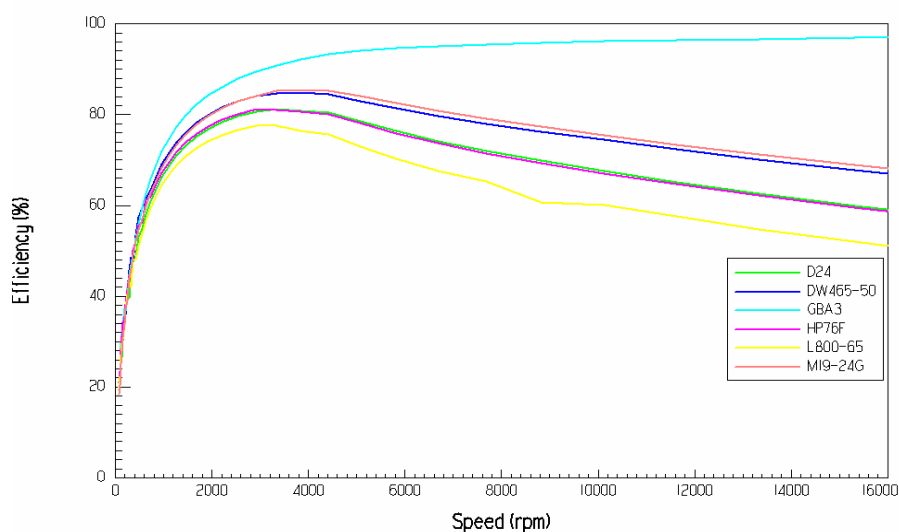


Figura II.63 Curvas de la eficiencia vs. velocidad del rotor en función del tipo de lamina magnética para un SRM 8/6-42V

*Observaciones sobre la influencia del material magnético II:* Cabe señalar que la corriente de referencia del accionamiento se sitúa alrededor de los 63A y la velocidad base del motor de 3900rpm.

- Fig. II.59
  - Mayor enlace de flujo y energía almacenada en la maquina para laminas tipo HP76F y DW465
  - La inductancia no alineada no se ve afectada por cualquier cambio en el tipo de lámina.
- Fig. II.60a
  - El cambio de flujo por fase varia dependiendo del tipo de lámina.
  - Mayor flujo por fase con lamina HP76F y DW465
- Fig. II.60b
  - La inductancia no alineada y alineada (saturación o no saturación) no varía por cambios en la lámina.
- Fig. II.61a
  - El par no varía ante cambios de la lámina a altas velocidades.
  - A velocidades menores a  $w_b$ , el par varia ligeramente (mas con laminas HP76 y DW465) sin embargo el  $w_b$  de operación varia ligeramente.
- Fig. II.61b
  - A bajas velocidades y altas velocidades de operación no hay grandes variaciones de potencia a la salida (1300W-1400W)
  - Los cambios ocurren a velocidades alrededor a  $w_b$  donde los máximos de potencia son conseguidos con la lamina (M19)
- Fig. II.62
  - Los tiempos  $t_s$  y  $t_f$  se ven afectados ante cambios en la lámina. Menor  $t_s$  /  $t_f$  ocurre con laminas (L800-D24), generando una mejor curva de corriente con respecto a la representación ideal.
  - Contrariamente en la lamina GBA3,  $t_f$  es mayor.
- Fig. II.63
  - Mayor eficiencia se encuentra con la lamina GBA3 y en menor grado con L800 para todo rango de velocidad.

## II.9 Influencia de la relación existente entre conjunto de variables.

### II.9.1 Influencia de la relación existente entre el producto $D.L$

El producto del diámetro del rotor y la longitud axial del SRM se nombra  $D.L$  variando así:  $50mm < D < 90mm$  y  $45mm < L < 125mm$ . Se asume que la longitud del estator  $L_s$  y la longitud del rotor  $L_r$  son iguales a  $L$ .

- Comportamiento del par promedio ante la variación del producto longitud axial y el diámetro externo del rotor, visualizado en forma de curvas y de diagrama de puntos, Figura II.64.
- Comportamiento de la velocidad del rotor ante la variación del producto longitud axial y el diámetro externo del rotor, visualizado en forma de curvas y de diagrama de puntos, Figura II.65.

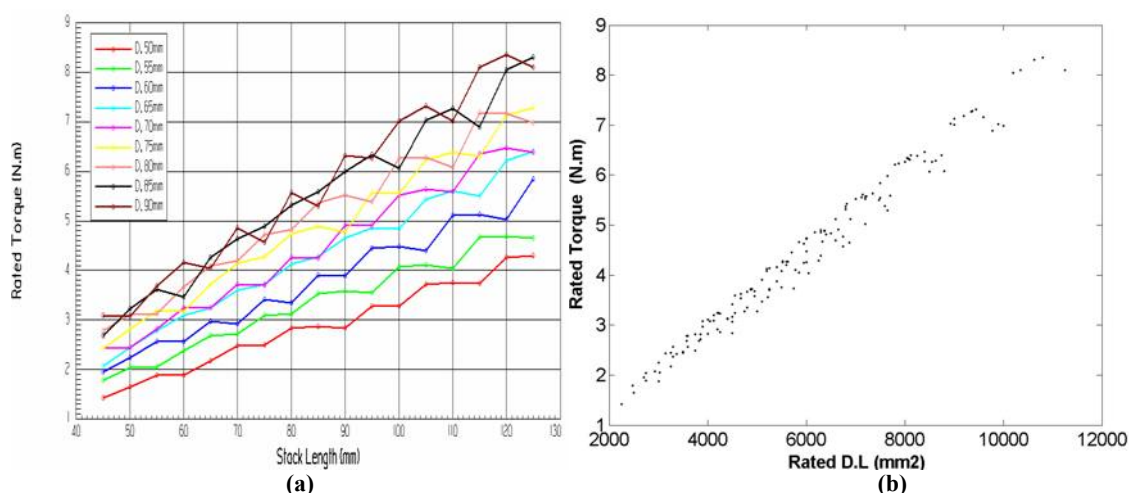


Figura II.64 Comportamiento de el par promedio ante la variación del producto longitud axial y el diámetro externo del rotor ( $D.L$ ) para un SRM 8/6-42V. En forma de (a) curvas representativas (b) diagrama de puntos.

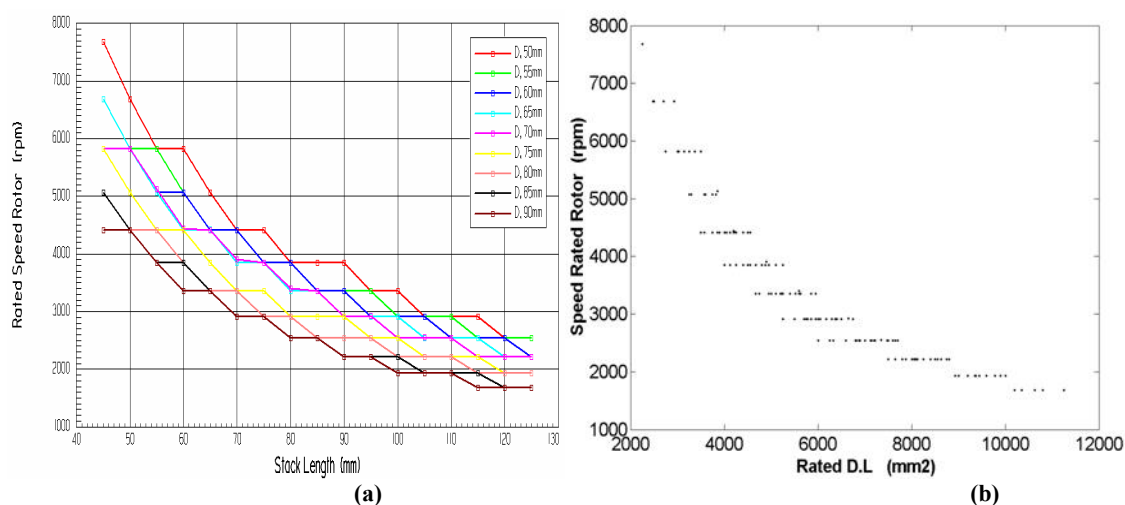
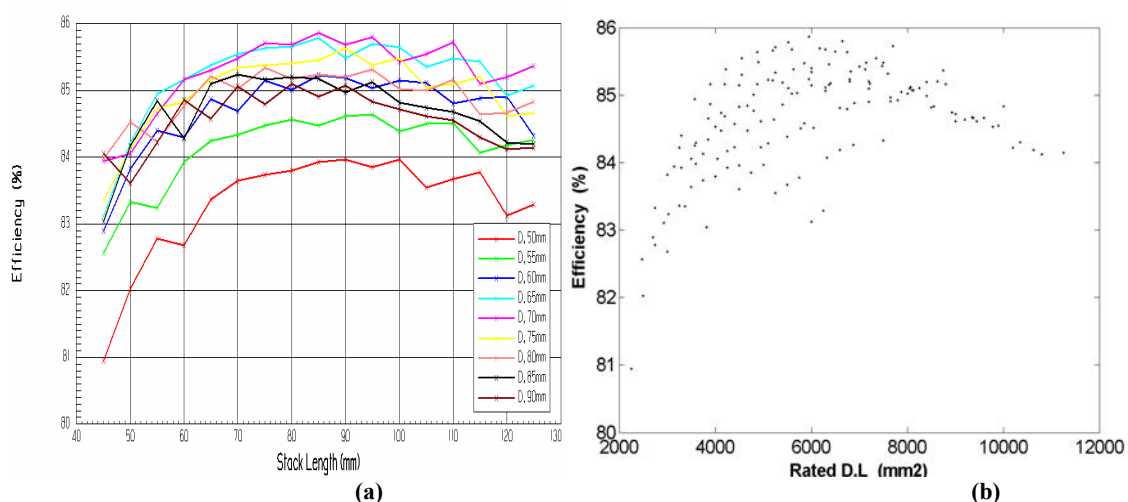


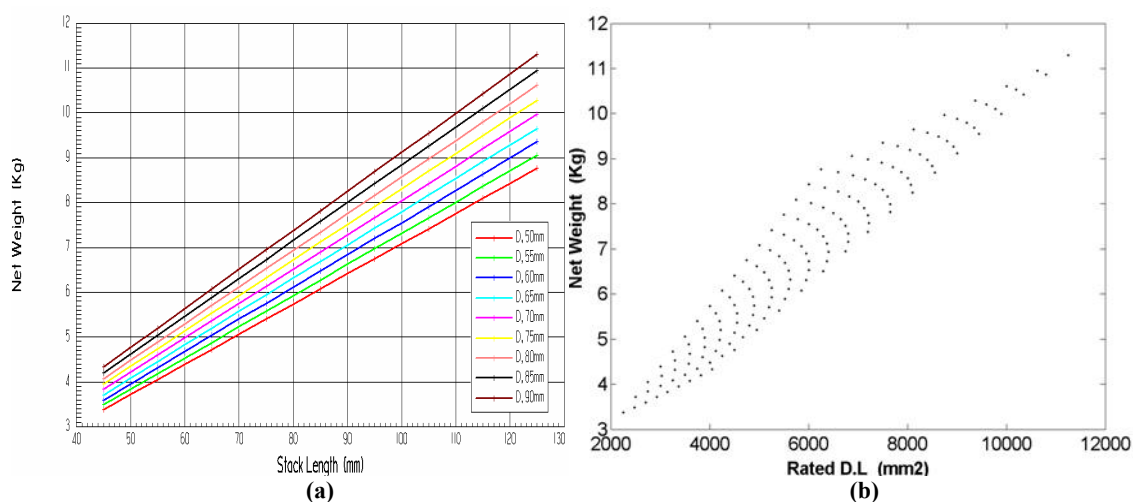
Figura II.65 Comportamiento de la velocidad del rotor ante la variación del producto longitud axial y el diámetro externo del rotor ( $D.L$ ) para un SRM 8/6-42V. En forma de (a) curvas representativas (b) diagrama de puntos.

*ANEXO II: PARAMETRIZACION: INFLUENCIA DE LAS VARIABLES CONSTRUCTIVAS EN SRM 8/6*

- Comportamiento de la eficiencia ante la variación del producto longitud axial y el diámetro externo del rotor, visualizado en forma de curvas y de diagrama de puntos, Figura II.66.
- Comportamiento del peso neto ante la variación del producto longitud axial y el diámetro externo del rotor, visualizado en forma de curvas y de diagrama de puntos, Figura II.67.
- Comportamiento de las pérdidas en el cobre ante la variación del producto longitud axial y el diámetro externo del rotor, visualizado en forma de curvas y de diagrama de puntos, Figura II.68.
- Comportamiento de las pérdidas en el hierro ante la variación del producto longitud axial y el diámetro externo del rotor, visualizado en forma de curvas y de diagrama de puntos, Figura II.69.



**Figura II.66** Comportamiento de eficiencia ante la variación del producto longitud axial y el diámetro externo del rotor (*D.L.*) para un SRM 8/6-42V. En forma de (a) curvas representativas (b) diagrama de puntos.



**Figura II.67** Comportamiento del peso neto ante la variación del producto longitud axial y el diámetro externo del rotor (*D.L.*) para un SRM 8/6-42V. En forma de (a) curvas representativas (b) diagrama de puntos.

ANEXO II: PARAMETRIZACION: INFLUENCIA DE LAS VARIABLES CONSTRUCTIVAS EN SRM 8/6

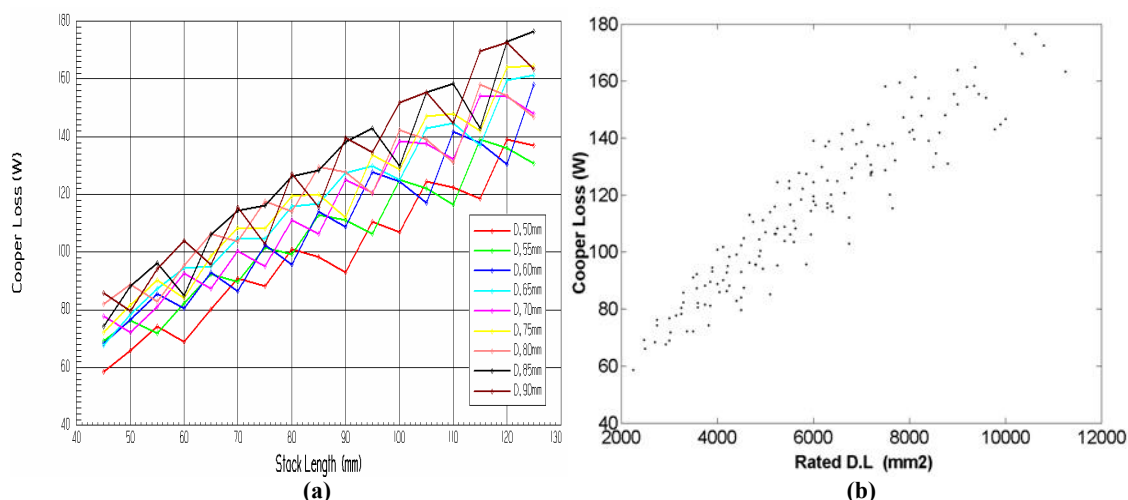


Figura II.68 Comportamiento de las pérdidas en el cobre ante la variación del producto longitud axial y el diámetro externo del rotor ( $D.L$ ) para un SRM 8/6-42V. En forma de (a) curvas representativas (b) diagrama de puntos.

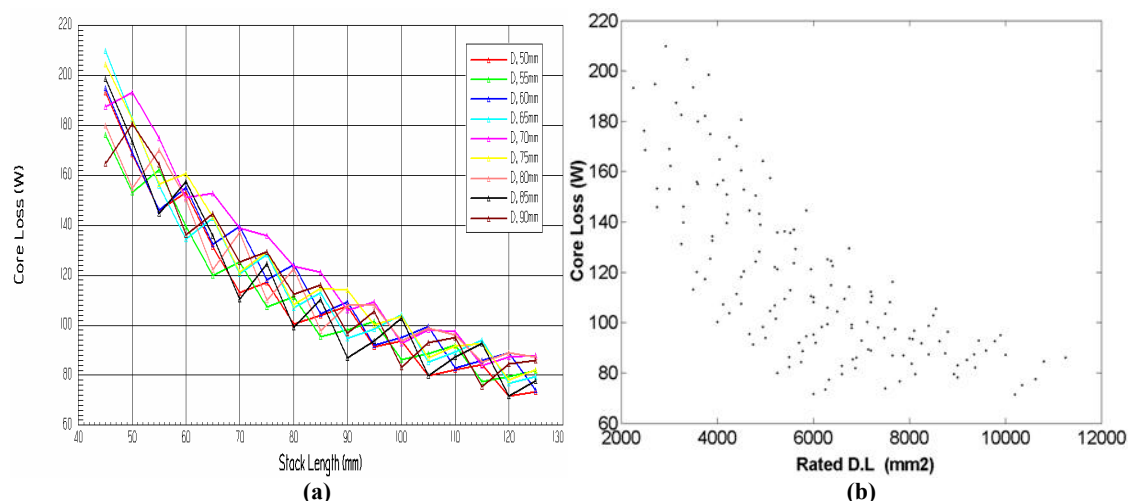


Figura II.69 Comportamiento de las pérdidas en el hierro ante la variación del producto longitud axial y el diámetro externo del rotor ( $D.L$ ) para un SRM 8/6-42V. En forma de (a) curvas representativas (b) diagrama de puntos.

### II.9.2 Influencia de la relación del cociente de los diámetros del rotor y el estator $D/D_o$

La relación  $D/D_o$  entre los diámetros del rotor y el estator varía de la siguiente manera:  $50mm < D < 110mm$  y  $90mm < D_o < 140mm$ , tener en cuenta que  $D_o > D$ . Se asume que la longitud axial del estator y el rotor son iguales y constante en toda la muestra.

- Comportamiento de la potencia a la salida ante la variación de los diámetros del rotor y del estator visualizado en forma de curvas y de diagrama de puntos en función de la relación  $D/D_o$ , Figura II.70.
- Comportamiento del par promedio ante la variación de los diámetros del rotor y del estator visualizado en forma de curvas y de diagrama de puntos en función de la relación  $D/D_o$ , Figura II.71.
- Comportamiento de la eficiencia ante la variación de los diámetros del rotor y del estator visualizado en forma de curvas y de diagrama de puntos en función de la relación  $D/D_o$ , Figura II.72.



ANEXO II: PARAMETRIZACION: INFLUENCIA DE LAS VARIABLES CONSTRUCTIVAS EN SRM 8/6

- Comportamiento del peso neto ante la variación de los diámetros del rotor y del estator visualizado en forma de curvas y de diagrama de puntos en función de la relación  $D/D_o$ , Figura II.73.
- Comportamiento de las pérdidas en el cobre ante la variación de los diámetros del rotor y del estator visualizado en forma de curvas y de diagrama de puntos en función de la relación  $D/D_o$ , Figura II.74.
- Comportamiento de las pérdidas en el hierro ante la variación de los diámetros del rotor y del estator visualizado en forma de curvas y de diagrama de puntos en función de la relación  $D/D_o$ , Figura II.75.

