

2 Eje 10
Universidad Nacional Autónoma de México

FACULTAD DE INGENIERIA

MAQUINAS SINCRONAS

TESIS PROFESIONAL
QUE PARA OBTENER EL TITULO DE
INGENIERO MECANICO ELECTRICISTA
P R E S E N T A

SERGIO EMIGIDO ARGÜELLES MARTINEZ

MEXICO, D. F.

MAYO DE 1982



Universidad Nacional
Autónoma de México

Dirección General de Bibliotecas de la UNAM

Biblioteca Central



UNAM – Dirección General de Bibliotecas
Tesis Digitales
Restricciones de uso

DERECHOS RESERVADOS ©
PROHIBIDA SU REPRODUCCIÓN TOTAL O PARCIAL

Todo el material contenido en esta tesis esta protegido por la Ley Federal del Derecho de Autor (LFDA) de los Estados Unidos Mexicanos (México).

El uso de imágenes, fragmentos de videos, y demás material que sea objeto de protección de los derechos de autor, será exclusivamente para fines educativos e informativos y deberá citar la fuente donde la obtuvo mencionando el autor o autores. Cualquier uso distinto como el lucro, reproducción, edición o modificación, será perseguido y sancionado por el respectivo titular de los Derechos de Autor.

TESIS CON FALLA DE ORIGEN

PROLOGO

El servicio eléctrico es uno de los servicios públicos de vital importancia para el desarrollo de un país y presenta tres características fundamentales que debe satisfacer:

1.- CONTINUIDAD.- Característica que nos representa la seguridad del suministro de energía.

Para asegurar esta continuidad, todo sistema de potencia eléctrica debe contar con reserva de generación, sistemas de protección, circuitos de respaldo y dispositivos necesarios para -- restablecer el servicio, cuando éste se ha interrumpido.

2.- CALIDAD.- Esta característica está definida por el control de la frecuencia y la regulación del voltaje, ya que el suministro de energía se requiere a una frecuencia y voltaje constantes.

3.- ECONOMIA.- El objetivo del sistema de potencia será producir la energía al mínimo costo para lograr que la máxima población pueda estar en posibilidades de obtener el servicio.

Estas tres características pueden ser tema de estudio por separado y presentan un amplio campo de desarrollo para profundizar en el tema. Sin embargo, el propósito de este estudio se enfocará básicamente sobre el control de calidad del servicio eléctrico, para lo cual se tratará de estudiar a la máquina síncrona, elemento del sistema de potencia eléctrica del cual generalmente se valen las unidades generadoras para convertir la energía mecánica en energía eléctrica.

Con este trabajo se pretende describir los conceptos fundamentales de la máquina síncrona, orientados de tal manera que -- nos permitan obtener una idea somera del comportamiento de la máquina en estado estable dentro del sistema, dada la importancia-

que tiene como fuente de producción de energía eléctrica y la participación que tiene en la regulación del voltaje y la frecuencia.

De tal forma, la máquina síncrona presenta dos características de control fundamentales para el propósito de regulación:

- 1.- Característica de control de la potencia activa.
- 2.- Característica de control de la potencia reactiva.

La primer característica está gobernada por el regulador de velocidad y la segunda por el regulador de voltaje, siendo la variable de control ó primaria para el primer caso la velocidad (ó frecuencia) y para el segundo caso el voltaje (ó corriente de excitación) y las variables secundarias la potencia activa y la potencia reactiva.

En un sistema interconectado con varios generadores y líneas, las potencias no dependen exclusivamente de sus propias variables primarias, sino además de las características del sistema en conjunto. Para obtener una distribución selectiva y estable de dichas potencias, es necesario conocer como influyen las propias características de regulación de la máquina en el conjunto.

Por lo tanto, en los primeros capítulos se describirá un estudio teórico del alternador síncrono, se describirán sus diagramas de regulación de voltaje bajo diferentes condiciones de operación y además se tratará de obtener el diagrama de capacidad de dicho alternador, el cual nos establece los límites técnicos de operación, para asegurar su vida útil. Este diagrama también se tratará de obtener mediante una prueba de laboratorio para comparar resultados teóricos y prácticos.

Además, se intentará describir en forma breve que sucede con la potencia activa y con la potencia reactiva, al variar la-

entrada al primotor y la corriente de excitación de una unidad -
generadora, dentro de un sistema interconectado.

Posteriormente, se realizará un breve estudio teórico sobre
el comportamiento de reguladores de velocidad para tratar de ex-
plicarnos como se regula la frecuencia eléctrica.

CONTENIDO

CAPITULO I. CONCEPTOS FUNDAMENTALES DEL ALTERNADOR SINCRONO.

