DETERMINACION DE LAS CARACTERISTICAS DE PARTIDA DE MOTORES SINCRONICOS A PARTIR DE VARIABLES DE DISEÑO.-

M.Aníbal Valenzuela Latorre
Depto. Ing. Eléctrica
U. de Concepción
Concepción - Chile

Hugo Salamanca Poblete
Depto. Ing. Eléctrica
U. de Concepción
Concepción - Chile

RESUMEN

Se presenta un modelo para el análisis de partidas asincrónicas de los motores sincrónicos, que permite considerar diferentes formas, tamaño y/ material que pudiera tener las barras de partida/amortiguadores. El modelo descansa en parámetros de diseño y factores asociados y permite obtener y graficar la corriente de armadura, corrientes en las barras, torque electromagnético y factor de potencia en función del deslizamiento.

Este modelo se usa para analizar ocho casos de modificaciones de las características de partida.

NOMENCLATURA

- Parámetros Modelo :

A_{d1} : factor de multiplicación del valor máximo de la densidad de flujo para obtener el valor máximo de su componente fundamental, al excitar la máquina con una F.M.M. senoidal en la armadura.

F_{d1} : factor de multiplicación del valor máximo de la densidad de flujo para obtener el valor máximo de su componente fundamental, al excitar la máquina a través del enrollado de campo.

D_{d1n} : factor de multiplicación del valor máximo de la densidad de flujo para obtener el valor máximo de su componente fundamental, cuando la máquina es excitada a través del n-ésimo circuito de barra en el eje directo.

$\frac{2}{\pi} D_{don}$: factor de multiplicación del valor máximo de la densidad de flujo para obtener la densidad media dentro del circuito de largo 2 y_{nd} , cuando la máquina es excitada por medio del circuito de barra amortiguadora de largo 2 y_{nd} en el eje directo.

y_{nd} : distancia desde n-esima barra al eje directo.

K_{ϕ} : factor de multiplicación del valor total de la fundamental del flujo para obtener el total del flujo por polo, cuando la máquina es excitada a través del enrollado de campo.

Ψ_b : permanencia efectiva por unidad de longitud correspondiente al cuerpo central del polo.

Ψ_t : permanencia efectiva por unidad de longitud correspondiente a la parte superior del polo.

X_{ao} : impedancia base de estator.

I_{ao} : corriente base de estator (igual a nominal)

A : amperes-vuelta equivalentes de reacción de armadura.

F_g : amperes-vuelta del enrollado de campo.

l : largo axial

R : radio motor

P_1 : número de polos

g : gap mínimo

g_{mx} : gap máximo

d_r : ver Fig. 6.b

w_r : ver Fig. 6.b

l_{end}: longitud circunsferencial del anillo, medido desde el centro del eje polar al centro de la barra "n".

a_{end}: área media de la sección transversal del anillo.

D_e : doble de la distancia entre los anillos que cortocircuitan las barras amortiguadoras.

r_e : radio efectivo de la sección transversal del anillo.

- Simulación Digital :

IAV : corriente en una fase del estator.

TORQM: torque electromagnético

IO : corriente en la barra central de la pieza polar.

I1L, I2L, I3L: corrientes en la 1a., 2da. y 3ra. barra a la derecha de la pieza polar.

I1T, I2T, I3T: corrientes en la 1a., 2da. y 3ra. barra a la izquierda de la pieza polar.

IF : corriente en el enrollado de campo.

INTRODUCCION

El método más frecuente para el arranque de los grandes motores sincrónicos industriales es a través de un enrollado del tipo inducido que también sirve para propósitos de amortiguar las oscilaciones mecánicas en situaciones transientes. A diferencia de la situación existente en los motores de inducción tipo jaula de ardilla, los motores sincrónicos tienen

una estructura rotórica de polos salientes y las barras del enrollado de partida/amortiguador suelen ser diferentes en forma, tamaño, eventualmente material y tienen por lo tanto una contribución de corriente diferente.

Lo anterior no permite obtener un modelo satisfactorio del comportamiento de la jaula como un único enrollado equivalente. Se deben definir grupos de bobinas orientadas en los ejes directo y cuadratura, con acoplamientos inductivos en cada eje y trayectorias comunes en los anillos de cortocircuito. El efecto integrado de todos determinará las corrientes que circularán en cada barra y, a partir de ellas, el torque de inducción producido.

En el presente trabajo se desarrolla un modelo para los motores sincrónicos, particularmente de su enrollado de partida, que considera la disposición y geometría de cada barra y que permite obtener las características de torque, corriente de fase, factor de potencia y corrientes en cada barra durante el proceso de arranque. Este modelo descansa en parámetros de diseño y factores asociados obtenidos de [1] y [2] principalmente. Con este modelo es posible, por un lado, generar las características de arranque de un motor sincrónico conocidos los principales parámetros de diseño. Por el otro, permite determinar la incidencia de cada variable de diseño en las características de arranque.

A modo de aplicación, se reportan los resultados obtenidos para el enrollado de partida de una máquina sincrónica de 5 (KVA), 380 (V) en las condiciones de diseño originales supuestas. A continuación se efectúan 8 modificaciones a partir de esta condición y en cada caso se analizan las variaciones en las características de partida que resultan.

1.- MODELACION.-

El modelo desarrollado es de tipo circuital e incluye el efecto combinado de la armadura, el campo y las barras alojadas en la pieza polar. En la obtención del modelo se hacen los supuestos usuales: distribución sinusoidal de la F.M.M. asociada a cada fase de la armadura y fierro ideal. Se asume además simetría respecto de los ejes directo y cuadratura.