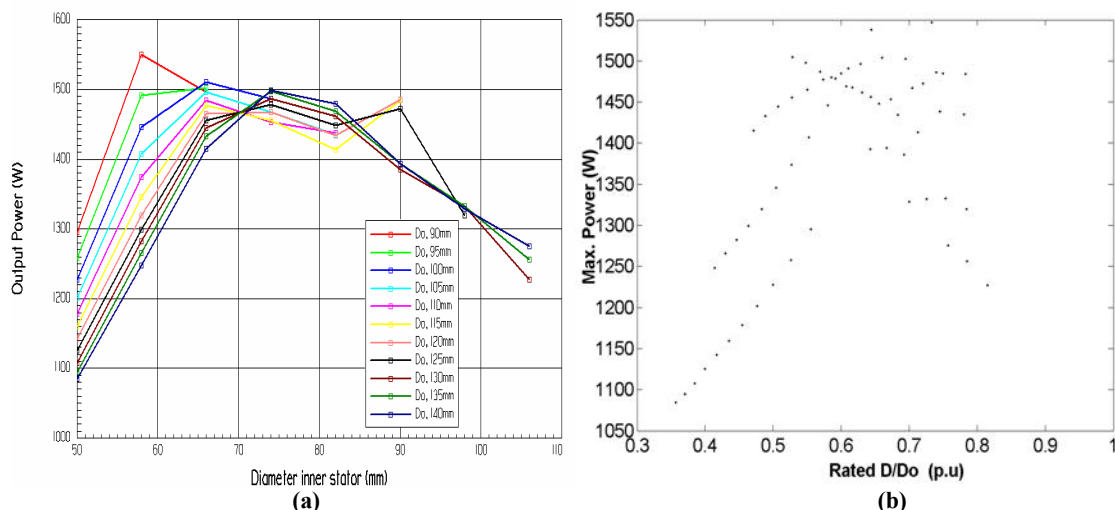


Figura II.70 Comportamiento de la potencia a la salida ante la variación del cociente de los diámetros externo del rotor y del estator ( $D/D_o$ ) para un SRM 8/6-42V. En forma de (a) curvas representativas (b) diagrama de puntos.

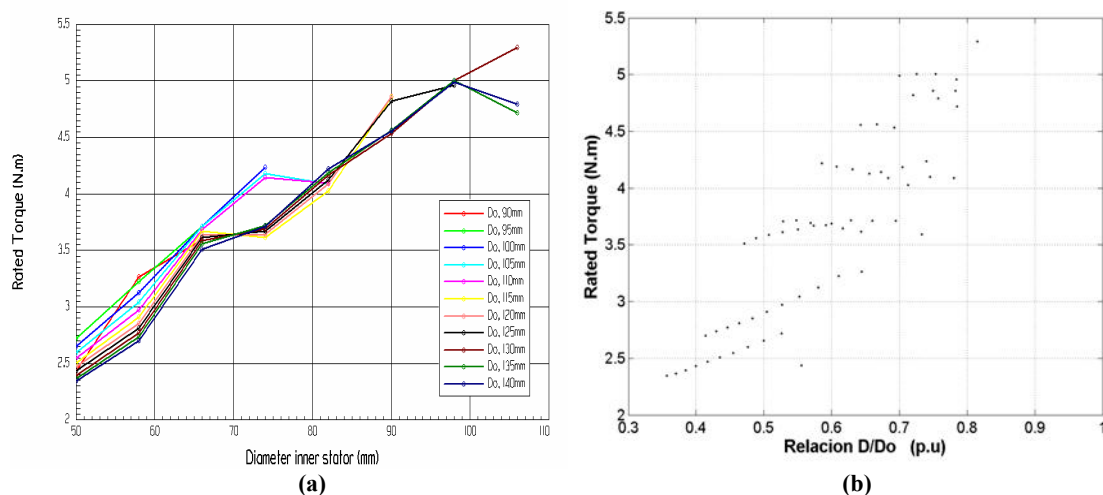
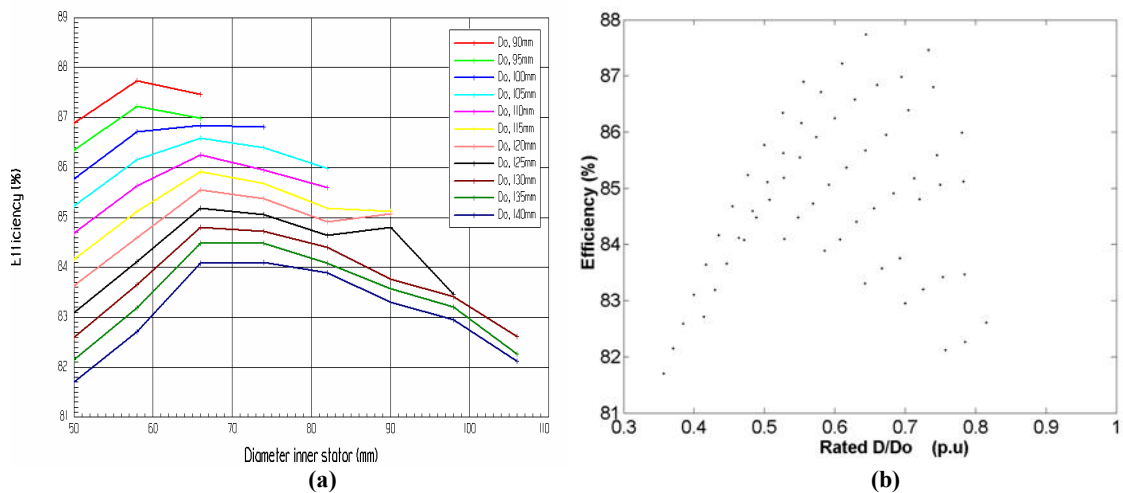
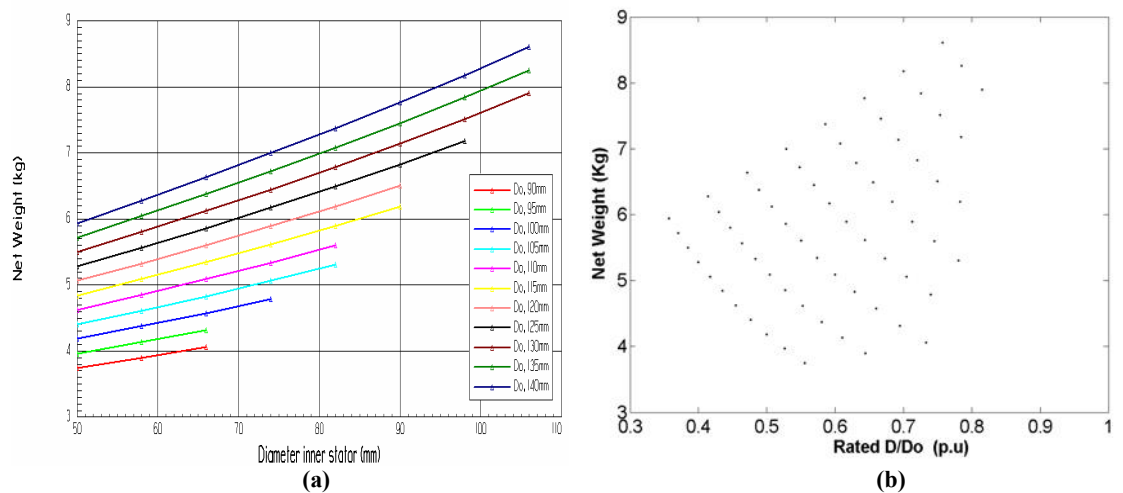


Figura II.71 Comportamiento del par promedio ante la variación del cociente de los diámetros externo del rotor y del estator ( $D/D_o$ ) para un SRM 8/6-42V. En forma de (a) curvas representativas (b) diagrama de puntos.

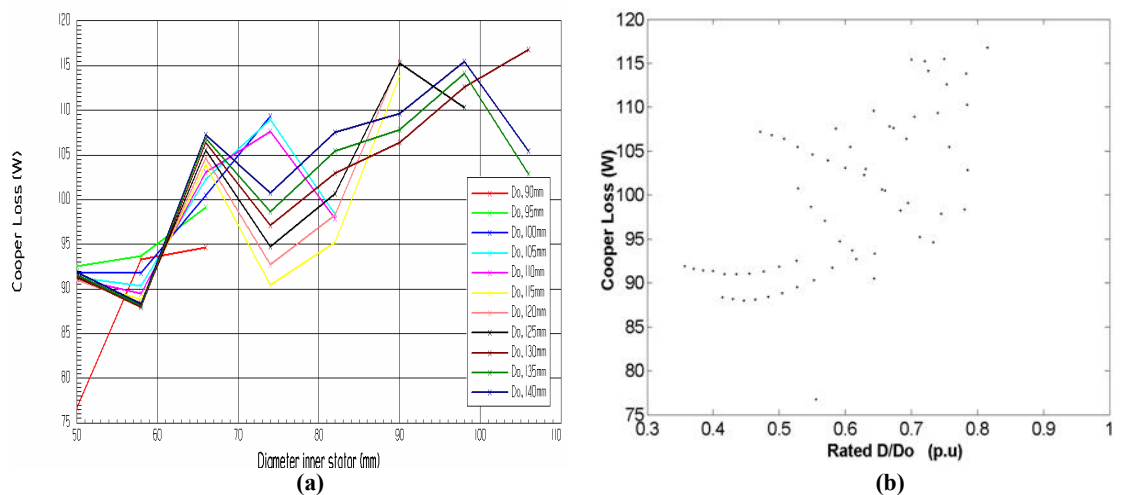
*ANEXO II: PARAMETRIZACION: INFLUENCIA DE LAS VARIABLES CONSTRUCTIVAS EN SRM 8/6*



**Figura II.72** Comportamiento de eficiencia ante la variación del cociente de los diámetros externo del rotor y del estator ( $D/D_o$ ) para un SRM 8/6-42V. En forma de (a) curvas representativas (b) diagrama de puntos.



**Figura II.73** Comportamiento del peso neto ante la variación del cociente de los diámetros externo del rotor y del estator ( $D/D_o$ ) para un SRM 8/6-42V. En forma de (a) curvas representativas (b) diagrama de puntos.



**Figura II.74** Comportamiento de las pérdidas en el cobre ante la variación del cociente de los diámetros externo del rotor y del estator ( $D/D_o$ ) para un SRM 8/6-42V. En forma de (a) curvas representativas (b) diagrama de puntos.

ANEXO II: PARAMETRIZACION: INFLUENCIA DE LAS VARIABLES CONSTRUCTIVAS EN SRM 8/6

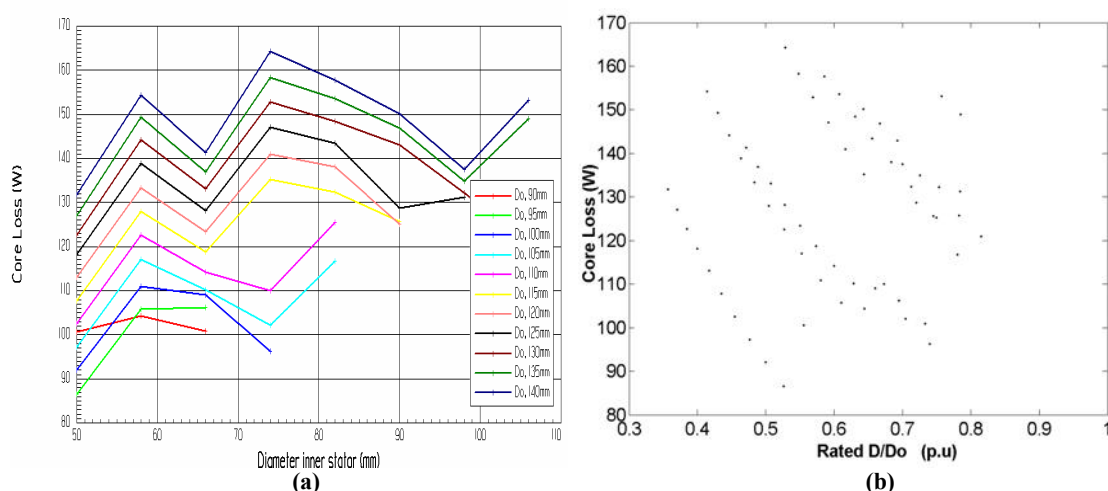


Figura II.75 Comportamiento de las pérdidas en el hierro ante la variación del cociente de los diámetros externo del rotor y del estator ( $D/D_o$ ) para un SRM 8/6-42V. En forma de (a) curvas representativas (b) diagrama de puntos.

### II.9.3 Influencia de la relación del cociente de los yugos del rotor y el estator $y_r/y_s$

La relación  $y_r/y_s$  entre los yugos del rotor y el estator varía de la siguiente manera:  $5mm < y_r < 13mm$  y  $7mm < y_s < 15mm$ . Se asume que los demás parámetros del motor son constantes.

- Comportamiento de la potencia máxima ante la variación de los yugos del rotor y del estator visualizado en forma de curvas y de diagrama de puntos en función de la relación  $y_r/y_s$ , Figura II.76.
- Comportamiento del par promedio ante la variación de los yugos del rotor y del estator visualizado en forma de curvas y de diagrama de puntos en función de la relación  $y_r/y_s$ , Figura II.77.
- Comportamiento de la eficiencia ante la variación de los yugos del rotor y del estator visualizado en forma de curvas y de diagrama de puntos en función de la relación  $y_r/y_s$ , Figura II.78.

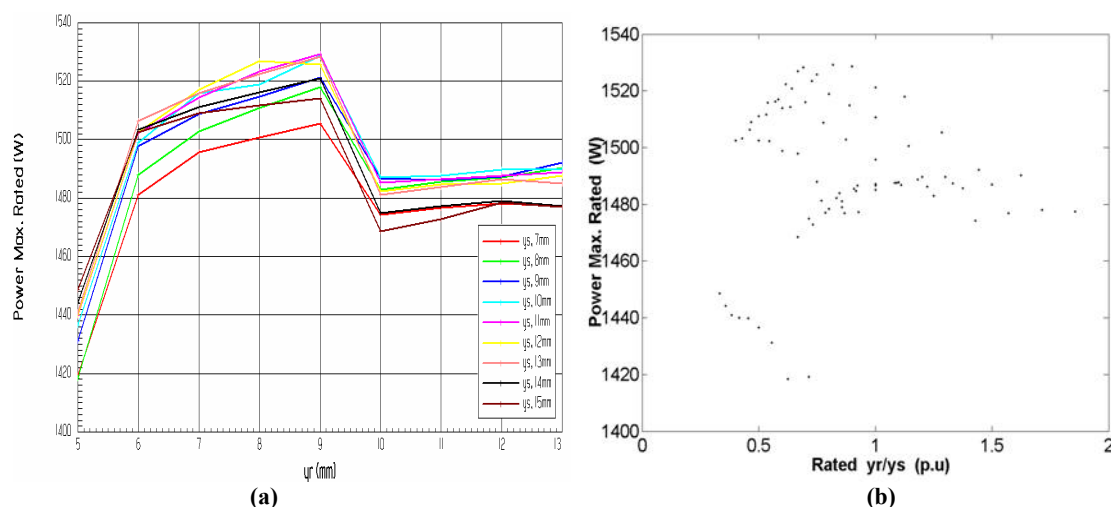


Figura II.76 Comportamiento de la potencia máxima ante la variación de los yugos del rotor y del estator para un SRM 8/6-42V. En forma de (a) curvas representativas (b) diagrama de puntos en función de  $y_r/y_s$ .

ANEXO II: PARAMETRIZACION: INFLUENCIA DE LAS VARIABLES CONSTRUCTIVAS EN SRM 8/6

- Comportamiento del peso neto ante la variación de los yugos del rotor y del estator visualizado en forma de curvas y de diagrama de puntos en función de la relación  $y_r/y_s$ , Figura II.79.
- Comportamiento de las pérdidas en el cobre y del hierro ante la variación de los yugos del rotor y del estator visualizado, Figura II.80.

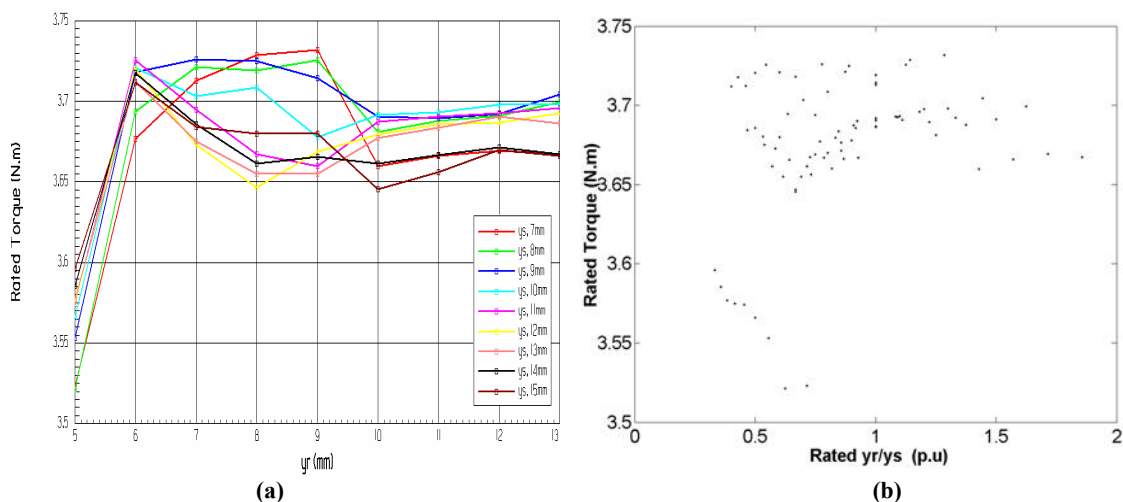


Figura II.77 Comportamiento del par promedio ante la variación de los yugos del rotor y del estator para un SRM 8/6-42V. En forma de (a) curvas representativas (b) diagrama de puntos en función de  $y_r/y_s$ .

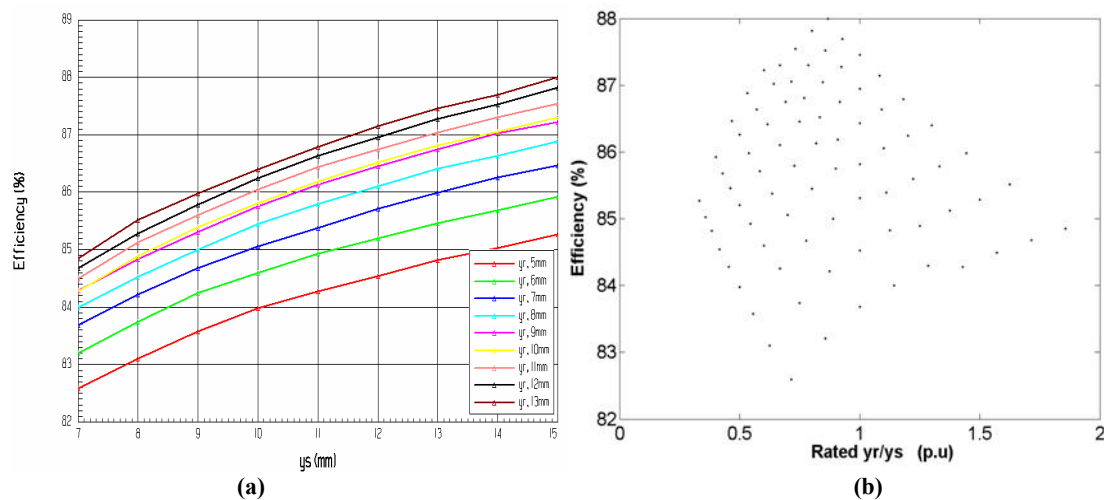


Figura II.78 Comportamiento de la eficiencia ante la variación de los yugos del rotor y del estator para un SRM 8/6-42V. En forma de (a) curvas representativas (b) diagrama de puntos en función de  $y_r/y_s$ .