I.1- Introducción

I.2- Flujos magnéticos

I.3- Regulación ó caída de tensión relativa del alternador

I.4- Determinación de la reactancia síncrona y razón de corto circuito.

I.4.1- Reactancia síncrona no saturada

I.4.2- Reactancia síncrona saturada

I.4.3- Razón de corto circuito

I.5- Características del factor de potencia cero y del triángulo de Potier

I.5.1- Reactancia de Potier

CAPITULO II. OBTENCION TEORICA DEL DIAGRAMA DE CAPABILIDAD PARA ALTERNADOR SINCRONO.

II.1- Diagrama circular de una máquina síncrona

II.2- Análisis para máquinas de rotor cilíndrico

II.3- Análisis para máquinas de polos salientes

CAPITULO III. OPERACION EN PARALELO DE GENERADORES SINCRONOS.

III.1- Requisitos para conectar en paralelo generadores síncronos

III.2- Comportamiento de un generador síncrono trabajando conectado a un bus infinito

III.2.1- Análisis para potencia real constante y excitación-variable

III.2.2- Análisis para excitación - constante y potencia real-variable

III.3- Conclusiones

CAPITULO IV. PROCEDIMIENTO PRACTICO PARA ENCONTRAR EL - DIAGRAMA DE CAPABILIDAD DE UN ALTERNADOR - SINCRONO.

IV.1- Introducción

IV.2- Obtención del diagrama por prueba de laboratorio

IV.3- Obtención de parámetros

IV.3.1- Reactancia síncrona en eje - directo

IV.3.2- Reactancia síncrona de eje - en cuadratura

IV.4- Obtención del diagrama por cálculo - analítico

IV.5- Conclusiones

CAPITULO V. COMPORTAMIENTO DE REGULADORES DE VELOCIDAD.

V.1- Introducción

V.2- Elementos que componen un regulador - de velocidad

V.2.1- Descripción de la operación de un regulador de velocidad de - tipo hidráulico para una turbi
na de vapor

V.3- Características de los reguladores de velocidad

V.3.1- Deducción de reglas para repartir la carga de unidades generadoras operando en paralelo, - mediante la característica de sus reguladores

V.4- Regulación de las máquinas en las centrales

V.4.1- Análisis gráfico del comportamiento general del sistema

V.4.2- Comportamiento de dos máquinas que trabajan en paralelo a carga total constante

BIBLIOGRAFIA

CAPITULO I

CONCEPTOS FUNDAMENTALES DEL ALTERNADOR SINCRONO

I.1.- INTRODUCCION

Los generadores de la industria eléctrica se clasifican en dos tipos, dependiendo de la velocidad de la turbina ó primotor: Máquinas de rotor cilíndrico y Máquinas de polos salientes.

Las turbinas de vapor operan a velocidades relativamente altas, siendo comunes las velocidades de 1,800 y 3,600 RPM para una frecuencia de 60 Hz con cuatro y dos polos respectivamente. Debido a la gran velocidad periférica se requiere que el rotor sea cilíndrico, o sea: Fabricado de una sola pieza de acero forjado con ranuras longitudinales en donde se aloja el devanado de los polos.

Las turbinas hidráulicas, operan dentro de un rango de velocidad entre 150 y 600 RPM, dependiendo del tipo de rueda móvil y de la carga hidrostática. Estas turbinas utilizan rotores de polos salientes y debido precisamente a sus bajas velocidades, se requiere un número alto de polos.

Desde el punto de vista eléctrico, existen dos diferencias entre las máquinas de polos lisos (rotor cilíndrico) y las de polos salientes:

Primera.- La reluctancia del entrehierro en máquinas de rotor cilíndrico es casi uniforme en toda la circunferencia del rotor, mientras que en la máquina de polos salientes varía notablemente de un valor máximo entre polos (eje q) a un valor mínimo -

frente a la superficie del polo (eje d).

Precisamente por la diferencia de reluctancias en el entrehierro los dos tipos de máquinas tienen para el análisis de regulación diagramas vectoriales distintos.

Segunda.- Las variaciones cíclicas del rotor con respecto a la velocidad síncrona en las máquinas de rotor liso se amortiguan mediante la producción de corrientes parásitas en el rotor. - La máquina de polos salientes no es autosuficiente para amortiguar esas desviaciones, es por esto que generalmente se adisiona - el devanado amortiguador que se localiza en la superficie de los polos y en donde las corrientes inducidas pueden circular.