Considerando esta simetría respecto de los ejes y que las barras amortiguadoras pueden tener diferente forma, tamaño y/o material, éstas se modelan según circuitos formados por parejas de barras dispuestas simétricamente alrededor de cada eje, como se muestra en la Fig.1.-

Como se aprecia, estas bobinas tienen diferente paso y, por lo mismo, abrazan una distinta proporción del flujo creado por el campo, la armadura u otro circuito de barras. Así, para cada circuito de barras del rotor se tendrá que al circular corriente por él, una porción del flujo resultante es mutuo con el estator, otra es flujo de fuga y otra es mutuo con otro circuito rotórico. Algo similar ocurre con las corrientes que circulan por la armadura o campo. A lo anterior debe agregarse el hecho que el entrehierro no es constante.

Consideremos el enrollado equivalente de la armadura en el eje directo. El voltaje aplicado sobre este enrollado será equilibrado por la caída en la resistencia y por la tensión inducida por el flujo que enlaza esta bobina. Este flujo es dividido en dos componentes, es decir, el flujo de dispersión y el flujo que atraviesa el entrehierro y que es mutuo con el circuito rotórico. Por lo tanto, este enrollado puede ser representado por un circuito como el de la Fig.2.-

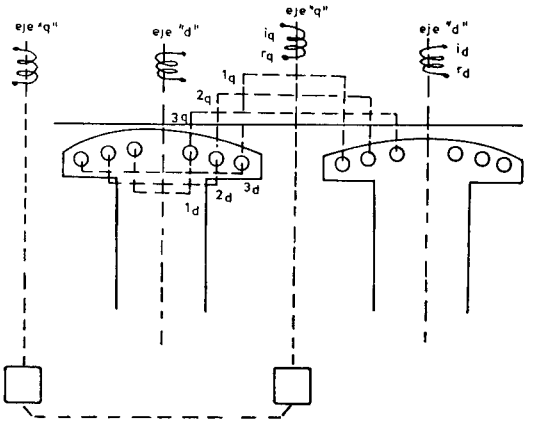


Fig.1.- Modelación de Barras según Bobinas equivalentes en ejes d y q.

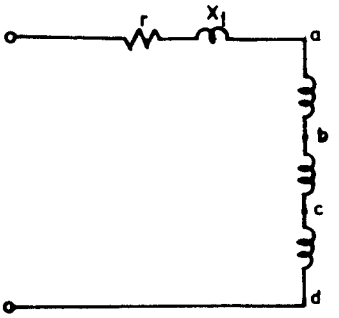


Fig.2.- Circuito Equivalente enrollado de armadura.

La reactancia X_{ad} que representa el flujo en el entrehierro, se muestra dividida con el objetivo de indicar qué porción del total de este flujo es mutuo con los distintos circuitos rotóricos de un mismo eje.

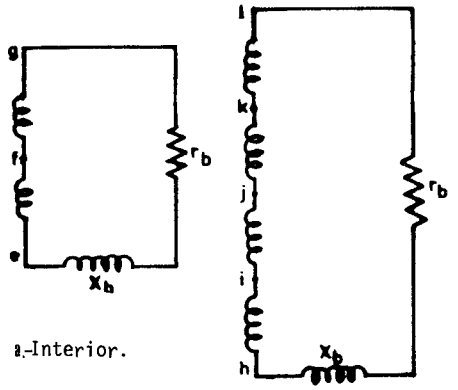
Ahora consideremos un circuito rotórico cualquiera en el eje directo. La reactancia mutua del enrollado de armadura en este eje con el circuito rotórico, puede ser calculada tomando en cuenta la distribución del flujo que atraviesa el entrehierro, el cual se obtiene cuando por la armadura circula una corriente unitaria y además, considerando la expansión del circuito rotórico a través de la superficie de la pieza polar. Como normalmente esta expansión es menor que el paso polar, la reactancia mutua con el circuito rotórico será menor que la reactancia debido al total del flujo que atraviesa el entrehierro. Esta se muestra en la Fig.2 como la reactancia X_{ab}.

Con el fin de establecer el circuito equivalente en cada eje de la máquina, todos los circuitos amortiguadores se transfieren al enrollado de armadura a través de una razón de corriente (equivalente a una razón de vuelta), dada por el cuociente entre una corriente rotórica correspondiente a un circuito amortiguador de eje directo elegido como base y el valor nominal de corriente en el estator.

Cuando circula corriente por un circuito rotórico determinado, una porción del flujo creado es mutuo con el enrollado de armadura, otra, es flujo de dispersión, y otra, es mutuo con los otros circuitos rotóricos. La porción del flujo que es mutuo con la armadura, induce el mismo voltaje en (o/1), que el voltaje inducido en el circuito rotórico por el flujo mutuo creado por la circulación de corriente por la bobina de armadura.

El flujo creado por el circuito rotórico que no atraviesa el entrehierro, se considera flujo de dispersión. Del flujo que atraviesa el entrehierro, sólo una porción es efectiva para establecer una reacción en el enrollado de armadura. Esto, debido a que se considera sólo la componente fundamental del flujo creado por el circuito rotórico. Sin embargo, como la permanencia del fierro se asumió infinita, todo el flujo creado por el circuito rotórico es mutuo con todos los circuitos rotóricos que tienen una expansión mayor a través de la superficie del polo.