ANEXO II: PARAMETRIZACION: INFLUENCIA DE LAS VARIABLES CONSTRUCTIVAS EN SRM 8/6

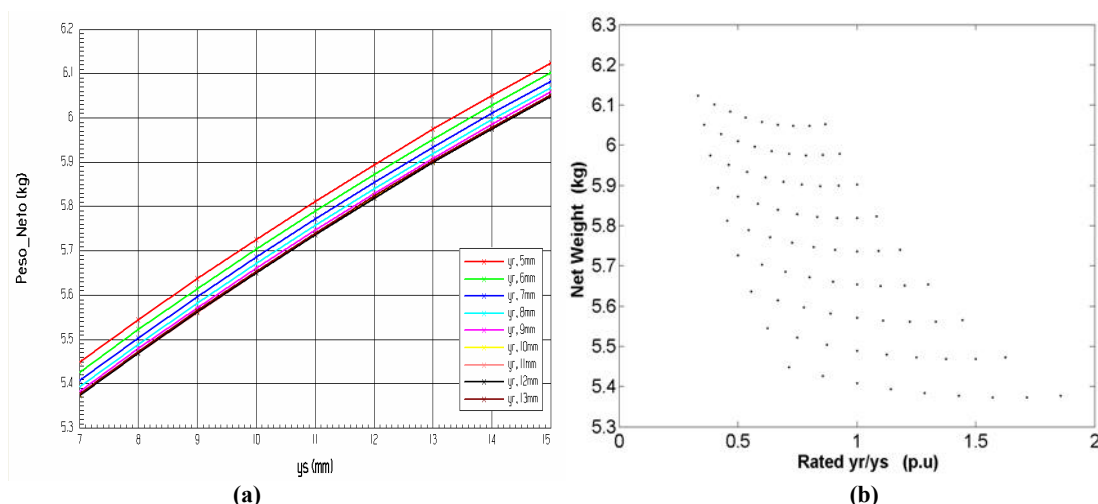


Figura II.79 Comportamiento del peso neto ante la variación de los yugos del rotor y del estator para un SRM 8/6-42V. En forma de (a) curvas representativas (b) diagrama de puntos en función de  $y_r/y_s$ .

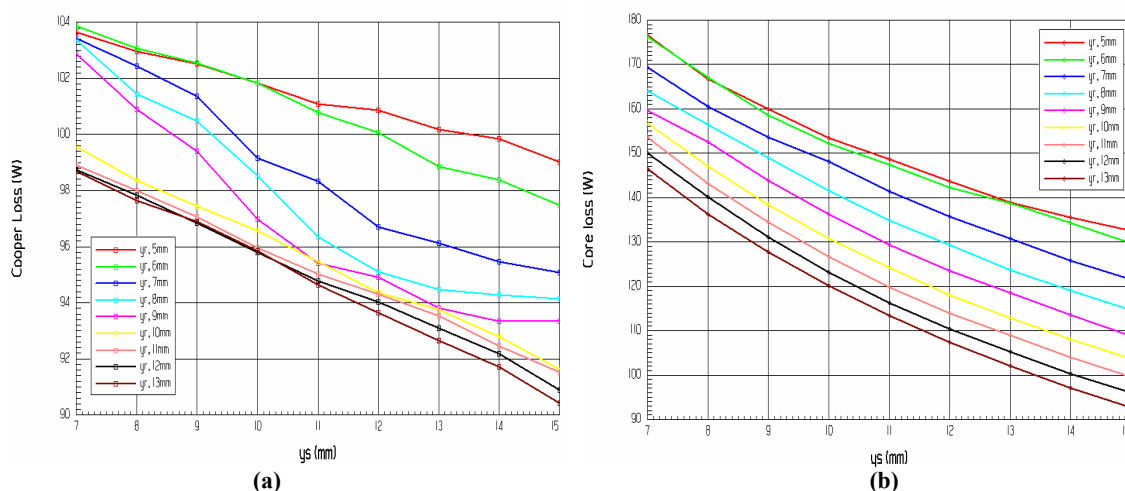


Figura II.80 Comportamiento de las pérdidas ante la variación de los yugos del rotor y del estator para un SRM 8/6-42V. (a) Pérdidas en el cobre (b) Pérdidas en el hierro.

II.9.4 Influencia de la relación del cociente de los yugos del rotor y el estator  $y_s/t_s$  (Parte I)

La relación  $y_s/t_s$  entre el yugo del estator y el ancho del polo del estator varía de la siguiente manera:  $10.66\text{mm} < t_s < 12.64\text{mm}$  y  $7\text{mm} < y_s < 15\text{mm}$ . Se asume que los demás parámetros del motor son constantes. Tener en cuenta que la variación de  $t_s$  se realiza sobre el arco del polo del estator pero el radio interno del estator permanece constante en este caso de 35.5 mm

- Comportamiento de la velocidad del rotor ante la variación del yugo y del ancho del polo del estator visualizado en forma de curvas y de diagrama de puntos en función de la relación  $y_s/t_s$ , Figura II.81.
- Comportamiento de la eficiencia ante la variación del yugo y del ancho del polo del estator visualizado en forma de curvas y de diagrama de puntos en función de la relación  $y_s/t_s$ , Figura II.82.

ANEXO II: PARAMETRIZACION: INFLUENCIA DE LAS VARIABLES CONSTRUCTIVAS EN SRM 8/6

- Comportamiento del peso neto ante la variación del yugo y del ancho del polo del estator visualizado en forma de curvas y de diagrama de puntos en función de la relación  $y_s/t_s$ , Figura II.83.
- Comportamiento de las pérdidas en el hierro ante la variación del yugo y del ancho del polo del estator visualizado en forma de curvas y de diagrama de puntos en función de la relación  $y_s/t_s$ , Figura II.84.

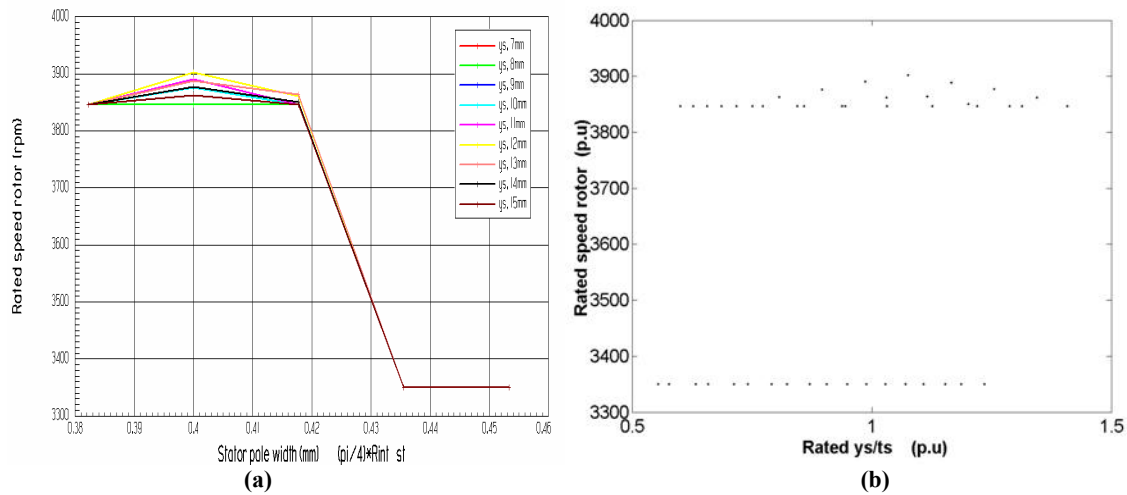


Figura II.81 Comportamiento de la velocidad del rotor ante la variación del yugo y del ancho del polo del estator para un SRM 8/6-42V. En forma de (a) curvas representativas (b) diagrama de puntos en función de  $y_s/t_s$ .

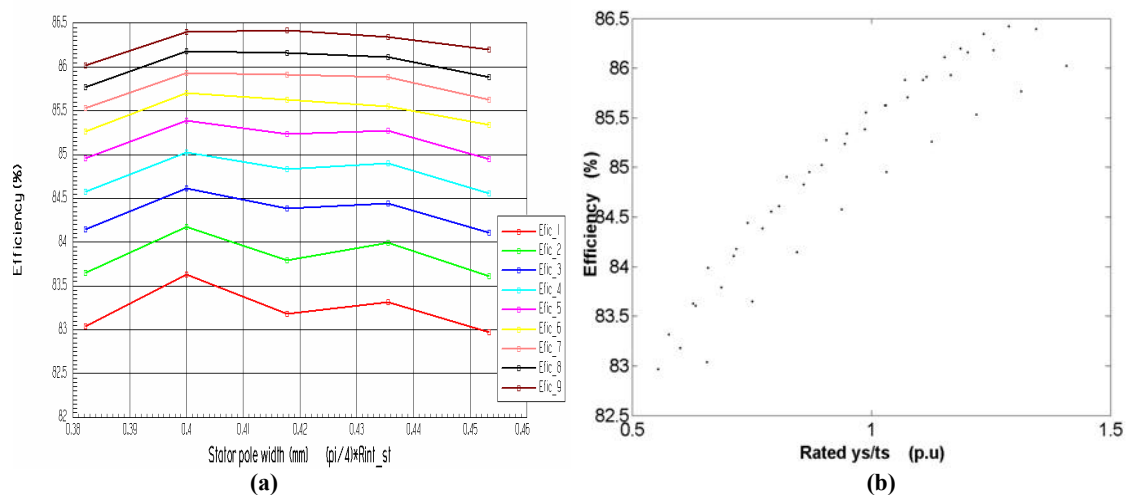


Figura II.82 Comportamiento de la eficiencia ante la variación del yugo y del ancho del polo del estator para un SRM 8/6-42V. En forma de (a) curvas representativas (b) diagrama de puntos en función de  $y_s/t_s$ .

ANEXO II: PARAMETRIZACION: INFLUENCIA DE LAS VARIABLES CONSTRUCTIVAS EN SRM 8/6

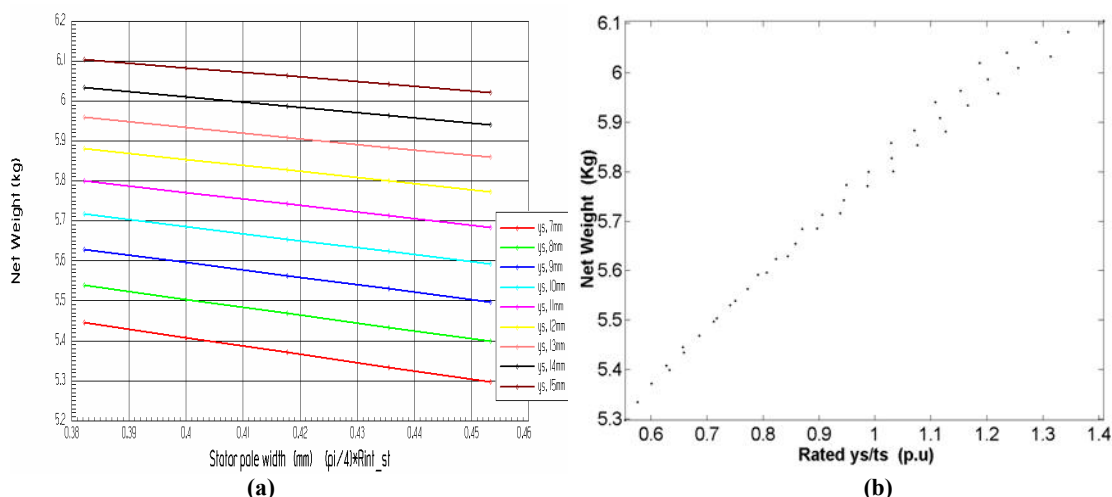


Figura II.83 Comportamiento del peso neto ante la variación del yugo y del ancho del polo del estator para un SRM 8/6-42V. En forma de (a) curvas representativas (b) diagrama de puntos en función de  $y_s/t_s$ .

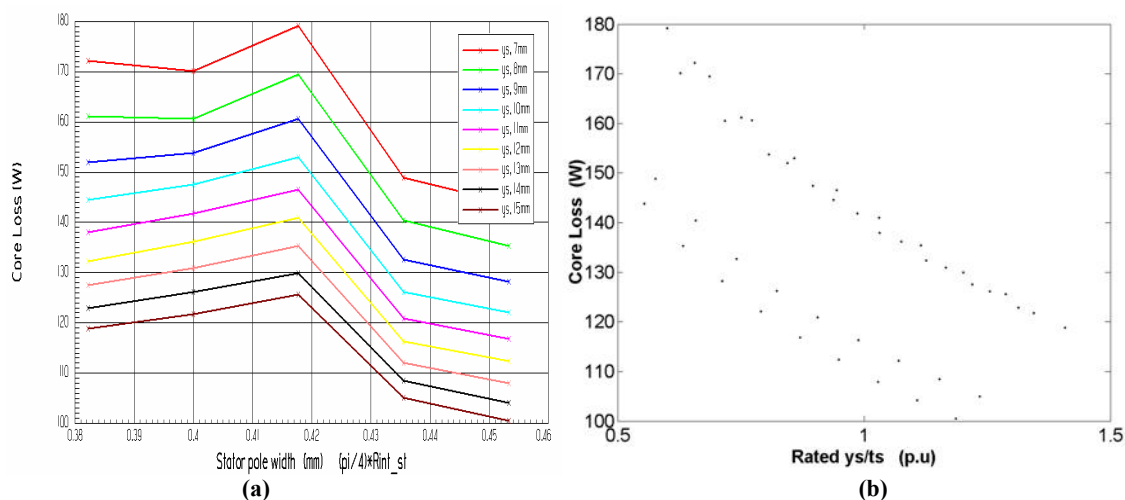


Figura II.84 Comportamiento de las pérdidas en el hierro ante la variación del yugo y del ancho del polo del estator para un SRM 8/6-42V. En forma de (a) curvas representativas (b) diagrama de puntos en función de  $y_s/t_s$ .

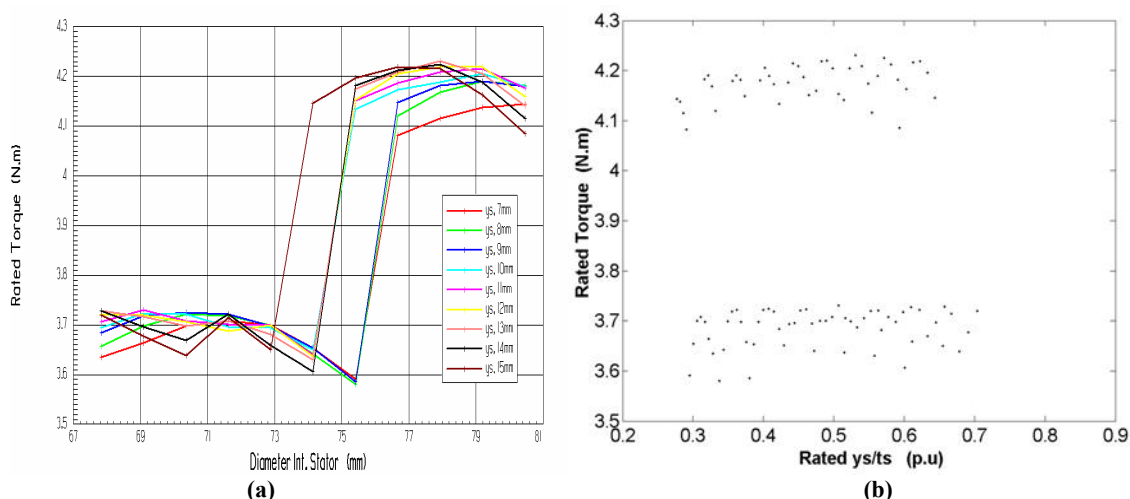
### II.9.5 Influencia de la relación del cociente de los yugos del rotor y el estator $y_s/t_s$ (Parte II)

La relación  $y_s/t_s$  entre el yugo del estator y el ancho del polo del estator varía de la siguiente manera:  $10.66\text{mm} < t_s < 12.64\text{mm}$  y  $7\text{mm} < y_s < 15\text{mm}$ . Se asume que los demás parámetros del motor son constantes. Tener en cuenta que la variación de  $t_s$  se realiza sobre el radio interno del estator mientras el arco del polo del estator permanece constante alrededor de  $18^\circ\text{mec}$

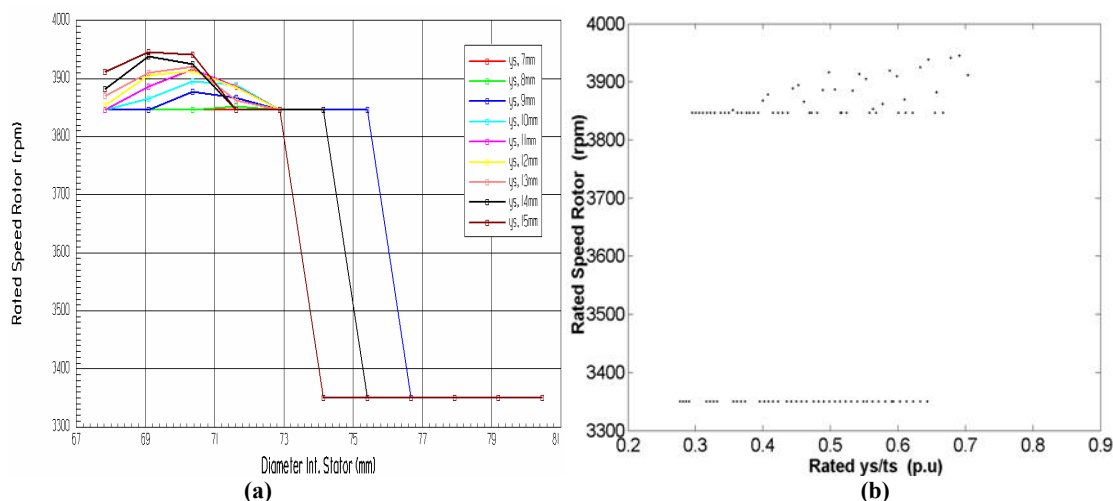
- Comportamiento del par promedio ante la variación del yugo y del ancho del polo del estator visualizado en forma de curvas y de diagrama de puntos en función de la relación  $y_s/t_s$ , Figura II.85.
- Comportamiento de la velocidad del rotor ante la variación del yugo y del ancho del polo del estator visualizado en forma de curvas y de diagrama de puntos en función de la relación  $y_s/t_s$ , Figura II.86.