I.2.- FLUJOS MAGNETICOS

Analizando el comportamiento de la máquina síncrona desde el punto de vista de combinación de flujos magnéticos nos da una visión más completa de lo que realmente sucede en la máquina:

FLUJO DEL ROTOR ó F.M.M. DEL ROTOR

La corriente directa que fluye por los embobinados del rotor crea un flujo magnético en una dirección tal que depende del sentido de enrollamiento, creando polos positivos y negativos en forma alternada. Este flujo magnético ó fuerza magnetomotriz (- F.M.M.) gira con el rotor y a la misma velocidad que él; sale -- perpendicular a la superficie del rotor, atravieza el entrehierro y penetra en el estator cortando los conductores. De esta manera se genera una f.e.m. en ellos.

En el caso de los rotores cilíndricos la distribución del flujo se hace senoidal distribuyendo el embobinado de campo entre varias ranuras por polo.

En el caso de rotores de polos salientes se conforma el entrehierro de tal modo que la reluctancia de una distribución senoidal del flujo ó en otras palabras, dándole una formación a la zapata del polo de tal manera que el entrehierro sea más pequeño en el centro del polo, aumentandose en longitud hacia las puntas de los polos. La intensidad de campo magnético resultante será - máxima en el eje polar y cero en los ejes neutros o en cuadratura.

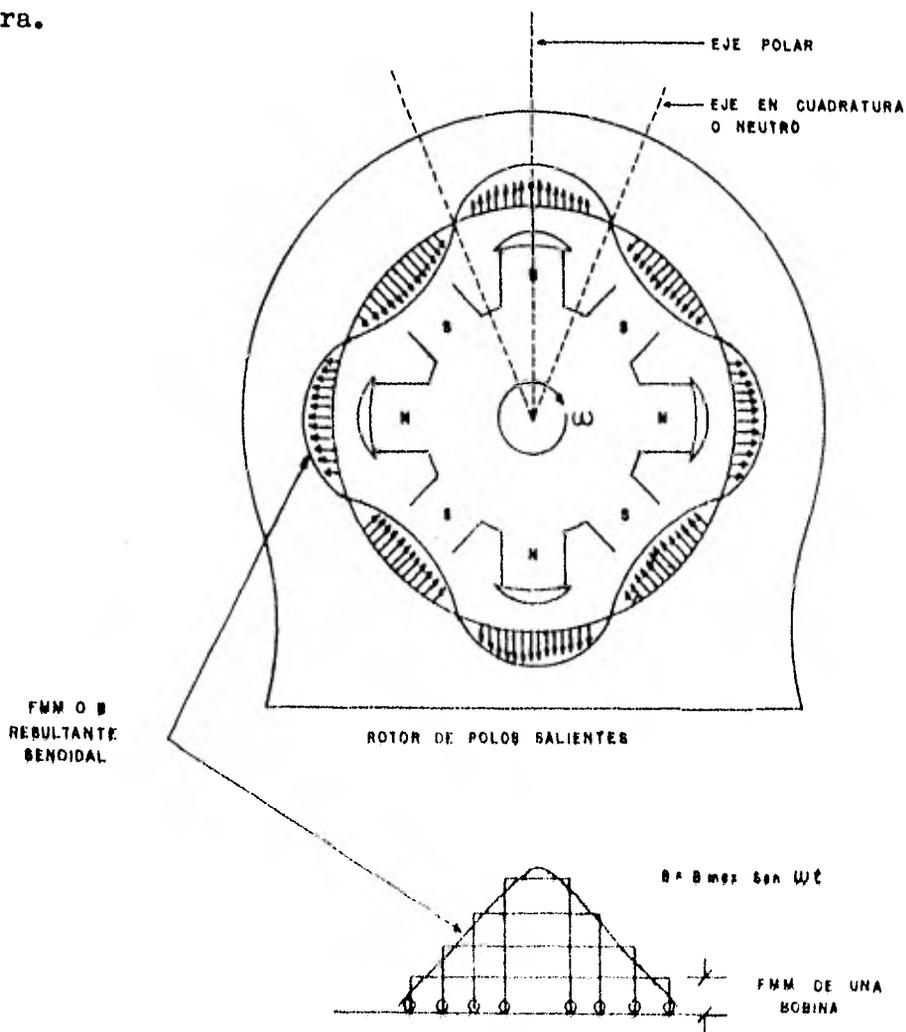


FIG. 1.1

F.M.M. DE ARMADURA Ó REACCION DE ARMADURA

En el caso de que circule una corriente por el embobinado - del estator, esta corriente creará una F.M.M. ó campo magnético- que afecta al campo producido por el rotor. Esta fuerza magneto- motriz también tiene una distribución senoidal y en caso de má- quinas trifásicas, cada fase producirá su propia F.M.M., las cuá- les estarán defasadas entre si 120° eléctricos.