De acuerdo a lo anterior, el circuito rotórico puede ser representado por el esquema de la Fig. 3a, donde X_{eg} es la reactancia debido al total del flujo que atraviesa el entrehierro; X_{ef} representa la reactancia mutua con la bobina de armadura; X_b es la reactancia debido al flujo de dispersión; r_b es la resistencia del circuito.



a.-Interior.

b.-Mayor expansión

Fig.3.- Circuitos Equivalentes de Bobinas rotóricas, eje directo.

Cualquier otro circuito rotórico de mayor expansión sobre la superficie del polo, está constituido por las mismas reactancias vistas anteriormente, excepto que las reactancias mutuas son mayores. Tomando en cuenta el circuito mostrado en la Fig.3b; X_{hj} es la reactancia mutua del circuito rotórico con el enrollado de armadura (igual a la reactancia X_{ac} Fig. 2); X_{jl} es la reactancia que representa la porción del flujo que atraviesa el entrehierro pero que no produce reacción en la bobina de armadura; X_{ik} es la reactancia que representa la porción del flujo de entrehierro que mutuo con el circuito de menor expansión (igual a X_{eg} Fig.3a) ; X_b es la reactancia de dispersión; r_b es la resistencia del circuito.

Finalmente, considerando la reciprocidad de las reactancias mutuas, el circuito equivalente para el eje directo es el mostrado en la Fig.4.

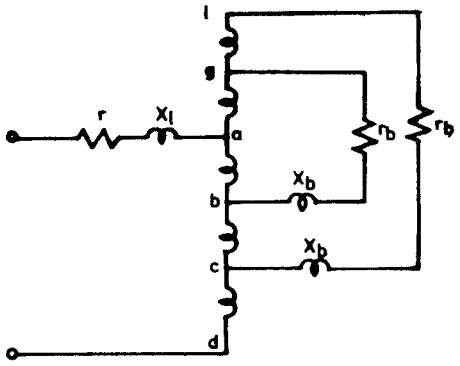


Fig.4.- Circuito Equivalente de Eje Directo.

El circuito equivalente que representa el eje cuadratura se establece de forma idéntica a la vista anteriormente. La única diferencia entre los dos ejes, radica en el hecho que la determinación de las reactancias para el eje cuadratura involucra consideraciones del espacio interpolar.

2.- ECUACIONES DE VOLTAJE, CORRIENTE Y TORQUE.

Las ecuaciones del modelo se ejemplifican para el caso simple de una máquina con 4 barras amortiguadoras por polo como se muestra en la Fig.5.

La enumeración de los circuitos de barra para el eje directo se efectúa partiendo desde el eje del polo hacia el lado extremo de la pieza polar. Para los circuitos de barras en eje cuadratura, la enumeración se realiza en forma inversa a la especificada recientemente (Fig.6a).

De la Fig.5 se puede apreciar que además de existir inductancias mutuas entre circuitos de barras de un mismo eje, existe una resistencia mutua que está dada por la longitud del anillo común que cierra ambos circuitos, es decir, por la longitud de anillo que une las dos barras que conforman el circuito interior.

Por lo tanto, considerando la situación adoptada de cuatro barras amortiguadoras por polo, las ecuaciones de enlace de flujo y tensión en (o/1) que se obtienen para el eje directo y eje cuadratura, cuando se tiene un sistema de alimentación 3Ø equilibrado en los terminales de la máquina, son las siguientes :

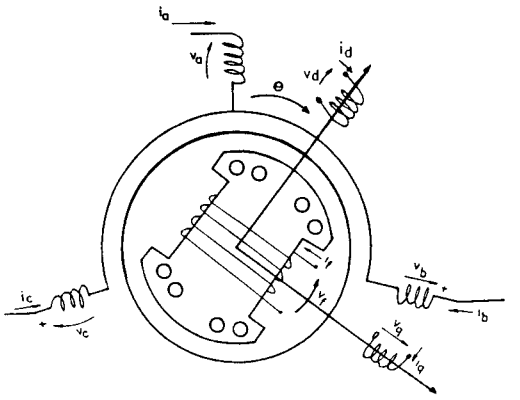
Ecuaciones de Flujo Enlazado (o/1).

Eje Directo :

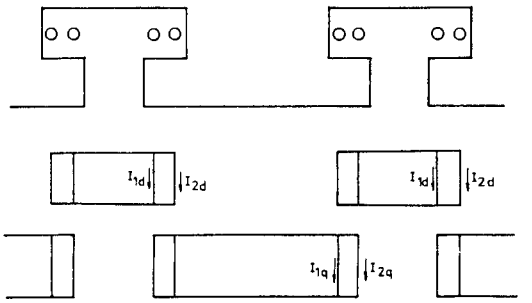
$$\lambda_d = X_d \cdot I_d - X_{afd} \cdot i_f - X_{a1d} \cdot i_{1d} - X_{a2d} \cdot i_{2d} \quad (1)$$

$$\lambda_f = X_{afd} \cdot i_d - X_{ff} \cdot i_f - X_{f1d} \cdot i_{1d} - X_{f2d} \cdot i_{2d} \quad (2)$$

$$\lambda_{1d} = X_{a1d} \cdot i_d - X_{f1d} \cdot i_f - X_{11d} \cdot i_{1d} - X_{12d} \cdot i_{2d} \quad (3)$$



a.- Circuitos de Armadura, Campo y Barras Amortiguadoras.



b.- Circuitos de barras rotóricas, según modelo.