*ANEXO II: PARAMETRIZACION: INFLUENCIA DE LAS VARIABLES CONSTRUCTIVAS EN SRM 8/6*

- Comportamiento de la eficiencia ante la variación del yugo y del ancho del polo del estator visualizado en forma de curvas y de diagrama de puntos en función de la relación  $y_s/t_s$ , Figura II.87.
- Comportamiento del peso neto ante la variación del yugo y del ancho del polo del estator visualizado en forma de curvas y de diagrama de puntos en función de la relación  $y_s/t_s$ , Figura II.88.
- Comportamiento de las pérdidas en el hierro ante la variación del yugo y del ancho del polo del estator visualizado en forma de curvas y de diagrama de puntos en función de la relación  $y_s/t_s$ , Figura II.89.



**Figura II.85** Comportamiento del par promedio ante la variación del yugo y del ancho del polo del estator para un SRM 8/6-42V. En forma de (a) curvas representativas (b) diagrama de puntos en función de  $y_s/t_s$ .



**Figura II.86** Comportamiento de la velocidad del rotor ante la variación del yugo y del ancho del polo del estator para un SRM 8/6-42V. En forma de (a) curvas representativas (b) diagrama de puntos en función de  $y_s/t_s$ .



ANEXO II: PARAMETRIZACION: INFLUENCIA DE LAS VARIABLES CONSTRUCTIVAS EN SRM 8/6

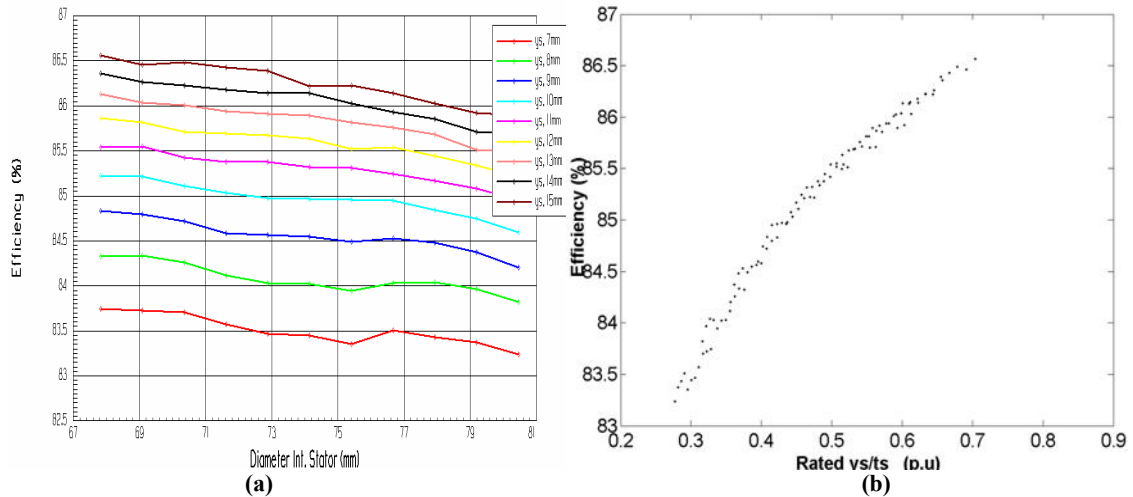


Figura II.87 Comportamiento de la eficiencia ante la variación del yugo y del ancho del polo del estator para un SRM 8/6-42V. En forma de (a) curvas representativas (b) diagrama de puntos en función de  $y_s/t_s$ .

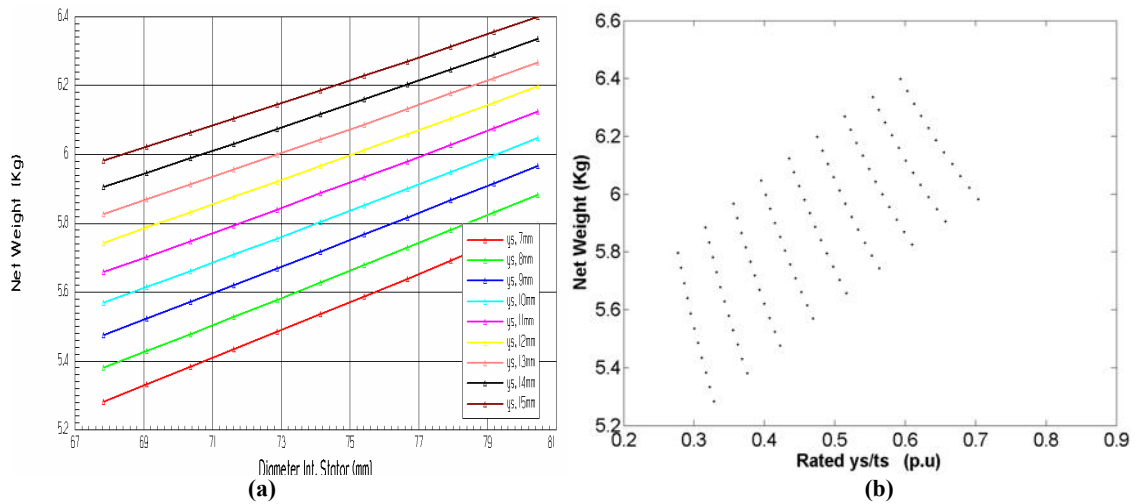


Figura II.88 Comportamiento del peso neto ante la variación del yugo y del ancho del polo del estator para un SRM 8/6-42V. En forma de (a) curvas representativas (b) diagrama de puntos en función de  $y_s/t_s$ .

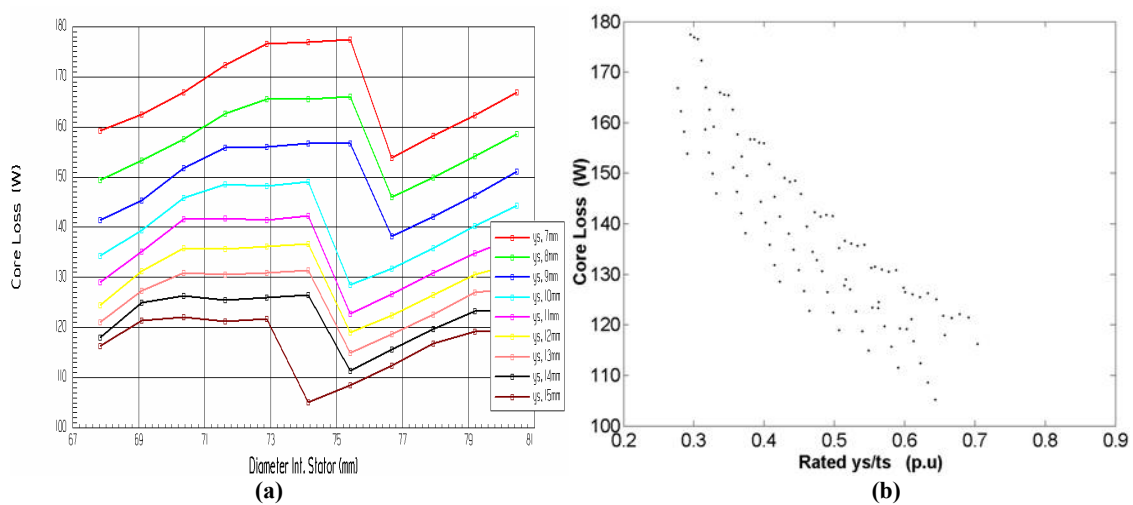


Figura II.89 Comportamiento de las pérdidas en el hierro ante la variación del yugo y del ancho del polo del estator para un SRM 8/6-42V. En forma de (a) curvas representativas (b) diagrama de puntos en función de  $y_s/t_s$ .

## ANEXO III

### PROGRAMA DE DISEÑO ANALITICO SRM-CAD

---

#### III.1 Programa analítico SRM-CAD

```
clear
clc
% Carga datos de simulación del ANSOFT- RMXprt
% Para realizar las comparaciones entre el software comercial y el SRM-CAD

load matlab_datos_ANSOFT.mat
load matlab_datos_ANSOFT02.mat

Dens_cu = 8900;      % kg/m3
Dens_si = 7650;     % kg/m3
res_cu = 0.025;     % resistividad del cobre a 125°C (Merix Corporation)
uo = 4e-7*pi;       % permeabilidad del espacio vacio, H/m

% Maincode =====

% Parámetros de Diseño - Aplicación motor del compresor para aire acondicionado.

Ns = 8;              % Numero de polos del estator
Nr = 6;              % Numero de polos del rotor
N_fases = Ns/2;     % Numero de fases
P_hp = 2.027;        % Potencia de salida en hp (1 hp=746W)
w_rpm = 3900;        % Velocidad del motor (rpm)
ip = 64;             % Corriente pico (A)
V_ac = 42;           % Voltage ac a la entrada (V)
g = 0.2e-3;         % Entrehierro (m)
Do_max = 120e-3;     % Diametro exterior del estator maximo. (m)
Do = 120e-3;         % Diametro exterior del estator (m).
L = 70e-3;           % Longitud axial (m)
Lmax = 90e-3;        % Longitud axial máxima (m)
D_shaft = 25e-3;     % Diámetro mínimo del eje, (m)
D = 71e-3;           % Diámetro interior del estator, estado inicial previo
Bmax = 1.75;         % Punto de codo de la característica B-H (Tesla)
Beta_s = 17.98;      % grados mec, viene de un examen previo.
Beta_r = 20.4;       % grados mec, viene de un examen previo.
Cl_min = 0.0024;     % Mínima separación entre devanados.
hwedge = 2e-3;       % Diferencia de longitud mínima entre el polo del estator y el devanado, m
D_J = 10;            % Máxima densidad de corriente permitida en los devanados, A/mm2
f_f = 0.95;          % factor de campo
```

ANEXO III: PROGRAMA DE DISEÑO ANALITICO SRM-CAD

```

nser = 2;           % numero de devanados en serie en el estator
npar = 1;          % numero de devanados en paralelo en el estator
a = 1;            % Para lazos de iteración en las restricciones
b = 1;
c = 1;

% Par desarrollado por la maquina.

T_req = P_hp*746/(2*pi*w_rpm/60);
%=====
                %%%%%%%%%% PROCEDIMIENTO PRELIMINAR DE DISEÑO %%%%%%%%%%

% Se desprecia la dispersión y el "factor stack"

Bs = Bmax;        % Se asume igual a la densidad del flujo de polo del estator. (Tesla)
Beta_s_rad = Beta_s*pi/180;
Beta_r_rad = Beta_r*pi/180;

while (c == 1),
while (b == 1),
while (a == 1),
    if (L > Lmax)
        L = L - (0.001);           %    Acerca del primer ciclo de iteración
        D = D + (0.001);
    else
        L; D;
    end
end
%=====
                %%%%%%%%%% 1. DISEÑO LAMINAR %%%%%%%%%%

% Función correspondiente al diseño laminar del SRM
[As, Br, Bg, Hg, Hs, Hy, Hr, Hrc, Ji, hs, F_s, hr, C] = f_dis_laminar01(Beta_r_rad,
Beta_s_rad, D, L, Bs, Do, D_shaft, g);

Tph = round(Ji/ip);    % Numero de vueltas por fase. Aproximación: par y entero por debajo.

[par_Tph] = f_num_par(Tph);

    if par_Tph == 1
        Tph_n = Tph - 1;
    else
        Tph_n = Tph;
    end

% Recalculo de la corriente.
    ip = Ji/Tph_n;           % A

% Inductancia en la posición alineada. Corriente máxima y con saturación
    L_aligned = (Tph_n*F_s)/ip;           % H
    K_hr_hs = hr/hs;
    if (K_hr_hs > 0.9) & (K_hr_hs < 1.3)
        hr; hs;           %    Acerca del segundo ciclo de interacción
        a = 0;
    else
        Do = Do - (0.001);
        a = 1;
    end
end

```

```

end
%=====
% % % % % % % % % % 2. DISEÑO DEL DEVANADO % % % % % % % % % %
hwedge; D_J; f_f;

[ts, S_s, ac, dw, hw, Ncapas, Wt, Z, Cl, ac_tabla_m, cal] = f_dis_devanado03(D, hwedge,
Beta_s_rad, Ns, ip, D_J, hs, f_f, Tph_n);
% Función correspondiente al diseño laminar del SRM
%=====
if(Cl > Cl_min)
    % Acerca del tercer bucle de iteración concierne a la separación de los devanados
    As_t = As; Br_t = Br; Bg_t = Bg; Hg_t = Hg; Hs_t = Hs; Hy_t = Hy; Hr_t = Hr; Hrc_t = Hrc;

    Ji_t = Ji; hs_t = hs; hr_t = hr; C_t = C; F_s_t = F_s;
        ip_t = max(ip);
        Tph_n_t = Tph_n
            b = 0;
        else
            L = L + (0.001);
            D = D - (0.001);
            b = 1;
        end
    end
end

K_D_Do = D/Do;
if(K_D_Do > 0.55) & (K_D_Do < 0.65)
    c = 0; % Acerca del cuarto bucle de iteración
    else
        c = 1;
        Do = Do - (0.001);
    end
end

%=====
% % % % % % % % % % 3. CALCULO DEL PAR PROMEDIO I % % % % % % % % % %

% En este apartado se encontraran las inductancias en las posiciones
% alineada y no alineada y los enlaces de flujo en las mismas.
% Bs = Bmax;
n_div = 256; n = 0; k = 0; tol = 0.01;
delta_ip = ip/n_div;

for k1 = 1: 1: n_div
    Ji_ndiv = Tph_n*delta_ip*k1;
    while (Ji - Ji_ndiv) > tol
        Bs = Bs-0.001; % 0.05 es una cantidad arbitral puede ponerse una constante.
        n = n+1;
        [As, Br, Bg, Hg, Hs, Hy, Hr, Hrc, Ji, hs, F_s, hr, C]=f_dis_laminar01(Beta_r_rad,
Beta_s_rad, D, L, Bs, Do, D_shaft, g);
    end

    while (Ji_ndiv - Ji) > tol
        Bs = Bs + 0.0005; % 0.05 es una cantidad arbitral puede ponerse una constante
        n = n+1;
        k = k+1;
    end
end
    
```

ANEXO III: PROGRAMA DE DISEÑO ANALÍTICO SRM-CAD

```
[As, Br, Bg, Hg, Hs, Hy, Hr, Hrc, Ji, hs, F_s, hr] = f_dis_laminar01(Beta_r_rad,
Beta_s_rad, D, L, Bs, Do, D_shaft, g);
end

ip_tav(k1) = delta_ip*k1; % este k1 puede variar para otras iteraciones
KJi(k1) = Ji;
KJi_ndiv(k1) = Ji_ndiv;

% El valor particular de la inductancia La1 para la corriente i1 se calcula así:
Tph(k1) = round(Ji_ndiv/(ip_tav(k1))); % Numero de vueltas por fase
% Aproximar par y entero por debajo.
[par_Tph] = f_num_par(Tph(k1)); % Aproximar par y entero por debajo.
if par_Tph == 1
    Tph_n = Tph(k1) - 1;
else
    Tph_n = Tph(k1);
end

% Recalculo de la corriente.
ip(k1) = Ji_ndiv/Tph_n; % A

% Inductancia en la posicion alineada. Corriente máxima y con saturación
L_aligned(k1) = (Tph_n*F_s)/ip(k1); % H
f_link(k1) = L_aligned(k1)*ip(k1);

% Calculo de la inductancia no alineada
[Lphs, Lphr, L_unalig] = f_L_unaligned03(uo, L, D, g, hr, hs, Tph_n, Beta_r_rad,
Beta_s_rad, nser, npar);
f_unlink(k1) = L_unalig*ip(k1);
end

L_a_sat = L_aligned(n_div); % Inductancia alineada saturada a la corriente pico
%=====
% Procedimiento para el cálculo de la derivada del flujo con respecto a la corriente, valor
analit. f_link, ip

for k3 = 1: 1: (n_div-1)
    der_F_I(k3) = (f_link(k3+1)-f_link(k3))/(ip(k3+1)-ip(k3));
    L_a_nosat = max(der_F_I);
end

% Ejecución de la figura 1. Enlace de flujo & Corriente (A)
figure (4201)
plot(ip, f_link,'b-', ip, f_unlink, 'b', ip_alinead,F_alineada,'k-',ip_noalin,F_noalineada,'k',
ip_semialinead, F_semialineada, 'k');
title('Enlace de flujo & Corriente de fase');
xlabel('Corriente, A');
ylabel('Enlace de flujo');
legend('polos alineados CAD','polos no alineados CAD','polos semialineados CAD', 'polos
alineados FEA','polos no alineados FEA', 'polos semialineados FEA');
grid;
%===== %
% % % % % % % % % % 3. CALCULO DEL PAR PROMEDIO II % % % % % % % % % %

% En este apartado se halla el par promedio
k_W_aligned = 0;
```

```
for k2 = 1: 1: (n_div-1)
    k_W_aligned = k_W_aligned + delta_ip*f_link(k2);
end

W_aligned = k_W_aligned + ((delta_ip*f_link(n_div))/2);
W_unaligned = (ip(n_div))*(ip(n_div))* L_unalig/2;

T_av = (W_aligned-W_unaligned)*Ns*Nr/(4*pi)           % Par promedio
Pa = T_av*(w_rpm*2*pi/60);                             % Potencia promedio
% ===== %
% 4. CALCULO DE LA RESISTENCIA POR FASE %
lm = 2*L+4*Wt+2*D*sin(Beta_s_rad/2); % longitud promedio de una vuelta de
devanado
% res_cu = 0.0177; % Resistividad del cobre ohm.mm2/m a 20°C
% res_cu = 0.025; % a 125°C tomado de Merix Corporation

Rs = res_cu*lm*Tph_n/(ac_tabla_m*1e6); % Resistencia por fase
% ===== %
% 5. CALCULO DE LA INDUCTANCIA ANALITICA - COMPARACION CON
RMXprt %
tetha_full_alig_rad = pi/Nr;
tetha_full_alig = tetha_full_alig_rad*180/pi;
tetha_start_rad = tetha_full_alig_rad-((Beta_r_rad+Beta_s_rad)/2);
% La excitación de la fase se asume que empieza sobre dicho ángulo
tetha_start = tetha_start_rad*180/pi;

% Función con el fin de graficar el cambio de L con respecto a la posición
[L_graf, tetha_graf, m] = f_graf_L(tetha_start, L_a_nosat, L_unalig, Beta_s, Beta_r, Nr);

figure(4202)
plot(tetha_graf,L_graf,'k--', theta_ansoft,L_ansoft,'k');
title('Inductance & Rotor Position');
xlabel('grad mec');
ylabel('H');
legend('Inductance CAD','Inductance FEA');
grid;

% 6. CALCULO DE ANGULOS DE LOS TIEMPOS DE CAIDA Y DE LEVANTE %
[L_grafsat, tetha_grafsat, msat] = f_graf_L(tetha_start, L_a_sat, L_unalig, Beta_s, Beta_r, Nr);

Req = Rs+w_rpm*2*pi*msat/60;
V_dc = 1*V_ac; % Referencia a [1]
tf = (L_a_sat/Req)*log(1+((ip_t*Req)/(V_dc))); % Referencia a [2] "fall time"
tetha_f_rad = 2*pi*w_rpm*tf/60;
tetha_f = (tetha_f_rad*180/pi);
aprox_tetha_f = 10.2;

tethaon = 5.17; % el ángulo de encendido del convertidor, es asumido en este programa, °mec
tetha_sep = 2*180*((1/Nr)-(1/Ns)); % Angulo de separación entre fases, grad. mec
tetha_com = tetha_full_alig+((Beta_r-Beta_s)/2)-aprox_tetha_f;
max_betar = Beta_s+tetha_f; % Recordar: betas <= betar <= (betas + tetha_f)
tu = L_unalig/Rs; % [2], constante a la posición no alineada, s
tr = tu*log(1/(1-(Rs*ip_t/V_dc))); % [2], "Rise time", s
```

```
tetha_r_rad = 2*pi*w_rpm*tr/60;
tetha_r = tetha_r_rad*180/pi;
aprox_tetha_r = 3.6;
```

```
t_rotor = 1/(Nr*w_rpm);           % Tomado de [1]
frec = w_rpm*Nr/60;              % Hz
Periodo = 1/frec;                % Periodo por stroke
```