Fig.5.- Máquina Sincrónica considerada.

$$\lambda_{2d} = X_{a2d}\cdot i_d - X_{f2d}\cdot i_f - X_{12d}\cdot i_{1d} - X_{22d}\cdot i_{2d} \quad (4)$$

Eje Cuadratura :

$$\lambda_q = X_q\cdot i_q - X_{a1q}\cdot i_{1q} - X_{a2q}\cdot i_{2q} \quad (5)$$

$$\lambda_{1q} = X_{a1q}\cdot i_q - X_{11q}\cdot i_{1q} - X_{12q}\cdot i_{2q} \quad (6)$$

$$\lambda_{2q} = X_{a2q}\cdot i_q - X_{12q}\cdot i_{1q} - X_{22q}\cdot i_{2q} \quad (7)$$

Ecuaciones de Tensión (o/1).

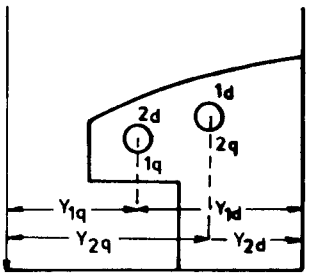
Eje Directo :

$$V_d = r_a\cdot i_d + p.\lambda_d + w\,\lambda_q \quad (8)$$

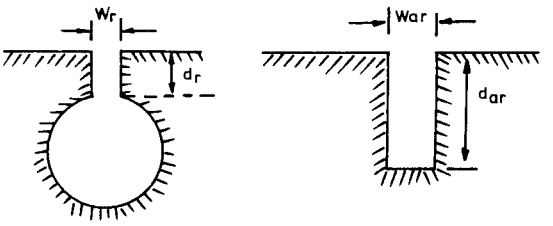
$$0 = p.\lambda_f + R_f\cdot i_f \quad (9)$$

$$0 = p.\lambda_{1d} + R_{11d}\cdot i_{1d} + R_{12d}\cdot i_{2d} \quad (10)$$

$$0 = p.\lambda_{2d} + R_{12d}\cdot i_{1d} + R_{22d}\cdot i_{2d} \quad (11)$$



a.- Numeración y distancias desde barras a los ejes.



b.- Dimensiones de barras.

Fig.6.- Definición de distancias, dimensiones y numeración barras.

Eje Cuadratura :

$$V_q = V_a\cdot i_q + p.\lambda_q - w\,\lambda_d \quad (12)$$

$$0 = p.\lambda_q + R_{11q}\cdot i_{1q} + R_{12q}\cdot i_{2q} \quad (13)$$

$$0 = p.\lambda_{2q} + R_{12q}\cdot i_{1q} + R_{22q}\cdot i_{2q} \quad (14)$$

donde :

$$w = p.\theta = (1-s)w_1 \quad (15)$$

$$\theta = wt + \gamma_o \quad (16)$$

s = deslizamiento

w_1 = frec. sincrónica

p = d/dt

Considerando que al estator se aplican tensiones trifásicas equilibradas y definiendo los fasores asociados a las corrientes y voltajes en cada eje se puede escribir :

Eje Directo :

$$\dot{V}_d = jX_d\dot{I}_d - jX_{afd}\cdot\dot{I}_f - jX_{a1d}\cdot\dot{I}_{1d} - jX_{a2d}\cdot\dot{I}_{2d} \quad (17)$$

$$0 = jX_{afd}\cdot\dot{I}_d - \left(\frac{R_{ffd}}{s} + jX_{ffd}\right)\dot{I}_f - jX_{f1d}\cdot\dot{I}_{1d} - jX_{f2d}\cdot\dot{I}_{2d} \quad (18)$$

$$0 = jX_{a1d}\cdot\dot{I}_{1d} - jX_{f1d}\cdot\dot{I}_f - \left(\frac{R_{11d}}{s} + jX_{11d}\right)\dot{I}_{1d} - \left(\frac{R_{12d}}{s} + jX_{12d}\right)\dot{I}_{2d} \quad (19)$$

$$0 = jX_{a2d}\cdot\dot{I}_{2d} - jX_{f2d}\cdot\dot{I}_f - \left(\frac{R_{12d}}{s} + jX_{12d}\right)\dot{I}_{1d} - \left(\frac{R_{22d}}{s} + jX_{22d}\right)\dot{I}_{2d} \quad (20)$$

Eje Cuadratura :

$$\dot{V}_q = jX_q\cdot\dot{I}_q - jX_{a1q}\cdot\dot{I}_{1q} - jX_{a2q}\cdot\dot{I}_{2q} \quad (21)$$

$$0 = jX_{a1q}\dot{I}_q - \left(\frac{R_{11q}}{s} + jX_{11q}\right)\dot{I}_{1q} - \left(\frac{R_{12q}}{s} + jX_{12q}\right)\cdot\dot{I}_{2q} \quad (22)$$

$$0 = jX_{a2q}\cdot\dot{I}_q - \left(\frac{R_{12q}}{s} + jX_{12q}\right)\cdot\dot{I}_{1q} - \left(\frac{R_{22q}}{s} + jX_{22q}\right)\cdot\dot{I}_{2q} \quad (23)$$

En las expresiones anteriores se han eliminado los enlaces de flujo y se ha considerado que $R_a = 0$ y que en (p.u.) $W_1 = 1$.

Durante el proceso de arranque las corrientes de armadura tendrán, superpuestas a la frecuencia de la red, pulsaciones debidas al deslizamiento existente entre el rotor y el campo magnético rotatorio (CMR) creado por las componentes de 50 (c/s) de estas corrientes. Interesa calcular el valor promedio de la corriente efectiva (RMS). Este se obtiene como el promedio de los valores máximos y mínimos. Resulta :

$$\bar{I}_{RMS} = \frac{1}{\sqrt{2}}\sqrt{(I^r_{ds})^2 + (I^i_{ds})^2 + (I^r_{qs})^2 + (I^i_{qs})^2} \quad (24)$$

y para las corrientes en las barras amortiguadoras :

- Lado izquierdo del eje polar :

$$\dot{I}_n = \dot{I}_{nd} - j\,\dot{I}_{nq} \quad (25)$$

- Lado derecho del eje polar :

$$\dot{I}_n = -\dot{I}_{nd} - j\,\dot{I}_{nq} \quad (26)$$

En las expresiones (25) y (26), el subíndice "n" se determina con la convención asociada a la numeración de las barras (Fig.6a).

En la forma similar, para el valor medio del torque se obtiene :

$$\bar{T}_e = 1/2\, V_m\,(\dot{I}^r_d - \dot{I}^i_q) \quad (27)$$

3.- DETERMINACION DE LOS PARAMETROS.

El primer paso consiste en definir los valores base para las corrientes. La corriente base de armadura es la corriente nominal.

La corriente de base que se adopta para el circuito de campo es aquella que induce en cada fase del estator un voltaje $X_{ao}\,I_{ao}$. Se designa por I_{fdo}.

Para los circuitos conformados por las barras amortiguadoras la corriente base es aquella que circulando por un circuito de barra de 100% de paso, induce en cada fase del estator un voltaje $X_{ao}I_{ao}$. Se designa por I_{xdo} y es común para las barras de ejes directo y cuadratura.

Las expresiones de cada parámetro en función de variables y factores de diseño se obtienen de la forma indicada en [1] y [2]. A continuación se presentan algunas de ellas :

- Reactancia de Reacción de Armadura :

$$X_{ad} = \frac{4}{\pi}\,\frac{A_{d1}}{F_{d1}}\cdot\frac{A}{F_g} \quad (28)$$

definiendo :

$$K_{ad} \triangleq \frac{4}{\pi}\,\frac{A_{d1}}{F_{d1}} \quad (29)$$

resulta :

$$X_{ad} = K_{ad}\,\frac{A}{F_g} \quad (30)$$

- Reactancia del Enrollado de Campo :

$$X_{ffd} = K_{ad}\cdot K_{\phi}\cdot X_{ad} + 3.19\,K^2_{ad}\cdot\frac{A.l}{\phi_f}\,(\Psi_b + \Psi_t) \quad (31)$$

- Reactancia del N^{th} Circuito de Barra Amortiguadora:

$$X_{nnd} = X_{gnnd} + X_{bnnd} + X_{ennd} \quad (32)$$

X_{gnnd}: reactancia asociada al flujo en el entrehierro.

X_{bnnd} : reactancia asociada al flujo de dispersión de ranura.

X_{ennd} : reactancia asociada al flujo de dispersión de los anillos.

y se tiene :

$$X_{gnnd} = \left(\frac{4}{\pi}\,\frac{A_{d1}}{D_{d1x}}\right)^2\,\frac{A}{F_g}\,\frac{D_{don}}{F_{d1}}\,Y_{nd} \quad (33)$$

$$X_{bnnd} = 0.5\left(\frac{4}{\pi}\,\frac{A_{d1}}{D_{d1x}}\right)^2\,\frac{A}{F_g}\,\frac{P_1\cdot g}{F_{d1}\cdot R}\left(\frac{d_{rd}}{W_{rd}} + 0.625\right) \quad (34)$$

$$X_{ennd} = 0.04 \left(\frac{4}{\pi} \frac{A_{d1}}{D_{d1x}}\right)^2 \frac{A}{F_g} \frac{P_{ig}}{F_{d1}R} \cdot \frac{l_{end}}{l}$$

$$\left(9.21 \cdot \log \frac{D_e}{r_e} + 1\right) \qquad (35)$$

- Resistencia Mutua entre dos Circuitos de Barra:

$$r_{nkd} = \frac{10^8}{w.P_1} \left(\frac{4}{\pi} \cdot \frac{A_{d1}}{D_{d1x}}\right)^2 \frac{A}{\phi_f} \cdot R_{nkd} \qquad (36)$$

con :

$$K > n$$

$$R_{nkd} = R_{ennd} = 3.33 \times 10^{-6} \frac{l_{end}}{a_{end}} \cdot P_1 \qquad (37)$$

4.- APLICACION.

El modelo se implementó en un minicomputador PDP-11/40 y se probó con la información correspondiente a una máquina sincrónica de Laboratorio de 5 (KVA), 380 (V), 50 (c/s), 4 polos, 11.8 (A). Sus dimensiones y parámetros más relevantes son :

- Radio rotor : 11.5 (cm)
- Largo axial : 11.5 (cm)
- N° barras/polo: 6
- Arco polar : 58.5°
- Resistencia campo : 185 (Ω)

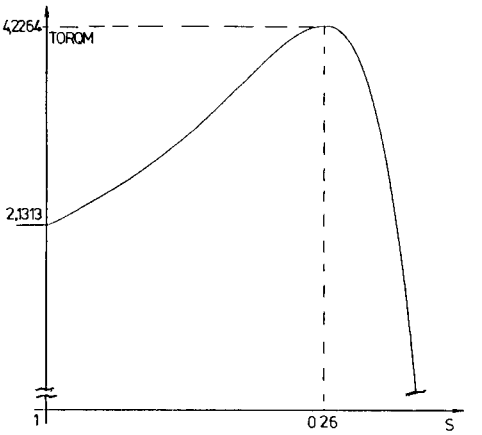
No fue posible medir las dimensiones de las barras. En la simulación se las supuso idénticas entre sí y de sección circular.