---

7. CALCULO DEL VALOR ANALÍTICO DE LA CORRIENTE, FASE A

```
tetha_sep_phA = 0;
[I_cal, tetha_fig, flux_graf, delta_tetha] = f_cal_corr_anal02(tetha_sep_phA, aprox_tetha_r,
aprox_tetha_f, Rs, msat, tf, w_rpm, tethaon, Nr, V_dc, ip_t, tetha_com, tetha_grafsat,
L_grafsat, tetha_graf, L_graf); % Esta función es solo para la fase A
```

```
[I_rms_ANSOFT] = f_cal_I_RMS(Nr,Imax_rmxprt,pos_rmxprt)
[I_rms_cal] = f_cal_I_RMS(Nr,I_cal,tetha_fig)
```

```
figure(4203)
plot(tetha_fig, I_cal,'k-',pos_rmxprt,Imax_rmxprt,'k');
title('Current phase A & Rotor position'); % posición en grados mecánicos
xlabel('grad mec');
ylabel('A');
legend('Current phase CAD','Current phase FEA');
grid;
```

```
tetha_sep_phB = tetha_sep;
[I_cal_B, tetha_fig_B] = f_cal_corr_anal02(tetha_sep_phB, aprox_tetha_r, aprox_tetha_f, Rs,
msat, tf, w_rpm, tethaon, Nr, V_dc, ip_t, tetha_com, tetha_grafsat, L_grafsat, tetha_graf,
L_graf); % Esta función es solo para la fase B
```

```
tetha_sep_phC = tetha_sep*2;
[I_cal_C, tetha_fig_C] = f_cal_corr_anal02(tetha_sep_phC, aprox_tetha_r, aprox_tetha_f, Rs,
msat, tf, w_rpm, tethaon, Nr, V_dc, ip_t, tetha_com, tetha_grafsat, L_grafsat, tetha_graf,
L_graf); % Esta función es solo para la fase C
```

```
tetha_sep_phD = tetha_sep*3;
[I_cal_D, tetha_fig_D] = f_cal_corr_anal02(tetha_sep_phD, aprox_tetha_r, aprox_tetha_f,
Rs, msat, tf, w_rpm, tethaon, Nr, V_dc, ip_t, tetha_com, tetha_grafsat, L_grafsat, tetha_graf,
L_graf); % Esta función es solo para la fase D
```

```
figure(4204)
plot(tetha_fig, I_cal,'b.', tetha_fig_B, I_cal_B,'r.', tetha_fig_C, I_cal_C,'g.', tetha_fig_D,
I_cal_D,'k. ');
title('CURRENT PHASE & ROTOR POSITION '); % posición en grados mecánicos
xlabel('grad mec');
ylabel('A');
legend('Current Phase A','Current Phase B','Current Phase C','Current Phase D');
grid;
```

---

8. CALCULO DE LAS PERDIDAS EN EL COBRE

```
Pcu = (I_rms_cal^2)*Rs;           % Perdidas en el cobre por fase
Pcu_total = Pcu*N_fases;         % Perdidas totales en el cobre
```

---

9. CALCULO DEL FLUJO & POSICION DEL ROTOR

% Solamente se utiliza para el caso de regimen lineal  
 % Se recuerda que flujo = L(tetha)\* I(tetha), tetha en grad mecanicos  
 % El archivo pertenece a: f\_cal\_corr\_anal02, sin embargo para efecto de visualización los  
 datos de flujo tomados con el RMXprt de Ansoft se anotan a continuación:

flux_rmxprt = [0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
0.000227	0.000472	0.000717	0.000963	0.001209						
0.001455	0.001701	0.001948	0.002194	0.002441						
0.002688	0.002935	0.003183	0.00343	0.003678	0.003925					
0.004173	0.004421	0.004669	0.004917	0.005165						
0.005413	0.005628	0.005739	0.005884	0.006065						
0.006274	0.006511	0.006776	0.007066	0.007365	0.00767					
0.007974	0.00824	0.008585	0.008924	0.009249	0.009562					
0.009868	0.010168	0.010465	0.010759	0.011051						
0.011343	0.011633	0.011922	0.012211	0.012499						
0.012786	0.013073	0.01336	0.013647	0.013933	0.014219					
0.014505	0.014791	0.015077	0.015362	0.015647						
0.015933	0.016218	0.016503	0.016788	0.017072						
0.017357	0.017642	0.017927	0.018211	0.018496	0.01878					
0.019064	0.019349	0.019633	0.019917	0.020201						
0.020485	0.020769	0.021053	0.021337	0.02162	0.021904					
0.022187	0.022471	0.022754	0.023037	0.02332	0.023602					
0.023885	0.024167	0.02445	0.024732	0.025013	0.025294					
0.025089	0.024845	0.024598	0.024337	0.024074	0.02381					
0.023546	0.023273	0.022997	0.02272	0.022441	0.02216					
0.021876	0.02159	0.021303	0.021013	0.020723	0.02043					
0.020137	0.019843	0.019547	0.019252	0.018956	0.01866					
0.018363	0.018067	0.01777	0.017473	0.017176	0.016879					
0.016582	0.016285	0.015987	0.01569	0.015392	0.015095					
0.014797	0.014499	0.014201	0.013903	0.013605						
0.013307	0.013009	0.012711	0.012412	0.012114						
0.011816	0.011517	0.011218	0.010918	0.010617						
0.010317	0.010016	0.009715	0.009414	0.009113						
0.008812	0.008512	0.008211	0.00791	0.007609	0.007308					
0.007006	0.006704	0.006402	0.0061	0.005798	0.005496					
0.005195	0.004893	0.004591	0.00429	0.003988	0.003687					
0.003385	0.003084	0.002783	0.002482	0.002181						
0.001881	0.001654	0.001456	0.001283	0.001133						
0.001003	0.00089	0.000792	0.000707	0.000633	0.000569					
0.000514	0.000466	0.000425	0.000389	0.000359						
0.000332	0.000309	0.000289	0.000272	0.000257						
0.000244	0.000233	0.000223	0.000214	0.000207	0.0002					
0.000194	0.000189	0.000185	0.00018	0.000177	0.000173					
0.00017	0.000167	0.000164	0.000161	0.000159	0.000156					
0.000154	0.000152	0.00015	0.000147	0.000145	0.000143					
0.000141	0.000139	0.000137	0.000135	0.000133						
0.000131	0.000129	0.000127	0.000125	0.000123						
0.000121	0.000119	0.000117	0.000115	0.000113						
0.000111	0.000109	0.000106	0.000104	0.000102	0.0001					
9.8e-0059	6e-0059	4e-0059	2e-0059	9e-005	8.8e-0058	6e-0058	4e-0058	2e-0058	1e-0058	8e-005
7.9e-0057	9e-0057	9e-0058	8e-005	0	0	0	0	0	0	0
0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0



ANEXO III: PROGRAMA DE DISEÑO ANALITICO SRM-CAD

```
0 0 0 0 0 0 0 0 0 0 0
0 0 0];
```

```
figure(4205)
plot(tetha_fig, (flux_graf),'b--',pos_rmxprt, flux_rmxprt, 'k');
title('Flujo en la fase A & Posición del rotor); % La posición en grados mecánicos
xlabel('grad mec');
ylabel('Wb');
legend('Flux CAD','Flux FEA');
grid;
%=====
```

10. PESOS DE MATERIALES

```
% 1. Peso total de cobre (kg)
peso_cu = (Dens_cu)*pi*((dw/2)^2)*lm*Tph_n*N_fases*2;

% 2. Peso del Acero-Silicio
% 2.1 Peso del polo del estator (kg)
peso_pole_estator = Dens_si*(D/2)*Beta_s_rad*hs*L;
% 2.2 Peso del polo del rotor (kg)
peso_pole_rotor = Dens_si*((D/2)-g)*Beta_r_rad*hr*L;
% 2.3 Peso del yoke del estator (kg)
peso_yoke_estator = Dens_si*((Do-C)/2)*2*pi*C*L;
% 2.4 Peso del rotor core (kg)
Espyr=(D-(2*g)-(2*hr)-D_shaft)/2;
peso_core_rotor = Dens_si*L*Espyr*pi*((D/2)-g-hr+D_shaft);
peso_eje = Dens_si*L*pi*(D_shaft/2)^2;
% 2.5 Pesos totales del rotor (kg)
pes_tot_rotor = peso_core_rotor+Nr*peso_pole_rotor+peso_eje
% 2.6 Pesos totales del estator (kg)
pes_tot_estator = peso_pole_estator*Ns+peso_yoke_estator

% 3. Total Net Weight (kg)
Pes_neto = pes_tot_rotor+pes_tot_estator+peso_cu
```

11. A. PAR ANALITICO POR FASE

```
% Utilizando la ecuación para sistemas sin saturación
% T =(1/2)*i^2*DL/Dtheta % para una fase

% Cálculo de la derivada con respecto a la posición

% Calculo del par - Fase A
[T_cal] = f_cal_Torque(Nr, I_cal, delta_tetha, tetha_grafsat, L_grafsat);
[T_cal_B] = f_cal_Torque(Nr, I_cal_B, delta_tetha, tetha_grafsat, L_grafsat);
[T_cal_C] = f_cal_Torque(Nr, I_cal_C, delta_tetha, tetha_grafsat, L_grafsat);
[T_cal_D] = f_cal_Torque(Nr, I_cal_D, delta_tetha, tetha_grafsat, L_grafsat);

n_I = max(size(I_cal));

k10=0;
for k9=0: 0.4: 360/Nr
    k10=k10+1;
    T_cal_pA(k10) = INTERP1(tetha_fig, T_cal, k9,'nearest');
    T_cal_pB(k10) = INTERP1(tetha_fig_B, T_cal_B, k9,'nearest');
    T_cal_pC(k10) = INTERP1(tetha_fig_C, T_cal_C, k9,'nearest');
```

```
T_cal_pD(k10) = INTERP1(tetha_fig_D, T_cal_D, k9,'nearest');
T_total(k10) = T_cal_pA(k10)+T_cal_pB(k10)+T_cal_pC(k10)+T_cal_pD(k10);
tetha_Ttotal(k10) = k9;
end

figure(4206)
plot(tetha_fig, T_cal,'b.', tetha_fig_B, T_cal_B,'r.', tetha_fig_C, T_cal_C,'g.', tetha_fig_D,
T_cal_D,'k.', tetha_Ttotal, T_total, 'm-');
title('Par por fase & Posición del rotor');           % posición en grados mecánicos
xlabel('grad mec');
ylabel('N.m');
legend('Torque phase A','Torque phase B','Torque phase C','Torque phase D', 'Torque
total');
grid;
```

## III.2 Funciones utilizadas en el diseño laminar

### III.2.1 Función correspondiente al diseño laminar del SRM

```
function [As, Br, Bg, Hg, Hs, Hy, Hr, Hrc, Ji, hs, F_s, hr, C] =
f_dis_laminar01(Beta_r_rad, Beta_s_rad, D, L, Bs, Do, D_shaft, g)
As=D*L*Beta_s_rad/2;           % Área del polo del estator, m2
F_s=Bs*As;                     % El flujo en el polo del estator, Wb
F_y=F_s/2;                     % Flujo en el yoke, Wb
A_y=As;                        % Área del yoke, m2
C=A_y/L;                       % Back iron thickness, m
hs=(Do/2)-C-(D/2);            % Altura del polo del estator, m
Ar=((D/2)-g)*L*Beta_r_rad;     % Altura del polo del rotor. m2
Br=Bs*As/Ar;                  % Densidad del flujo del polo del rotor.(T)
Arc=As/1.6;                   % Área del núcleo del rotor, m2
hr=(D/2)-g-(D_shaft/2)- (Arc/L); % Altura del polo del rotor.
Ag=((D/2)-(g/2))*((Beta_r_rad+Beta_s_rad)/2)*L; % Densidad de flujo en el entrehierro, m
Bg=As*Bs/Ag;                  % La densidad de flujo en el entrehierro.
Hg= Bg/(4*pi*1e-7);           % Intensidad del campo magnético en el entrehierro.

% Intensidades del campo magnético en el polo del estator, "stator yoke" polo del rotor y
núcleo del rotor. Diseñadas como Hs, Hy, Hr y Hrc.
% Hs = 6179.17; Hy = 238.54; Hr = 4445.4; Hrc = 960.34;

[Hsp, Hyp, Hrp, Hrcp] = f_curvaB_H (Bs, Br);
Hs = Hsp;
Hy = Hyp;
Hr = Hrp;
Hrc = Hrcp;
% ===== Los caminos magnéticos de varias secciones son dadas por: =====

ls = hs+C/2;                   % m
lg = g;                         % m
lr = (D/4)-(g/2)+(hr/2)-(D_shaft/4); % m
lrc = pi*((D/4)-(g/2)-(hr/2)+(D_shaft/4)); % m
ly = pi*((Do/2)-(C/2));        % longitud ppal, "circular yoke SRM", m
% =====
```

% Amperio- vuelta operación a carga completa

```

    Ji = 2*(Hs*ls + Hg*lg + Hr*lr) + (Hrc*lrc/2) + (Hy*ly/2);    % Ji= Tph*i
% =====

    function [Hsp, Hyp, Hrp, Hrcp] = f_curvaB_H(Bs, Br);

% Esta función establece la curva B-H
% Esta función establece el valor de H al conocer el valor de B
% Esta curva se obtiene del programa de Ansoft para la lámina de silicio M19-24G

    H_M19_24G = [0 22.28 25.46 31.83 47.74 63.66 79.57 159.15 318.3 477.46 636.61 795.77
    1591.5 3183 4774.6 6366.1 7957.7 15915 31830 111407 190984 350138 509292 560221.2
    1527876];    % A/m

    B_M19_24G = [0 0.0475 0.095 0.1425 0.342 0.513 0.6175 0.9405 1.14 1.216 1.2635 1.292
    1.368 1.444 1.501 1.5485 1.5865 1.71 1.805 1.905 2.005 2.205 2.405 2.46899952022949
    3.6849904045898];    % T

    Hsp = INTERP1(B_M19_24G,H_M19_24G,Bs,'spline');    % Metodo SPLINE de interpolacion.
    Hrp = INTERP1(B_M19_24G,H_M19_24G,Br,'spline');
    By = 0.5*Bs;    % 50% de Bmax, en un principio Bs=Bmax
    Hyp = INTERP1(B_M19_24G,H_M19_24G,By,'spline');
    Brc = 0.8*Bs;    % 80% de Bmax
    Hrcp = INTERP1(B_M19_24G,H_M19_24G,Brc,'spline');
% =====

    function [par] = f_num_par(numero)

    par = mod(numero,2);
% =====
    
```

### III.2.2 Función correspondiente al diseño del devanado del SRM

```

function [ts, S_s, ac, dw, hw, Ncapas, Wt, Z, Cl, ac_tabla_m, cal] = f_dis_devanado02(D,
hwedge, Beta_s_rad, Ns, ip, D_J, hs, f_f, Tph_n)

% Referencia a [3]
% Viene implícito la tabla de calibres de conductores.

    ts = ((D/2)+ hwedge)* Beta_s_rad;    % Longitud del arco del polo del estator, m
    S_s = pi*(D+(2*hwedge))/Ns;    % Stator pole pitch, m
    ac_mm = ip/(sqrt(Ns/2)*D_J);    % mínima área del conductor, mm2
    ac = ac_mm*1e-6;    % mínima área del conductor, m2

    [cal, dw_standard_m, dw_standard_in, ac_tabla_m] = f_size_conductor(ac);

% ac_tabla = ac_tabla_mm*1e-6;    % m², es tomado a partir de una tabla de calibres de cables
    sqrt_dw = sqrt(4*ac_tabla_m/pi);    % diámetro del cable incluyendo aislante, m
    aislamiento = 0.1e-3;
    dw = sqrt_dw + aislamiento;
    hw = hs-hwedge;    % Altura máxima para el devanado hw, m
    Ncapas_t = floor(hw*f_f/dw);    % Número de capas totales en altura del devanado disponible
    mod_turns = mod(Tph_n,(2*Ncapas_t));

    if mod_turns == 0
        Ncapas = (((Tph_n)/(2*Ncapas_t)));    % Número de capas horizontales en devanado.
    end
    
```

ANEXO III: PROGRAMA DE DISEÑO ANALITICO SRM-CAD

```

else
    Ncapas = ceil(((Tph_n)/(2*Ncapas_t)));
end

Wt = (dw*Ncapas/f_f);           % Ancho del devanado, m
Z = S_s-ts; % Espacio entre 2 extremos de los polos del estator a base de los devanados, m
Cl = Z-(2*Wt);                 % Sobre el espacio entre devanados, m
    
```

% =====

**function [cal, dw\_standard\_m, dw\_standard\_in, ac\_tabla\_m] = f\_size\_conductor(ac)**

% Esta función establece a partir del diseño analítico el cable mas próximo estándar para el  
 diseño, m2  
 % No viene incluido la tabla de densidad de corriente

Size\_AWG = [-3 -2 -1 0 1 2 3 4 5 6 7 8 9 10 11 12 13 14 15 16 17 18 19 20 21 22 23 24 25 26  
 27 28 29 30 31 32 33 34 35 36 37 38 39 40 41 42 43 44];  
 % Es el cable estandar, recordar que -3 (4/0), -2 (3/0), -1 (2/0), 0 (1/0)

D\_cable\_in = [0.4600 0.4096 0.3648 0.3249 0.2893 0.2576 0.2294 0.2043 0.1819 0.1620  
 0.1443 0.1285 0.1144 0.1019 0.09074 0.08081 0.07196 0.06408 0.05707 0.05082 0.04526  
 0.04030 0.03589 0.03196 0.02846 0.02535 0.02257 0.02010 0.01790 0.01594 0.01420 0.01264  
 0.01126 0.01003 0.008928 0.007950 0.007080 0.006305 0.005615 0.005000 0.004453  
 0.003965 0.003531 0.003145 0.002800 0.002494 0.002221 0.001978]; % Diámetro del cable  
 esta en pulgadas