Para una configuración dada del sistema de barras el programa permite determinar la corriente de armadura, torque electromagnético, factor de potencia, corrientes en cada una de las barras y corriente inducida en el circuito de campo cerrado a través de una resistencia externa. A través de una salida analógica, es posible obtener el gráfico de cualesquiera de estas variables en función del deslizamiento.

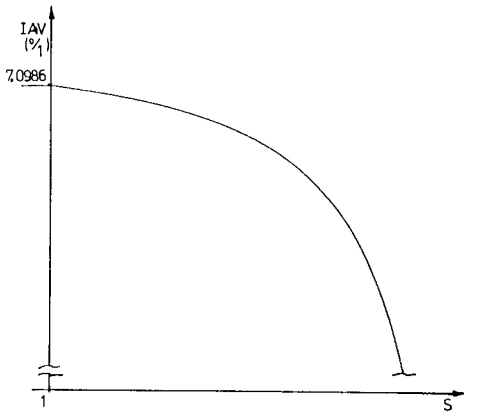
En primer término se analizó el proceso de arranque del motor para la configuración de diseño de barras supuesta. En la Fig.7 se muestran los gráficos obtenidos para las características de torque y corriente de armadura.

A continuación se analizó el efecto sobre las características de partida de modificaciones en el diseño. Se consideraron 8 casos que se resumen en las Tablas I y II.

Los casos 1,2 y 3 permiten evaluar la significación de la abertura de ranura y de la profundidad de la barra en las características de arranque. La situación mostrada corresponde a un angostamiento de la abertura (gap) a un 9.2% y una reducción de la profundidad a un 35.3%. Se aprecia que el angostamiento del gap provoca una fuerte disminución de las corrientes de barra (sobre el 80%) lo que a su vez ocasiona caídas significativas de la corriente de partida y del torque de partida y máximo. Por su parte, al disminuir la profundidad de la barra se provoca el efecto contrario : aumentan las corrientes de barra (sobre el 40%) y con ellas la corriente de partida y los torques de partida y máximo.



a) Característica T-S



b) Característica I-S

Fig.7.- Características de torque y corriente en función del deslizamiento. Configuración de barras estandar.

La variación de la posición de las barras 2 (Caso 4) hace aumentar las corrientes en ellas al tener un paso mayor y bajan levemente las corrientes en las barras extremas. La corriente de partida y el $T_{máx}$ suben levemente, pero el torque de partida baja.

Variaciones en la sección (diametro) de las barras centrales (Caso 5) prácticamente no tienen efecto sobre las características de arranque. En cambio estas variaciones realizadas sobre las barras extremas (Casos 6 y 7) si afectan al torque de partida y, eventualmente, la corriente y el torque máximo.

TABLA I.- Modificaciones consideradas en el Diseño de Barras Amortiguadoras y su efecto sobre la característica T-s.-

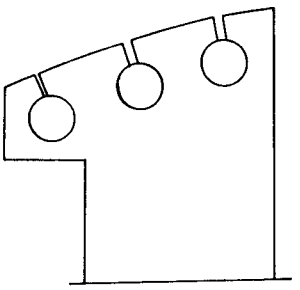
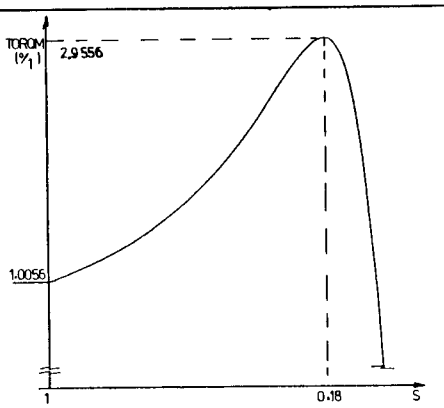
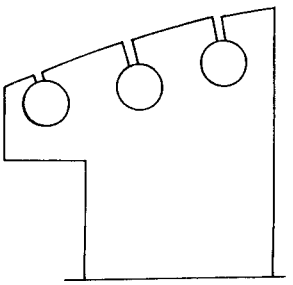
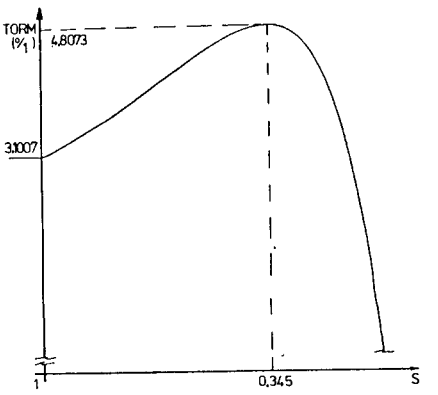
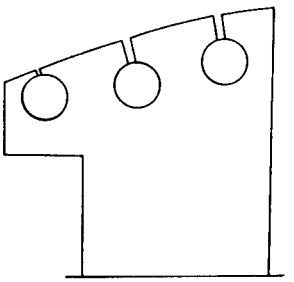
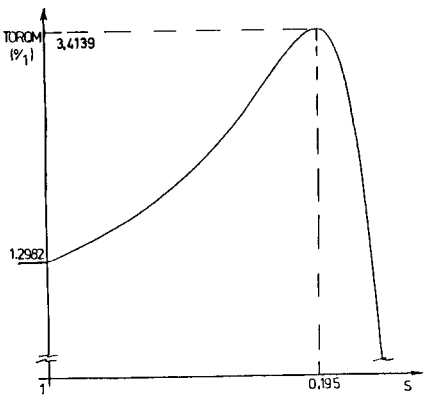
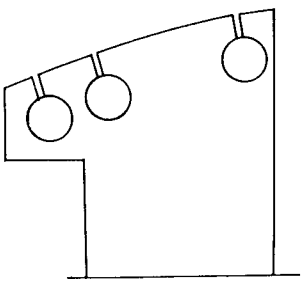
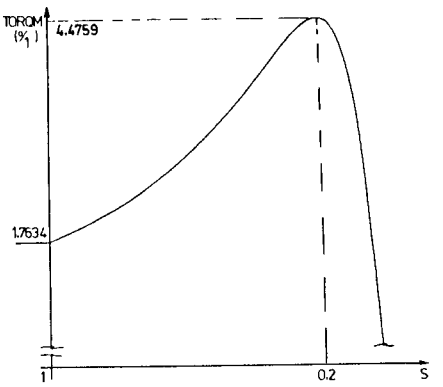
CASO	GEOMETRIA BARRAS	CARACTERISTICA T-s
1	 Angostamiento gap barra extrema.	
2	 Acortamiento profundidad barra extrema.	
3	 Angostamiento y acortamiento gap barra extrema.	
4	 Variación de la distancia entre barras.	

TABLA I.- (Cont.).- Modificaciones consideradas en el Diseño de Barras Amortiguadoras y su efecto sobre la característica T-s.-

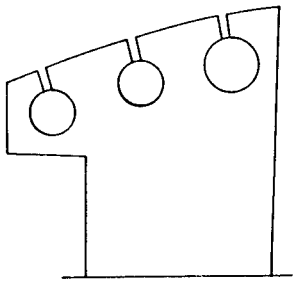
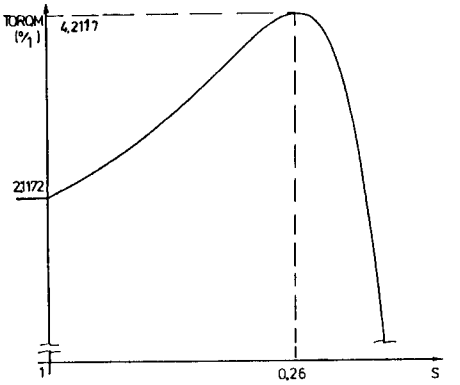
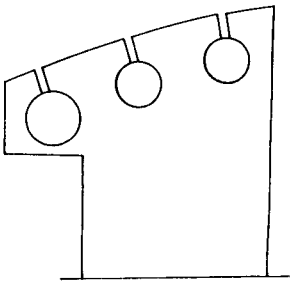
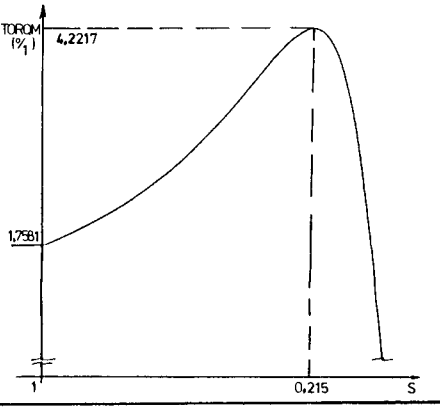
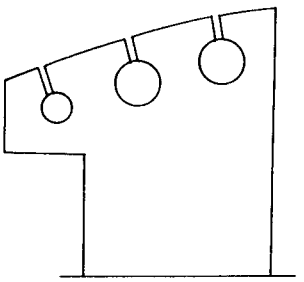
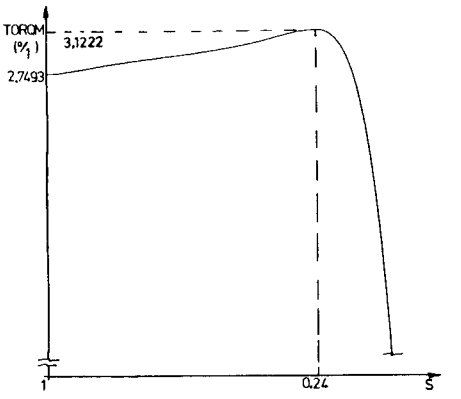
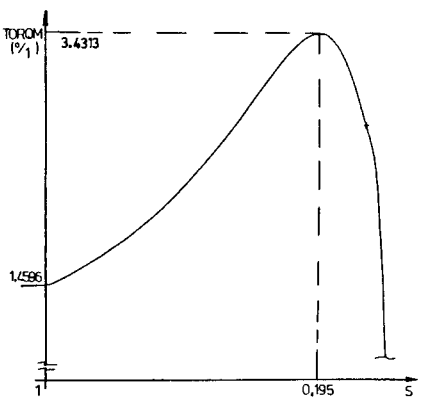
CASO	GEOMETRIA BARRAS	CARACTERISTICA T-s
5	 Aumento del diámetro de barra más próximo a eje central.	
6	 Aumento del diámetro de barra extrema.	
7	 Disminución del diámetro de barra extrema.	
8	Disminución de la Resistencia Externa agregada al enrollado de campo.	