D\_cable\_m = D\_cable\_in\*2.54\*1e-2;  
 sqrt\_dw = sqrt(4\*ac/pi); % diámetro del cable incluyendo aislante, m

k\_error = D\_cable\_m - sqrt\_dw; % error

[Y, u] = min(abs(k\_error)); % Numero del calibre mas cercano al valor analítico,  
 cal = Size\_AWG(u-1); % Corresponde a la referencia ANSOFT, en los 4 primeros calibres  
 dw\_standard\_m = D\_cable\_m(u-1); % Diámetro estándar del conductor con aislamiento, m  
 dw\_standard\_in = D\_cable\_in(u-1); % Diámetro estándar del conductor con aislamiento, in  
 ac\_tabla\_m = (dw\_standard\_m)\*(dw\_standard\_m)\*pi/4;

% ===== WIRE TABLE FOR SOLID, ROUND COPPER CONDUCTORS =====%

% Size % AWG	Diameter inches	Cross-sectional area cir. mils	Weight sq. inches	lb/1000 ft
% 4/0	0.4600	211,600	0.1662	640.5
% 3/0	0.4096	167,800	0.1318	507.9
% 2/0	0.3648	133,100	0.1045	402.8
% 1/0	0.3249	105,500	0.08289	319.5
% 1	0.2893	83,690	0.06573	253.5
% 2	0.2576	66,370	0.05213	200.9
% 3	0.2294	52,630	0.04134	159.3
% 4	0.2043	41,740	0.03278	126.4
% 5	0.1819	33,100	0.02600	100.2
% 6	0.1620	26,250	0.02062	79.46
% 7	0.1443	20,820	0.01635	63.02
% 8	0.1285	16,510	0.01297	49.97
% 9	0.1144	13,090	0.01028	39.63
% 10	0.1019	10,380	0.008155	31.43
% 11	0.09074	8,234	0.006467	24.92
% 12	0.08081	6,530	0.005129	19.77
% 13	0.07196	5,178	0.004067	15.68
% 14	0.06408	4,107	0.003225	12.43
% 15	0.05707	3,257	0.002558	9.858
% 16	0.05082	2,583	0.002028	7.818
% 17	0.04526	2,048	0.001609	6.200
% 18	0.04030	1,624	0.001276	4.917
% 19	0.03589	1,288	0.001012	3.899
% 20	0.03196	1,022	0.0008023	3.092
% 21	0.02846	810.1	0.0006363	2.452
% 22	0.02535	642.5	0.0005046	1.945
% 23	0.02257	509.5	0.0004001	1.542
% 24	0.02010	404.0	0.0003173	1.233
% 25	0.01790	320.4	0.0002517	0.9699
% 26	0.01594	254.1	0.0001996	0.7692
% 27	0.01420	201.5	0.0001583	0.6100
% 28	0.01264	159.8	0.0001255	0.4837
% 29	0.01126	126.7	0.00009954	0.3836
% 30	0.01003	100.5	0.00007894	0.3042

ANEXO III: PROGRAMA DE DISEÑO ANALÍTICO SRM-CAD

% 31 ----- 0.008928 ----- 79.70 ----- 0.00006260 ---- 0.2413	% 38 ----- 0.003965 ----- 15.72 ----- 0.00001235 --- 0.04759
% 32 ----- 0.007950 ----- 63.21 ----- 0.00004964 ---- 0.1913	% 39 ----- 0.003531 ----- 12.47 ---- 0.000009793 --- 0.03774
% 33 ----- 0.007080 ----- 50.13 ----- 0.00003937 ---- 0.1517	% 40 ----- 0.003145 ----- 9.888 ---- 0.000007766 --- 0.02993
% 34 ----- 0.006305 ----- 39.75 ----- 0.00003122 ---- 0.1203	% 41 ----- 0.002800 ----- 7.842 ---- 0.000006159 --- 0.02374
% 35 ----- 0.005615 ----- 31.52 ----- 0.00002476 ---- 0.09542	% 42 ----- 0.002494 ----- 6.219 ---- 0.000004884 --- 0.01882
% 36 ----- 0.005000 ----- 25.00 ----- 0.00001963 --- 0.07567	% 43 ----- 0.002221 ----- 4.932 ---- 0.000003873 --- 0.01493
% 37 ----- 0.004453 ----- 19.83 ----- 0.00001557 --- 0.06001	% 44 ----- 0.001978 ----- 3.911 ---- 0.000003072 --- 0.01184

### III.2.3 Otras funciones

**function [Lphs, Lphr, L\_unalig] = f\_L\_unaligned03(uo, L, D, g, hr, hs, Tph\_n, Beta\_r\_rad, Beta\_s\_rad, nser, npar)** % Geometría en m, referencia [2],

```

Nph=4;
Np = Tph_n/2; % Numero de vueltas por polo
Rg =(D/2)-g; % Radio del rotor
pw =Rg*Beta_r_rad; % Ancho del polo

thetaad=60; % equivalente para un 8/6, así 360/6
thetaa = thetaad*pi/(180); % Conversión a radianes

% Constantes y dimensiones relacionadas con la separación del polo del estator.
thetasepd = 45; % equivalente para un 8/6, así 360/8
thetasep = thetasepd*pi/(180);
ls = Rg*(thetasep)-pw; % Referencia a [4]
lw = ls/2;

% Dimensiones del rotor no-alineado
lr = Rg*(thetaa-Beta_r_rad); % Referencia a [4]

% Constantes para el calculo de la inductancia no alineada en el estator (slot)
coefs = Np^2*L*PUlstk/(hs*lw);
Luso = 0;

% Constantes para el calculo de la inductancia no alineada
PUlstk=1; % Longitud axial por unidad efectiva para el calculo de la inductancia no alineada
coefr = 4*uo*Np^2*L*PUlstk*lr;

%%%%% CALCULO DE LA INDUCTANCIA NO ALINEADA EN EL ESTATOR,
ROTOR Y SU CONTRIBUCION FINAL POR FASE %%%%%%

% Variables iniciales
Lsn=0.0; dLsn=0.0; Lrn=0.0; dLrn1=0.0; dLrn2=0.0;
lrs1=(lr-pw)/2; lrs2=lrs1;

% Contribución del estator
for jL=1:40
    coshhs=(exp(pi*jL*hs/ls)+exp(-pi*jL*hs/ls))/2;
    sinhhs=(exp(pi*jL*hs/ls)-exp(-pi*jL*hs/ls))/2;
    coefash=2*uo*lw*hs*ls/((pi*jL)^2*sinhhs);
    ash1=-2*uo*lw*hs*ls*sin(pi*lrs1*jL/ls)/((pi*jL)^2*lrs1*sinhhs);
    ash2=-2*uo*lw*hs*ls*sin(pi*lrs2*jL/ls)/((pi*jL)^2*lrs2*sinhhs);
    Lsn=Lsn+(ash1+ash2)*(ls^2*sinhhs*sin(pi*jL*lw/ls)/(hs*lw*(pi*jL)^2)-coshhs);

```

```
% Contribucion del rotor
nL=2*jL-1;
arn1=sin(pi*lrs1*nL/lr)/lrs1;
darn1=cos(pi*lrs1*nL/lr)/lrs1;
arn2=sin(pi*lrs2*nL/lr)/lrs2;
darn2=cos(pi*lrs2*nL/lr)/lrs2;
sinhhr=(exp(pi*hr*nL/lr)-exp(-pi*hr*nL/lr));
coshhr=(exp(pi*hr*nL/lr)+exp(-pi*hr*nL/lr));
arn3=(nL)^2*sinhhr/coshhr;
Lrn=Lrn+(arn1+arn2)/arn3;
dLrn1=dLrn1+nL*(darn1-darn2)/arn3;
dLrn2=dLrn2+(arn2/lrs2-arn1/lrs1)/arn3;
end;

% Result

Lphs=(nser/npar)*coefs*Lsn+Luso;
Lphr=(nser/npar)*coefr*Lrn/pi^2;
L_unalig=Lphs+Lphr;

% =====
function [L_graf, tetha_graf, m] = f_graf_L(tetha_start, L_a_nosat, L_unalig, Beta_s,
Beta_r, Nr)

% Esta función permite encontrar los valores para realizar la grafica L & theta

m = (L_a_nosat-L_unalig)/(Beta_s*pi/180);
n=0;

for theta = 0: 0.1: ((360/Nr))
    if ((0 <= theta) & (theta <= tetha_start))
        L_graf(n+1)= L_unalig;
        tetha_graf(n+1)= theta;
    end

    if ((tetha_start < theta) & (theta < (tetha_start+Beta_s)))
        L_graf(n+1)= m*((theta-tetha_start)*pi/180)+L_unalig;
        tetha_graf(n+1)= theta;
    end

    if (((tetha_start+Beta_s) <= theta) & (theta <= (Beta_r+tetha_start)))
        L_graf(n+1)= L_a_nosat;
        tetha_graf(n+1)= theta;
    end

    if (((Beta_r+tetha_start) < theta) & (theta <= (Beta_r+tetha_start+Beta_s)))
        L_graf(n+1)= -m*((theta-(tetha_start+Beta_r))*pi/180)+L_a_nosat;
        tetha_graf(n+1)= theta;
    end

    if (((Beta_r+tetha_start+Beta_s) < theta) & (theta <= (360/Nr)))
        L_graf(n+1)= L_unalig;
        tetha_graf(n+1)= theta;
    end
end
n=n+1;
end
```

```
% =====  
function [I_cal, tetha_fig, flux_graf, delta_tetha] = f_cal_corr_anal02(tetha_sep_ph,  
aprox_tetha_r, aprox_tetha_f, Rs, msat, tf, w_rpm, tethaon, Nr, V_dc, ip_t, tetha_com,  
tetha_grafsat, L_grafsat, tetha_graf, L_graf); % Calcula el valor analítico de las corrientes  
  
Req = Rs+w_rpm*2*pi*msat/60; % Encontrar el Req  
  
n = 30; % aleatorio  
delta_t = tf/n;  
delta_tetha_rad = 2*pi*w_rpm*delta_t/60; % se encuentra en rad  
delta_tetha = delta_tetha_rad*180/pi;  
k5=0;  
pp=0;  
kk=0;  
tetha_com; % Valor de theta desde el origen hasta el punto donde la I deja de ser máximo  
  
for y=0: delta_tetha: 360/Nr % Colocar 60 relacionada con Nr 0: 1: 60 61 posiciones  
  
if ((0 <= y) & (y <= tethaon))  
k5=k5+1;  
I_cal(k5)=0;  
tetha_fi(k5) = tetha_sep_ph+y;  
end  
  
if ((tethaon < y) & (y <= (tethaon+aprox_tetha_r)))  
% es el valor del angulo cuando se llega a Ip.  
% Este es el punto donde aparece la corriente "rise time"  
k5=k5+1;  
pp=pp+1;  
% L_cal = INTERP1(tetha_grafsat, L_grafsat, y,'spline');  
% div_tao(pp) = (Req/L_cal);  
% I_cal(k5) = (exp(-delta_t*div_tao(pp)))*(-(V_dc/Req))+(V_dc/Req);  
I_cal(k5) = (ip_t/aprox_tetha_r)*(y-tethaon);  
tetha_fi(k5) = tetha_sep_ph+y;  
end  
  
% if (((tethaon+delta_tetha) < y) & (y <= (tethaon+aprox_tetha_r)))  
% k5=k5+1;  
% pp=pp+1;  
% L_cal = INTERP1(tetha_grafsat, L_grafsat, y,'spline');  
% div_tao(pp) = (Req/L_cal);  
% I_cal(k5) = (exp(-delta_t*div_tao(pp)))*(I_cal(k5-1)-(V_dc/Req))+(V_dc/Req);  
% tetha_fi(k5) = y;  
% end  
  
if ((tethaon+aprox_tetha_r) < y) & (y <= (tetha_com))  
pp=pp+1;  
k5=k5+1;  
I_cal(k5) = ip_t;  
tetha_fi(k5) = tetha_sep_ph+y;  
end  
  
if ((tetha_com < y) & (y <= (tetha_com+delta_tetha)))  
% Este es el punto donde aparece la corriente "fall time"  
k5=k5+1;
```

```
pp=pp+1;
L_cal = INTERP1(tetha_grafsat, L_grafsat, y,'spline');
div_tao(pp) = (Req/L_cal);
I_cal(k5) = (exp(-delta_t*div_tao(pp)))*(ip_t+((V_dc)/Req))-((V_dc)/Req);
tetha_fi(k5) = tetha_sep_ph+y;
end

if ((tetha_com+delta_tetha) < y) & (y <= (tetha_com+delta_tetha+aprox_tetha_f))
    k5=k5+1;
    pp=pp+1;
    L_cal = INTERP1(tetha_grafsat, L_grafsat, y,'spline');
    div_tao(pp) = (Req/L_cal);
    I_cal(k5) = (exp(-delta_t*div_tao(pp)))*(I_cal(k5-1)+((V_dc)/Req))-((V_dc)/Req);
    tetha_fi(k5) = tetha_sep_ph+y;
end

if (((tetha_com+delta_tetha+aprox_tetha_f) < y) & (y <= (360/Nr)))
    k5=k5+1;
    pp=pp+1;
    I_cal(k5) = 0;
    tetha_fi(k5) = tetha_sep_ph+y;
end

L_graf2(k5) = INTERP1(tetha_grafsat, L_grafsat, y,'spline');
flux_graf(k5) = L_graf2(k5)*I_cal(k5);
end

% Para el caso de las fases B, C, D

tetha_fig = mod(tetha_fi, (360/Nr));
% Lo siguiente es para evitar que el ángulo este por encima de su valor "stroke", que este caso
son 60°mec para un 8/6
% =====

function [I_rms] = f_cal_I_RMS(Nr,I,pos)

% Esta función calcula el valor de la corriente eficaz de un vector de corriente dado.
% Donde: Nr = No. polos rotor mot. SRM. El algoritmo supone de que los vectores "llegan"
hasta los 60°

    n = max(size(I));
    teta_stroke = 360/Nr;
    I2 = I.*I;

    for i = 1:n-1
        delta = pos(i+1) - pos(i);
        S(i) = I2(i)*delta;
    end
    I_rms = sqrt(sum(S)/teta_stroke);
% =====

function [T_cal] = f_cal_Torque(Nr, I_cal, delta_tetha, tetha_grafsat, L_grafsat)

I2 = I_cal.*I_cal;
n_I = max(size(I_cal));
k6 = 0;
```



```
for y=0: delta_tetha: 360/Nr
    k6=k6+1;
    pos_L(k6)=y;
    L_cal(k6) = INTERP1(tetha_grafsat, L_grafsat, y,'spline');
end

dif_L_cal = diff(L_cal);
dif_pos_L = diff(pos_L)*(pi/180);
der_L_tetha = dif_L_cal./dif_pos_L;
% Como es derivada recuerde que hay una posición menos

k7=0;
for y=0: delta_tetha: 360/Nr
    k7=k7+1;
    if y==0
        der_L_t(k7)=0;
        T(k7)=0;
    else
        T_cal(k7)=(der_L_tetha(k7-1))*(1/2)*(I2(k7));
    end
end
```

## Referencias

- [1] Radun, A., "Design Considerations for the Switched Reluctance Motor", *IEEE Transactions on Industry Applications*, Vol. 31, No.5, pag. 1079-1087, Sep/Oct 1995.
- [2] Krishnan, R., "Switched reluctance motor drives: modeling, analysis, design and application", *CRC* 2001
- [3] Vijayraghavan P., "Design of Switched Reluctance Motors and Development of a Universal Controller for Switched Reluctance and Permanent Magnet Brushless DC Motor Drives", *Thesis Doctor VT*, Virginia 2001.
- [4] Anwar M. N., Husain I., Radun A. V., "A Comprehensive Design Methodology for Switched Reluctance Machines", *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 37, no. 6, p. 1684-1692, Nov-Dec 2001.,
- [5] S.M. Castaño, J. Maixe., "Criterios de diseño para un motor de reluctancia autoconmutada operando a 42V en una aplicación automotriz". *Scientia et Technica* Año XIII, No 34, Mayo 2007. UTP. ISSN 0122-1701
- [6] Castano, S. M, Maixe J., "Design of an 8/6 SRM for 42V air-conditioning compressor automobile application", *Proceedings 10<sup>th</sup> International Conference TMT 2006*, Lloret de Mar, Spain 2006.

## ANEXO IV

# CARACTERIZACION SRM Y A/C UTILIZANDO MATLAB-SIMULINK.

### *IV.1 Programa inicial - Caracterización SRM*

```
clear
clc
% inicialización programa

global TETAS TETAX TETAY TETAXY TETAZ TETAQ V AUP BUP ADOWN BDOWN DL LMIN LMAX

Ns=8; Nr=6; P=4; % Numero de fases
BETAS=17.9775*(pi/180); % Angulo del polo del estator.
BETAR=20.4*(pi/180); % Angulo del polo del rotor.
TETAS=(2*pi)*((1/Nr)-(1/Ns)); % Desplazamiento de las fases
TETAX=(pi/Nr)-((BETAR+BETAS)/2); % punto donde la inductancia cambia a pendiente positiva
TETAY=(pi/Nr)-((BETAR-BETAS)/2); % Punto donde empieza la zona muerta
TETAZ=(BETAR-BETAS)/2; % Mitad de zona muerta
TETAXY=49.2*(pi/180); % (TETAY+TETAZ+TETAS);
alpha_on=20; % Angulo de encendido del accionamiento, en grados eléctricos.
beta_off=110; % Angulo de apagado del accionamiento, en grados eléctricos.
TETAQ=40*(pi/180); % Tensión de operación (V)
V=42;
R=0.0269077;
J=133.172e-5; % Momento de Inercia kg m^2, Suministrado por el software de elementos finitos
F=0.0000677; % Suministrado por el software de elementos finitos

DELTAI=2.5; % Delta de hysteresis del controlador de corriente
DELTAVMIN=-V; % Sobre la actuación de accionamiento, puente 4-ph tipo H
DELTAVMAX=V;
LMIN=0.0710952e-3;
LMAX=1.48244e-3; % inductancia alineada maxima de saturación.
%
%
%
G=(inv([TETAX 1;TETAY 1]))*([LMIN;LMAX]);
AUP=G(1);
BUP=G(2);
H=(inv([(TETAY+2*TETAZ) 1;TETAXY 1]))*([LMAX;LMIN]);
ADOWN=H(1);
BDOWN=H(2);
DL=AUP; % Variación cuando se utiliza zona muerta
%
%
% Matriz obtenida de los archivos de parametrización utilizando RMXprt-Maxwell2D de Ansoft.
% Archivos para cargar las diferentes curvas de enlace de flujo vs Corriente a diferentes posiciones del rotor, las
posiciones del rotor están en grados eléctricos.
```

*ANEXO IV: CARACTERIZACION SRM Y A/C UTILIZANDO MATLAB-SIMULINK*

```
load matlab_datos_ANSOFT_M42V_0G.mat
load matlab_datos_ANSOFT_M42V_50G.mat
load matlab_datos_ANSOFT_M42V_60G.mat
load matlab_datos_ANSOFT_M42V_70G.mat
load matlab_datos_ANSOFT_M42V_80G.mat
load matlab_datos_ANSOFT_M42V_90G.mat
load matlab_datos_ANSOFT_M42V_100G.mat
load matlab_datos_ANSOFT_M42V_110G.mat
load matlab_datos_ANSOFT_M42V_120G.mat
load matlab_datos_ANSOFT_M42V_130G.mat
load matlab_datos_ANSOFT_M42V_140G.mat
load matlab_datos_ANSOFT_M42V_150G.mat
load matlab_datos_ANSOFT_M42V_160G.mat
load matlab_datos_ANSOFT_M42V_170G.mat
load matlab_datos_ANSOFT_M42V_180G.mat

k=0;
for vflux = 0: 0.0009194444: 0.0331
    k=k+1;
    vectorflux(1,k) = vflux;
end

pos_elect = [0,50,60,70,80,90,100,110,120,130,140,150,160,170,180]; % en grados eléctricos
% _____

% Matriz obtenida de los archivos de parametrizacion utilizando RMXprt-Maxwell2D de Ansoft.
% Archivos para cargar las diferentes curvas de par vs Corriente a diferentes posiciones del rotor.

k2=0;
for vI = 0: 1: 65
    k2=k2+1;
    vectorI(1,k2) = vI;
end

load matlab_datos_ANSOFT_A42V_0G.mat
load matlab_datos_ANSOFT_A42V_50G.mat
load matlab_datos_ANSOFT_A42V_60G.mat
load matlab_datos_ANSOFT_A42V_70G.mat
load matlab_datos_ANSOFT_A42V_80G.mat
load matlab_datos_ANSOFT_A42V_90G.mat
load matlab_datos_ANSOFT_A42V_100G.mat
load matlab_datos_ANSOFT_A42V_110G.mat
load matlab_datos_ANSOFT_A42V_120G.mat
load matlab_datos_ANSOFT_A42V_130G.mat
load matlab_datos_ANSOFT_A42V_140G.mat
load matlab_datos_ANSOFT_A42V_150G.mat
load matlab_datos_ANSOFT_A42V_160G.mat
load matlab_datos_ANSOFT_A42V_170G.mat
load matlab_datos_ANSOFT_A42V_180G.mat

% PP = [T_M42V_0G(1,:)', T_M42V_50G(1,:)', T_M42V_60G(1,:)', T_M42V_70G(1,:)', T_M42V_80G(1,:)',
T_M42V_90G(1,:)', T_M42V_100G(1,:)', T_M42V_110G(1,:)', T_M42V_120G(1,:)', T_M42V_130G(1,:)',
T_M42V_140G(1,:)', T_M42V_150G(1,:)', T_M42V_160G(1,:)', T_M42V_170G(1,:)', T_M42V_180G(1,:)]
% mesh(vectorI,pos_elect,PP)
% surf(vectorI,pos_elect,PP)

% PP2 = [I_M42V_0G(1,:)', I_M42V_50G(1,:)', I_M42V_60G(1,:)', I_M42V_70G(1,:)', I_M42V_80G(1,:)',
I_M42V_90G(1,:)', I_M42V_100G(1,:)', I_M42V_110G(1,:)', I_M42V_120G(1,:)', I_M42V_130G(1,:)',
I_M42V_140G(1,:)', I_M42V_150G(1,:)', I_M42V_160G(1,:)', I_M42V_170G(1,:)', I_M42V_180G(1,:)]
% mesh(vectorflux,pos_elect,PP2)
% surf(vectorflux,pos_elect,PP2)
% _____

% Los valores óptimos de los ángulos de conmutación tetaon y tetaoff cuando la corriente es de 62.5A
```

#### ANEXO IV: CARACTERIZACION SRM Y A/C UTILIZANDO MATLAB-SIMULINK

```
speed_opt=[211.397 732.99 841.585 966.269 1109.43 1273.79 1462.51 1679.18 1927.96 2213.59 2541.55  
2918.09 3350.41 3846.79 4416.7 5071.05 5822.35 6684.95 7675.35 8812.48 10118.1 11617 13338  
15314 17583 20188];  
  
% torque_opt_62A = [5.544183 5.38063 5.431547 5.429755 5.471729 5.4214 5.369699 5.351423 5.275059 5.240075  
5.140761 5.047245 4.790952 3.790803 3.023152 2.493196 2.128107 1.86006 1.607948 1.498422];  
  
load matlab_datos_ANSOFT_teta_on_control_62A.mat  
load matlab_datos_ANSOFT_teta_off_control_62A.mat  
  
I_ref_control=[5 12.5 17.5 22.5 27.5 32.5 37.5 42.5 47.5 52.5 57.5 62.5];  
  
% Sobre los ángulos de encendido cuando se optimiza la eficiencia  
  
load matlab_datos_ANSOFT_teta_on_control_eff_62A.mat  
  
mesh(speed_opt,I_ref_control,teta_on_cont_eff)
```

### IV.2 Cálculo de eficiencia - Caracterización SRM

```
% Este programa calcula la eficiencia en cualquier punto donde se tenga como entradas w, I, thetaon, thetaoff  
% Rango aproximado de los ángulos de conmutación:  
  
D_thetaon = [-30 -24 -18 -12 -6 0 6 12 18 24 30 36 42 48 54 60];  
  
D_thetaoff = [48 54 60 66 72 78 84 90 96 102 108 114 120 126 132 138 144 150 156 162 168 174 180];  
  
D_w=[211.4,733,841.6,966.3,1109,1274,1463,1679,1928,2214,2542,2918,3350,3847,4417,5071,5822,6685,7675,88  
12,10118,11617,13338,15314,17583,20188];  
  
D_Iref = [5,12.5,17.5,22.5,27.5,32.5,37.5,42.5,47.5,52.5,62.5];  
  
% Cálculo de los valores de eficiencia para el rango D_w  
  
load matlab_datos_ANSOFT_Eficiencia_D5A.mat  
load matlab_datos_ANSOFT_Eficiencia_D12A.mat  
load matlab_datos_ANSOFT_Eficiencia_D17A.mat  
load matlab_datos_ANSOFT_Eficiencia_D22A.mat  
load matlab_datos_ANSOFT_Eficiencia_D27A.mat  
load matlab_datos_ANSOFT_Eficiencia_D32A.mat  
load matlab_datos_ANSOFT_Eficiencia_D37A.mat  
load matlab_datos_ANSOFT_Eficiencia_D42A.mat  
load matlab_datos_ANSOFT_Eficiencia_D47A.mat  
load matlab_datos_ANSOFT_Eficiencia_D52A.mat  
load matlab_datos_ANSOFT_Eficiencia_D62A.mat  
  
% Cargar los datos de eficiencia en funcion de las velocidades para cada valor de corriente de manera concatenada  
  
load matlab_datos_ANSOFT_Eficiencia_all_A.mat % incluye A_5A, A_12A, etc.)  
M_eff = cat(4,A_5A,A_12A,A_17A,A_22A,A_27A,A_32A,A_37A,A_42A,A_47A,A_52A,A_62A);
```

### IV.3 Cálculo de las tablas de presiones, entalpías y eficiencias en distintos procesos del sistema HVAC

```
% 1. Para la región de vapor en saturación - Compresor  
  
Ps=[1.2, 1.3, 1.4, 1.5, 1.6, 1.7, 1.8, 1.9, 2, 2.1, 2.2, 2.3, 2.4, 2.5, 2.6, 2.7, 2.8, 2.9, 3, 3.1, 3.2, 3.3, 3.4, 3.5];  
ds =[6.02416, 6.4969, 6.9682, 7.438, 7.9067, 8.3744, 8.8411, 9.3069, 9.772, 10.237, 10.7005, 11.1639, 11.627,  
12.0896, 12.5519, 13.014, 13.4758, 13.9375, 14.399, 14.8605, 15.3219, 15.7832, 16.2446, 16.7059];  
% Tomadas de ASHRAE Handbook, Fundamentals Volume, 1997.  
% Heating, Ventilating, and Air Conditioning. Analisis and Design. Faye C. McQuiston. Fifth Edition.
```

ANEXO IV: CARACTERIZACION SRM Y A/C UTILIZANDO MATLAB-SIMULINK

hs= [374.16 380.45 381.7 382.92 382.94 384.19 385.43 386.66 387.89 389.11 390.33  
 391.55 392.75 393.95 395.15 396.33 397.51 398.68 399.84 401 402.14 403.27  
 404.4 405.51 406.61 407.7 408.78 409.84 410.89 411.93 412.95 413.95 414.94  
 415.9 416.85 417.78 418.69 419.58 420.44 421.28 422.09 422.88 423.63 425.68  
 426.86 427.84 428.89 429.23]; % kJ/(kg-K)

temp= [-40, -30, -28, -26.07, -26, -24, -22, -20, -18, -16, -14, -12, -10, -8, -6, -4, -2, 0, 2, 4, 6, 8, 10, 12, 14, 16, 18, 20,  
 22, 24, 26, 28, 30, 32, 34, 36, 38, 40, 42, 44, 46, 48, 50, 56, 60, 64, 70, 74]; % °C

P\_sat= [0.5122 0.8436 0.9268 1.0132 1.0164 1.1127 1.216 1.3268 1.4454 1.5721 1.7074  
 1.8516 2.0052 2.1684 2.3418 2.5257 2.7206 2.9269 3.145 3.3755 3.6186 3.8749  
 4.1449 4.4289 4.7276 5.0413 5.3706 5.7159 6.0777 6.4566 6.8531 7.2676 7.7008  
 8.153 8.625 9.1172 9.6301 10.165 10.721 11.3 11.901 12.527 13.177 15.28  
 16.815 18.464 21.165 23.127]; % Bares

%

% 2. Para la región de líquido en saturación - Evaporador

hL= [148.57 161.1 163.62 166.07 166.16 168.7 171.26 173.82 176.39 178.97 181.56  
 184.16 186.78 189.4 192.03 194.68 197.33 200 202.68 205.37 208.08 210.8  
 213.53 216.27 219.03 221.8 224.59 227.4 230.21 233.05 235.9 238.77 241.65  
 244.55 247.47 250.41 253.37 256.35 259.35 262.38 265.42 268.49 271.59 281.04  
 287.49 294.08 304.29 311.34]; % kJ/(kg-K)

%

% 3. Para realizar la tabla look-up de eficiencia volumétrica e isentrópica. Referencia Sanden

w\_t = [600 1000 1500 2000 2500 3000 3500 4000 4500 5000];  
 ef\_vol\_1 = [0.725 0.72 0.69 0.655 0.61 0.56 0.51 0.46 0.44 0.435];  
 ef\_vol\_2 = [0.685 0.685 0.67 0.63 0.58 0.52 0.47 0.435 0.425 0.42];  
 ef\_vol\_3 = [0.645 0.64 0.62 0.58 0.54 0.495 0.455 0.42 0.398 0.39];  
 ef\_vol\_4 = [0.585 0.584 0.575 0.547 0.513 0.475 0.43 0.39 0.375 0.37];

ef\_ise\_1 = [0.6 0.585 0.547 0.51 0.465 0.43 0.405 0.39 0.389 0.389];  
 ef\_ise\_2 = [0.606 0.595 0.565 0.53 0.4755 0.443 0.42 0.4151 0.4150 0.4150];  
 ef\_ise\_3 = [0.593 0.586 0.5552 0.522 0.486 0.455 0.432 0.424 0.424 0.424];  
 ef\_ise\_4 = [0.565 0.566 0.556 0.535 0.496 0.465 0.445 0.437 0.437 0.437];

%

% 4. Para realizar la tabla look-up de eficiencia volumetrica e isentropica. Referencia Tesis M. Melon UPV

w\_t2 = [1000 1800 2600 3400 4000 5000];  
 ef\_vol\_1\_2 = [0.678 0.636 0.554 0.52 0.50 0.465];  
 ef\_vol\_2\_2 = [0.595 0.559 0.489 0.465 0.44 0.41];  
 ef\_vol\_3\_2 = [0.50 0.486 0.422 0.39 0.38 0.36];  
 ef\_vol\_4\_2 = [0.413 0.403 0.35 0.33 0.324 0.305];

ef\_ise\_1\_2 = [0.8887, 0.8635, 0.8384, 0.8132, 0.788, 0.7628, 0.7377, 0.7125, 0.6873, 0.6621, 0.637, 0.6118, 0.5866,  
 0.5614, 0.5363, 0.5111, 0.4859, 0.4607, 0.4356, 0.4104, 0.3852];

ef\_ise\_2\_2 = [0.8062, 0.7902, 0.7743, 0.7583, 0.7423, 0.7263, 0.7103, 0.6943, 0.6783, 0.6623, 0.6463, 0.6303,  
 0.6143, 0.5983, 0.5824, 0.5664, 0.5504, 0.5344, 0.5184, 0.5024, 0.4864];

ef\_ise\_3\_2 = [0.7238, 0.717, 0.7101, 0.7033, 0.6965, 0.6897, 0.6829, 0.6761, 0.6693, 0.6625, 0.6557, 0.6489, 0.6421,  
 0.6353, 0.6284, 0.6216, 0.6148, 0.608, 0.6012, 0.5944, 0.5876];

ef\_ise\_4\_2 = [0.6413, 0.6437, 0.646, 0.6484, 0.6508, 0.6532, 0.6555, 0.6579, 0.6603, 0.6627, 0.665, 0.6674, 0.6698,  
 0.6722, 0.6745, 0.6769, 0.6793, 0.6817, 0.684, 0.6864, 0.6888];

## ANEXO V

### CONTROL DIFUSO DE TEMPERATURA EN LA CABINA

---

#### *V.1 function rpm\_mdot = fuzzy\_control2(u)*

% Esta función permite realizar el control la temperatura de la cabina, al controlar la velocidad del motor del compresor y el flujo masico de aire.

```
function rpm_mdot = fuzzy_control2(u)
```

```
x1=u(1); % corresponde al primer valor de entrada  
x2=u(2); % corresponde al segundo valor de entrada
```

```
% La matriz A esta compuesta de n funciones de membresía evaluadas para la primera entrada.  
% A = [M_A_1 M_A_2 ... M_A_n];
```

```
% 1. La primera de las reglas corresponde a la temperatura ambiente exterior.
```

```
% Esta se divide en 4 funciones de membresía correspondiente a: Re_High, M_High, High, Medium.
```

```
% Se ha utilizado una función de pertenencia del conjunto difuso de tipo “funcional”, en este caso una función Gaussiana normalizada basada en el criterio de la decisión.
```

```
a1 = 35.84;  
a2 = 35.84;  
b1 = 33.94; % u=[33.1,33.9,34,35,36,36.1,36.9]  
b2 = 36.06; % tt=[0.0,0.2,0.9,1,0.9,0.2,0.0]  
N_Re_High = sigmoide(x1,a1,a2,b1,b2); % Diferencia de dos funciones sigmoides
```

```
b1 = 31.94; % u=[31.1,31.9,32,33,34,34.1,34.9]  
b2 = 34.06;  
N_M_High= sigmoide(x1,a1,a2,b1,b2); % Diferencia de dos funciones sigmoides
```

```
b1 = 29.94; % u=[29.1,29.9,30,31,32,32.1,32.9]  
b2 = 32.06;  
N_High = sigmoide(x1,a1,a2,b1,b2); % Diferencia de dos funciones sigmoides
```

```
b1 = 27.94; % u=[27.1,27.9,28,29,30,30.1,30.9]  
b2 = 30.06;  
N_Medium = sigmoide(x1,a1,a2,b1,b2); % Diferencia de dos funciones sigmoides
```

```
A = [N_Re_High N_M_High N_High N_Medium];  
% plot(x1, N_Re_High, 'r', x1, N_M_High, 'g', x1, N_High, 'y', x1, N_Medium, 'b')
```

ANEXO V: CONTROL DIFUSO DE TEMPERATURA EN LA CABINA

% La matriz B esta compuesta por la evaluación de las m funciones de membresía de la segunda entrada.

% B = [M\_B\_1 M\_B\_2 ... M\_B\_m];

%

% 2. Evaluación de las funciones de membresía para la segunda entrada: ma\_dot = 400kg/h

% Esto corresponde a la regla número 1 de defuzificación, de temperatura de consigna

% La salida es un valor normalizado. Donde w=6016 rpm corresponde al valor base.

N\_1 = 0;

N\_1\_COP = 0;

if (N\_Re\_High > 0.8) && (x2 >= 24.35) && (x2 <= 27.95)

[N\_1,N\_1\_COP] = Re\_High\_400kgh(x2)

end

if (N\_Re\_High > 0.8) && (x2 < 24.35)

x2 = 24.35;

[N\_1,N\_1\_COP] = Re\_High\_400kgh(x2)

end

if (N\_Re\_High > 0.8) && (x2 > 27.95)

a1 = 0.002348; a2 = -0.1695; a3 = 3.06;

% Porcentaje de respuesta, 97.86%

N\_1 = (a1\*x2^2)+(a2\*x2)+a3;

pp1 = 6.022; pp2 = 0.006361; pp3 = 0.2598;

J= N\_1;

N\_1\_COP = pp1\*exp(-((J-pp2)/pp3)^2);

% Porcentaje de respuesta, 97.838%

end

N\_2 = 0;

N\_2\_COP = 0;

if (N\_M\_High > 0.8) && (x2 >= 22.66) && (x2 <= 26.24)

[N\_2,N\_2\_COP] = M\_High\_400kgh(x2)

end

if (N\_M\_High > 0.8) && (x2 < 22.66)

x2 = 22.66;

[N\_2,N\_2\_COP] = M\_High\_400kgh(x2)

end

if (N\_M\_High > 0.8) && (x2 > 26.24)

P1 = -0.0009791; P2 = 0.08969; P3 = -2.75; P4 = 28.25;

N\_2 = P1\*x2^3+P2\*x2^2+P3\*x2+P4; % Polinomio cúbico porcentaje de respuesta 99.98%

pp1 = 6.047; pp2 = 0.02005; pp3 = 0.2313;

J= N\_2;

N\_2\_COP = pp1\*exp(-((J-pp2)/pp3)^2); ;

% Porcentaje de respuesta, 97.601%

end

N\_3 = 0;

N\_3\_COP = 0;

if (N\_High > 0.8) && (x2 >= 20.82) && (x2 <= 24.54)

[N\_3,N\_3\_COP] = High\_400kgh(x2)

end

if (N\_High > 0.8) && (x2 < 20.82)

ANEXO V: CONTROL DIFUSO DE TEMPERATURA EN LA CABINA

```

x2 = 20.82;
[N_3,N_3_COP] = High_400kgh(x2)
end

if(N_High > 0.8) && (x2 > 24.54)
    P1 = -0.0011; P2 = 0.09465; P3 = -2.727; P4 = 26.34;
    N_3 = (P1*x2^3)+(P2*x2^2)+(P3*x2)+P4;    %Pol. cubica. Porcentaje de respuesta, 99.9%
    pp1 = 6.042; pp2 = 0.006309; pp3 = 0.2409;
    J = N_3;
    N_3_COP = pp1*exp(-((J-pp2)/pp3)^2);    % Porcentaje de respuesta, 96.803%
end

N_4 = 0;
N_4_COP = 0;
if(N_Medium > 0.8) && (x2 >= 18.83) && (x2 <= 22.81)
    [N_4,N_4_COP] = Medium_400kgh(x2)
end

if(N_Medium > 0.8) && (x2 < 18.83)
    x2 = 18.25;
    [N_4,N_4_COP] = Medium_400kgh(x2)
end

if(N_Medium > 0.8) && (x2 > 22.81)
    P1 = -0.001118; P2 = 0.09025; P3 = -2.441; P4 = 22.16;
    N_4 = P1*x2^3+P2*x2^2+P3*x2+P4;    % Polinomial cúbica con 99.995%
    pp1 = 6.101; pp2 = -0.01865; pp3 = 0.2687;
    J = N_4;
    N_4_COP = pp1*exp(-((J-pp2)/pp3)^2);    % Gaussiana, 0.97845
end

B = [N_1 N_2 N_3 N_4];
B_COP = [N_1_COP N_2_COP N_3_COP N_4_COP];
%