TABLA II.- Resultados Obtenidos para Condición de Partida (s=1) y Crítica ($T_{máx}$,$S_{Tmáx}$).-

VARIABLE	SIT. ORIGINAL	CASO 1		CASO 2		CASO 3		CASO 4	
	(o/1)	(o/1)	Δ(o/o)	(o/1)	Δ(o/o)	(o/1)	Δ(o/o)	(o/1)	Δ(o/o)
IAV	7.10	5.61	(21.0)	7.61	7.1	6.17	(13.1)	7.49	5.5
TORQM	2.13	1.01	(52.8)	3.10	45.5	1.30	(39.1)	1.76	(17.3)
IO	0.00	0.00	0.0	0.00	0.0	0.00	0.0	0.00	0.0
I1L	1.16	1.13	(3.3)	1.17	0.6	1.14	(2.0)	1.30	11.8
I1T	1.37	1.24	(9.5)	1.45	5.3	1.28	(6.5)	1.54	12.3
I2L	2.98	3.17	6.3	2.88	(3.4)	3.12	4.5	3.57	19.7
I2T	3.54	3.62	2.1	3.46	(2.1)	3.60	1.7	4.11	16.0
I3L	5.03	0.94	(81.2)	7.20	43.1	2.28	(54.7)	4.77	(5.3)
I3T	5.14	0.95	(81.4)	7.36	43.2	2.31	(55.1)	4.93	(4.1)
IF	9.38	8.04	(14.3)	10.02	6.9	8.49	(9.5)	9.49	(1.21)
TMAX	4.23	2.96	(30.1)	4.81	13.7	3.41	(19.2)	4.48	5.9
STMAX	0.26	0.18	(30.1)	0.35	32.7	0.20	(25.0)	0.20	(23.1)

TABLA II.- (Cont.) Resultados Obtenidos para Condición de Partida (s=1) y Crítica ($T_{máx}$, $S_{Tmáx}$).-

VARIABLE	SIT. ORIGINAL	CASO 5		CASO 6		CASO 7		CASO 8	
	(o/1)	(o/1)	Δ(o/o)	(o/1)	Δ(o/o)	(o/1)	Δ(o/o)	(o/1)	Δ(o/o)
IAV	7.10	7.09	≈ 0	7.14	0.6	6.03	(15.0)	7.32	3.1
TORQM	2.13	2.12	≈ 0	1.76	(17.5)	2.75	29.0	1.46	(31.5)
IO	0.00	0.00	0.0	0.00	0.0	0.00	0.0	0.00	0.0
I1L	1.16	1.19	2.0	1.15	(1.1)	1.07	8.1	1.24	6.7
I1T	1.37	1.32	(3.8)	1.35	(2.1)	1.32	4.1	1.29	(5.9)
I2L	2.98	2.99	≈ 0	2.80	(6.1)	3.11	4.2	3.12	4.6
I2T	3.54	3.55	0.3	3.29	(7.0)	3.48	(1.6)	3.50	(1.1)
I3L	5.03	5.03	≈0	4.81	(4.5)	3.38	(32.8)	5.11	1.4
I3T	5.14	5.14	≈0	4.95	(3.7)	3.53	(31.4)	5.17	0.6
IF	9.38	9.37	≈0	9.44	0.6	8.48	(9.6)	9.51	1.4
TMAX	4.23	4.22	≈0	4.22	0	3.12	(26.1)	3.43	(18.8)
STMAX	0.26	0.26	≈0	0.22	(17.3)	0.24	(7.7)	0.20	(25.0)

Finalmente, una disminución de la resistencia externa agrada al campo (de 247 a 18.5 (Ω)) prácticamente no tiene efecto en la corriente inducida en el circuito de campo para s = 1, lo que evidencia el fuerte apantallamiento provocado por las barras.

5.- COMENTARIOS FINALES.

De los antecedentes reportados se puede concluir que el comportamiento de una máquina sincrónica en regimen de partida está fuertemente determinado por las características de diseño de las barras amortiguadoras ubicadas en los extremos de la pieza polar. Influyen asimismo las características geométricas del entrehierro de la máquina que modifican los factores usados en las expresiones de los parámetros.

El modelo desarrollado muestra ser una herramienta eficiente para determinar y analizar el comportamiento de la máquina sincrónica durante la partida. Sería de interés obtener una validación experimental de los valores entregados por el modelo, lo que no ha sido posible por no disponer de datos de diseño de algún motor. No obstante, dado que las relaciones usadas descansan parcialmente en datos empíricos y resoluciones numéricas del campo en el entrehierro ([1], [2]), es razonable asumir una buena predicción.

A futuro debe agregarse el efecto de variación de la resistencia rotórica con la frecuencia para permitir el análisis de los casos de barra profunda y/o doble jaula frecuentemente utilizados en los motores sincrónicos.

6.- REFERENCIAS.

[1] Rankin, A.W. : "The Direct and Quadrature Axis Equivalent Circuits of the Synchronous Machine, Trans AIEE, Vol. 64, 1945, pp: 861-868.

[2] Rankin, A.W. : "Per-Unit Impedances of Synchronous Machines", Trans AIEE, Vol.64, 1945, pp: 569-573.

[3] Jovanovsky, S.B.: "Contribution to the Theory of Asynchronous Perfomance of Synchronous Machines with Salient Poles : Part I - Analysis of MMF and Magnetic Field Space Variations, and Armature Current Time Pulsations", Trans IEEE, Vol. PAS-88,1969, pp.: 1150 - 1161.

7.- BIOGRAFIA

M. ANIBAL VALENZUELA LATORRE Naciodo en Santiago, Chile el 5 de Febrero de 1951. Realizó estudios en la Universidad de Chile recibiéndose de Ingeniero Civil Electricista y de Magister en Ingeniería Eléctrica en 1978.

Desde 1978 trabaja en la Universidad de Concepción, en el Grupo de Accionamientos y Sistemas Eléctricos Industriales del Departamento de Ingeniería Eléctrica, desempeñándose en la actualidad como Profesor Asistente. Su área de interés se centra en Control de Motores. Estudios en Sistemas Industriales y Calentamiento de Motores.