```

% 3. Evaluación de las funciones de membresía para la segunda entrada: ma\_dot = 600kg/h

```

N_5 = 0;
N_5_COP = 0;
if(N_Re_High > 0.8) && (x2 >= 23.12)
    [N_5,N_5_COP] = Re_High_600kgh(x2)
end

if(N_Re_High > 0.8) && (x2 < 23.12)
    x2 = 23.12;
    [N_5,N_5_COP] = Re_High_600kgh(x2)
end

if(N_Re_High > 0.8) && (x2 > 27.3)
    P1 = -0.0005116; P2 = 0.04926; P3 = -1.593; P4 = 17.36;
    N_5 = P1*x2^3+P2*x2^2+P3*x2+P4;    % Pol. cúbica. Porcentaje de respuesta, 99.896%
    pp1 = 6.018; pp2 = 0.02049; pp3 = 0.2552;
    J = N_5;
    N_5_COP = 0;
end

```



*ANEXO V: CONTROL DIFUSO DE TEMPERATURA EN LA CABINA*

```
N_6 = 0;
N_6_COP = 0;
if(N_M_High > 0.8) && (x2 >= 21.47)
    [N_6,N_6_COP] = M_High_600kgh(x2)
end

if(N_M_High > 0.8) && (x2 < 21.47)
    x2 = 21.47;
    [N_6,N_6_COP] = M_High_600kgh(x2)
end

if(N_M_High > 0.8) && (x2 > 25.64)
    P1 = -0.0006503; P2 = 0.05905; P3 = -1.799; P4 = 18.44;
    N_6 = P1*x2^3+P2*x2^2+P3*x2+P4; % Pol. Cúbica. Porcentaje de respuesta, 99.972%
    pp1 = 6.018; pp2 = 0.01179; pp3 = 0.2604;
    J = N_6;
    N_6_COP = 0;
end

N_7 = 0;
N_7_COP = 0;
if(N_High > 0.8) && (x2 >= 19.86)
    [N_7,N_7_COP] = High_600kgh(x2)
end

if(N_High > 0.8) && (x2 < 19.86)
    x2 = 19.86;
    [N_7,N_7_COP] = High_600kgh(x2)
end

if(N_High > 0.8) && (x2 > 23.94)
    P1 = -0.0007854; P2 = 0.06699; P3 = -1.916; P4 = 18.42;
    N_7 = P1*x2^3+P2*x2^2+P3*x2+P4; % Pol. Cúbica. Porcentaje de respuesta 99.998%
    pp1 = 6.018; pp2 = 0.01429; pp3 = 0.2481;
    J = N_7;
    N_7_COP = 0;
end

N_8 = 0;
N_8_COP = 0;
if(N_Medium > 0.8) && (x2 >= 18.25)
    [N_8,N_8_COP] = Medium_600kgh(x2)
end

if(N_Medium > 0.8) && (x2 < 18.25)
    x2 = 18.25;
    [N_8,N_8_COP] = Medium_600kgh(x2)
end

if(N_Medium > 0.8) && (x2 > 22.25)
    P1 = -0.0008547; P2 = 0.06828; P3 = -1.831; P4 = 16.51;
    N_8 = P1*x2^3+P2*x2^2+P3*x2+P4; % Pol. Cúbica. Porcentaje de respuesta 99.99%
    pp1 = 6.015; pp2 = 0.004772; pp3 = 0.2574;
    J = N_8;
```

ANEXO V: CONTROL DIFUSO DE TEMPERATURA EN LA CABINA

```
N_8_COP = 0;
end
```

```
C = [N_5 N_6 N_7 N_8];
C_COP = [N_5_COP N_6_COP N_7_COP N_8_COP];
%-----
```

% Las reglas se resumen en la tabla siguiente:

```
%
%                               Primera entrada
%
%                               |M_A_1  M_A_2 ...  M_A_n
%                               -----
%                               |M_y_1  M_y_2 ...  M_Y_m
%                               |
%                               |M_y_(n+1) ...
% Segunda entrada
%                               .. | ...
%                               .. | ...
%                               M_B_m | ...                               M_y_(n*m)
%                               -----
%                               Salidas
```

% La primera fila y columna corresponde a las entradas. El valor difuso para la salida es obtenido al leer la % celda representada por la intersección de la respectiva columna y fila. De allí que la matriz R se realiza de % tal manera que cada elemento de ella, conforme el centro de la función de membresía para cada elemento en la tabla.

```
if max(B_COP) >= max(C_COP)
    K = B;
    M = 400; % kg/h,
else
    K = C;
    M = 600; % kg/h,
end
```

% El centro de las funciones de membresía de la salida. (Corresponde a 4 funciones de membresía)

```
N_y = (sum(K))*6016;
M_dot = M;
P_y = 0;
R = [N_y P_y P_y P_y;
     P_y N_y P_y P_y;
     P_y P_y N_y P_y;
     P_y P_y P_y N_y]; % 4*4=16 meta reglas
```

% Con esta condición y a partir de algunas operaciones, la salida y cambia en la forma de:  
 %  $y = (A * R * B) / (\text{sum}(A) * \text{sum}(B))$

```
a = (A*R)*K';
b = sum(A)*sum(K); % sum, denota la sumatoria de los elementos en
el vector
y = a/b;
```

```
rpm_mdot = [y, M_dot]; % Corresponde al vector de salida.
```

## V.2 Utilización de la herramienta CFTool (Matlab) en la descripción del comportamiento de la temperatura.

```
function [N_1,N_1_COP] = Re_High_400kgh(x2)
    a1 = 0.6793; b1 = 23.09; c1 = 1.658;
    a2 = 1.043; b2 = 20.17; c2 = 5.708;
    N_1 = a1*exp(-((x2-b1)/c1)^2)+a2*exp(-((x2-b2)/c2)^2);
    % Porcentaje de exactitud es de 99.931%
    pp1 = -6.325; pp2 = 14.99; pp3 = -13.22; pp4 = 6.002;
    J = N_1;
    N_1_COP = pp1*J^3+pp2*J^2+pp3*J+pp4;

function [N_2,N_2_COP] = M_High_400kgh(x2)
    P1 = -0.01163; P2 = 0.92; P3 = -24.32; P4 = 215;
    N_2 = P1*x2^3 +P2*x2^2+P3*x2+P4;
    % Polinomio cúbico, el porcentaje de respuesta 99.981%
    pp1 = -6.062; pp2 = 14.4; pp3 = -12.73; pp4 = 5.843;
    J = N_2;
    N_2_COP = pp1*J^3+pp2*J^2+pp3*J+pp4;

function [N_3,N_3_COP] = High_400kgh(x2)
    a1 = 0.3725; b1 = 20.66; c1 = 1.266;
    a2 = 1.067; b2 = 16.63; c2 = 5.778;
    N_3 = a1*exp(-((x2-b1)/c1)^2)+a2*exp(-((x2-b2)/c2)^2);
    % porcentaje de exactitud es de 99.987%
    pp1 = -5.773; pp2 = 13.72; pp3 = -12.17; pp4 = 5.67;
    J = N_3;
    N_3_COP = pp1*J^3+pp2*J^2+pp3*J+pp4;    % Respuesta, 99.859%

function [N_4,N_4_COP] = Medium_400kgh(x2)
    a1 = 197.2; b1 = -31.59; c1 = 20.47;
    a2 = 0.5443; b2 = 18.94; c2 = 1.648;
    N_4 = a1*exp(-((x2-b1)/c1)^2)+a2*exp(-((x2-b2)/c2)^2); % Respuesta, 99.914%
    pp1 = -5.554; pp2 = 13.17; pp3 = -11.67; pp4 = 5.507;
    J = N_4;
    N_4_COP = pp1*J^3+pp2*J^2+pp3*J+pp4;

function [N_5,N_5_COP] = Re_High_600kgh(x2)
    a1 = 1.349; b1 = 20.68; c1 = 2.574;
    a2 = 0.5595; b2 = 19.4; c2 = 7.364;
    N_5 = a1*exp(-((x2-b1)/c1)^2)+a2*exp(-((x2-b2)/c2)^2);
    % Gaussiana 2 grado, 99.85 %
    pp1 = -5.669; pp2 = 13.84; pp3 = -12.91; pp4 = 6.158;
    J = N_5;
    N_5_COP = pp1*J^3+pp2*J^2+pp3*J+pp4;    % Respuesta, 99.947%

function [N_6,N_6_COP] = M_High_600kgh(x2)
    a1 = 0.5605; b1 = 20.27; c1 = 1.699;
    a2 = 1.225; b2 = 16.24; c2 = 6.597;
    N_6 = a1*exp(-((x2-b1)/c1)^2)+a2*exp(-((x2-b2)/c2)^2);
    % Gaussiana tipo 2, el porcentaje de respuesta es 99.904%
    pp1 = -6.3; pp2 = 14.99; pp3 = -13.41; pp4 = 6.155;
    J = N_6;
    N_6_COP = pp1*J^3+pp2*J^2+pp3*J+pp4;
```

```
function [N_7,N_7_COP] = High_600kgh(x2)  
    a1 = 0.6454; b1 = 18.49; c1 = 1.865;  
    a2 = 1.126; b2 = 14.7; c2 = 6.634;  
    N_7 = a1*exp(-((x2-b1)/c1)^2)+a2*exp(-((x2-b2)/c2)^2);  
    % Gaussian tipo2. Porcentaje de respuesta 99.875%  
    pp1 = -6.026; pp2 = 14.33; pp3 = -12.83; pp4 = 5.964;  
    J= N_7;  
    N_7_COP = pp1*J^3+pp2*J^2+pp3*J+pp4;
```

```
function [N_8,N_8_COP] = Medium_600kgh(x2)  
    a1 = 0.5083; b1 = 17.14; c1 = 1.597;  
    a2 = 1.214; b2 = 13.58; c2 = 6.102;  
    N_8 = a1*exp(-((x2-b1)/c1)^2)+a2*exp(-((x2-b2)/c2)^2);  
    % Gaussian tipo 2. Porcentaje de respuesta 99.932%  
    pp1 = -5.652; pp2 = 13.52; pp3 = -12.21; pp4 = 5.784;  
    J= N_8;  
    N_8_COP = pp1*J^3+pp2*J^2+pp3*J+pp4;
```

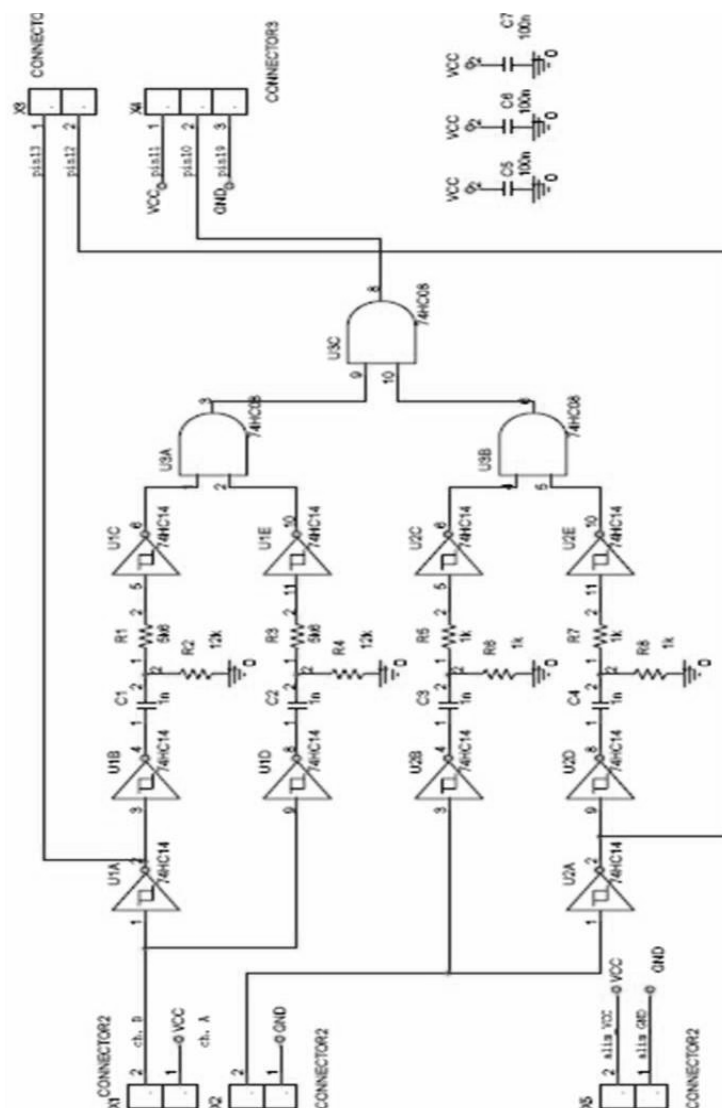
## Referencias

- [1] A.Ramezanifar., “Fuzzy\_Fast\_Implementation”, *Tehran Polytechnic University*.  
[www.matlabmathwork.com](http://www.matlabmathwork.com),
- [2] Alzate, A., “Lógica difusa”, Material de Maestría en Ingeniería Eléctrica, *Universidad Tecnológica de Pereira*, 1999.

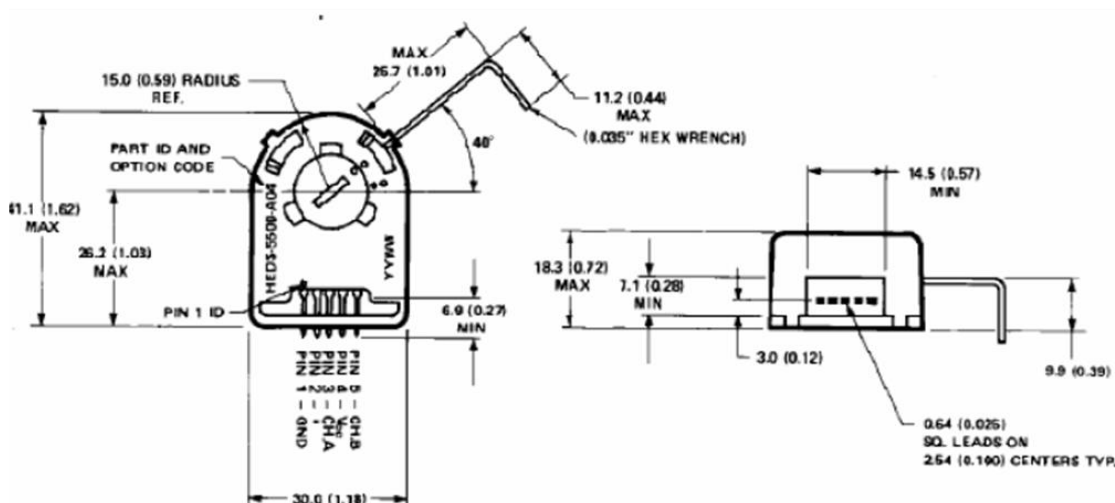
## ANEXO VI

### MODELOS ESQUEMATICOS PARA LA IMPLEMENTACION

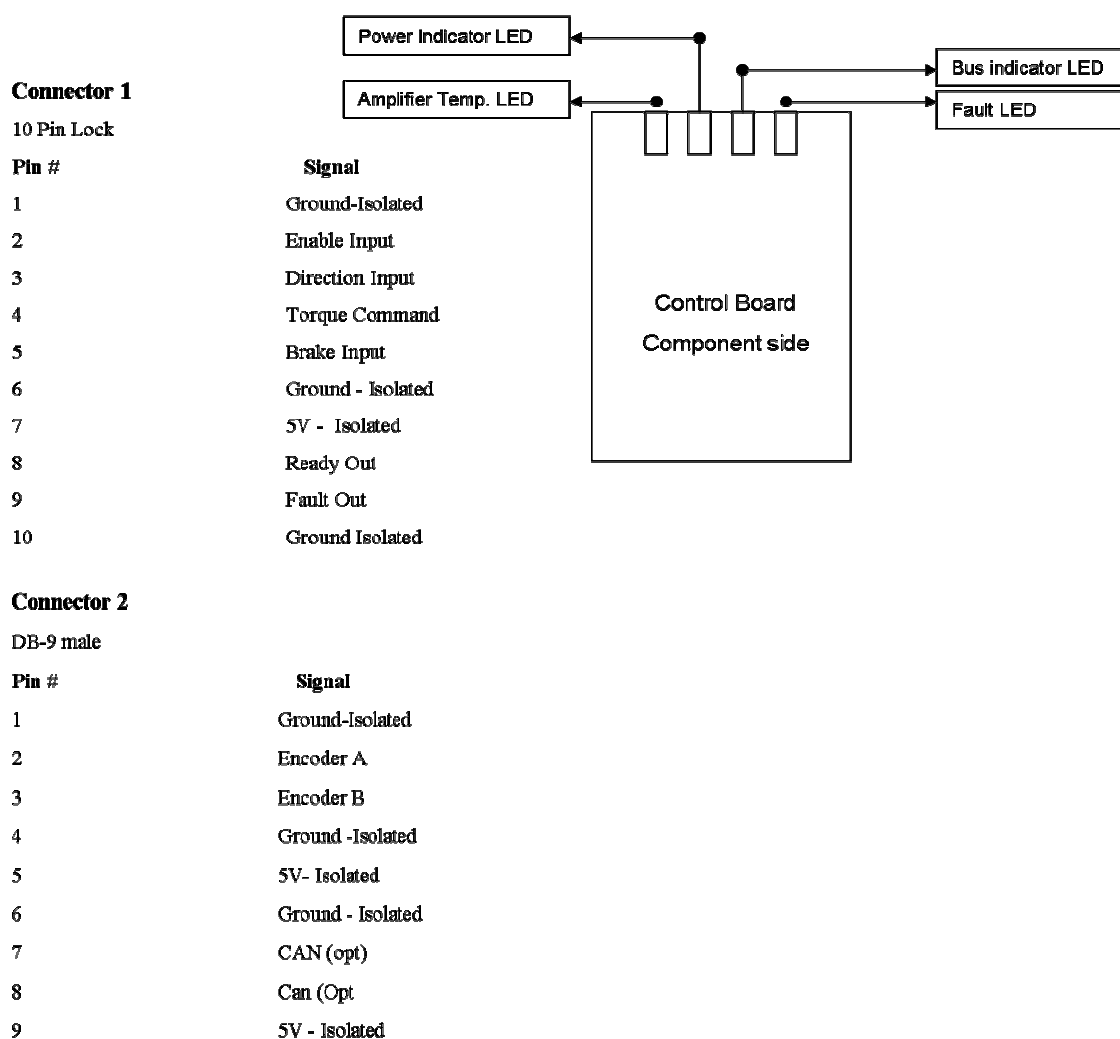
#### VI.1 Esquema del circuito de lectura del encoder



## VI.2 Encoder HEDM 550



## VI.3 Localización de conectores de la placa de accionamiento SRTD-5050



**VI.4 Conexiones de las distintas fases del motor y del bus de potencia.**