La resultante de las ondas de F.M.M. considerando que la má- quina no está saturada, será un flujo de armadura ó F.M.M. de ar- madura de forma propiamente senoidal con algunas armónicas de la componente fundamental que se pueden eliminar diseñando el embo- binado del estator adecuadamente.

La onda fundamental de la reacción de armadura girará en el mismo sentido que el rotor y a la misma velocidad que él, asumi- endo condiciones estables. Es decir, en condiciones estables hay un acoplamiento entre la F.M.M. de armadura y la F.M.M. del cam- po, cuya posición relativa dependerá del factor de potencia a -- que esté trabajando la máquina.

Por lo tanto, dependiendo del factor de potencia la reacci- ón de armadura puede producir tres efectos:

CASO 1. EFECTO MAGNETIZANTE.- Unidad trabajando conectada a una- carga puramente capacitiva, sin dar potencia activa; o - sea, operando a factor de potencia cero adelantado.

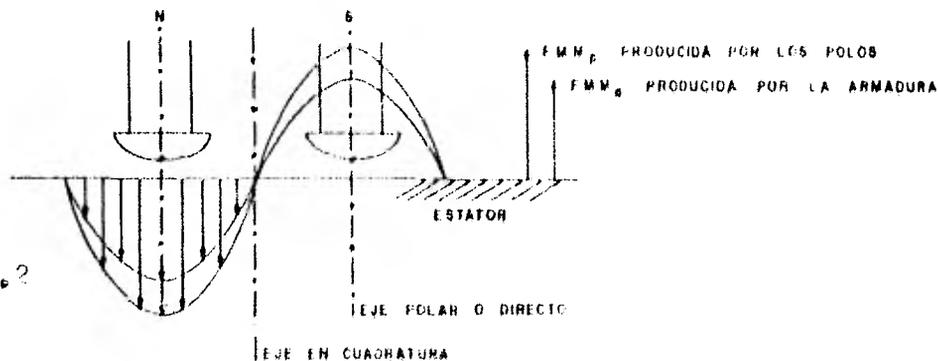


FIG.
No. 1.2

En este caso el efecto es netamente magnetizante y como consecuencia se necesita menos corriente de excitación para conservar el voltaje constante. Es decir, al absorber reactivos la Unidad el campo creado por la armadura refuerza la excitación de la Unidad.

CASO 2. EFECTO DESMAGNETIZANTE.- Unidad trabajando conectada a una carga puramente reactiva, sin dar potencia activa; o sea, operando a factor de potencia cero atrasado.

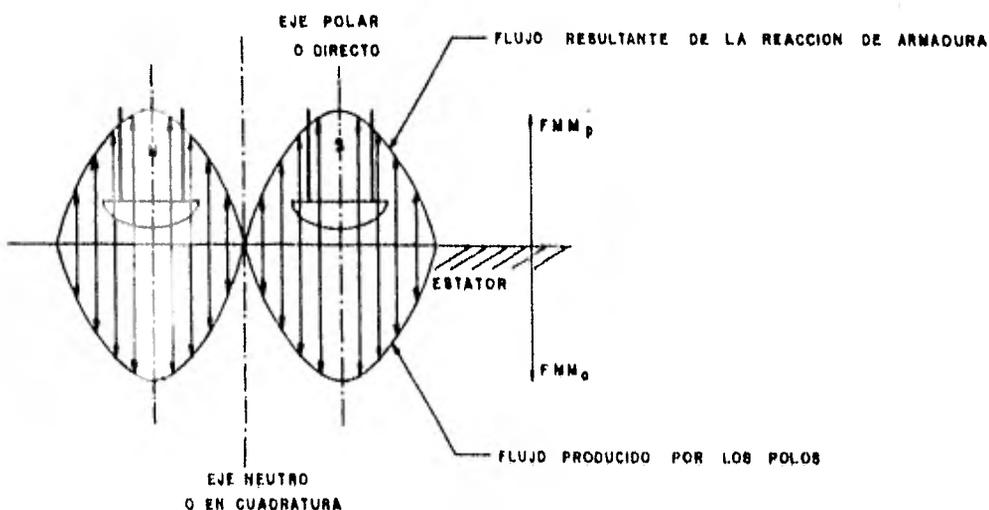


FIG. No. 1.3

En este caso el efecto es netamente desmagnetizante ya que los máximos y mínimos de las ondas coinciden. Como el flujo magnético se debe conservar, se necesita más corriente de excitación a medida que se proporcionan más reactivos, ya que el flujo producido por la armadura tiende a debilitar al campo magnético producido por el estator.

CASO 3. EFECTO DISTORCIONANTE.- Unidad trabajando a factor de potencia unitario.

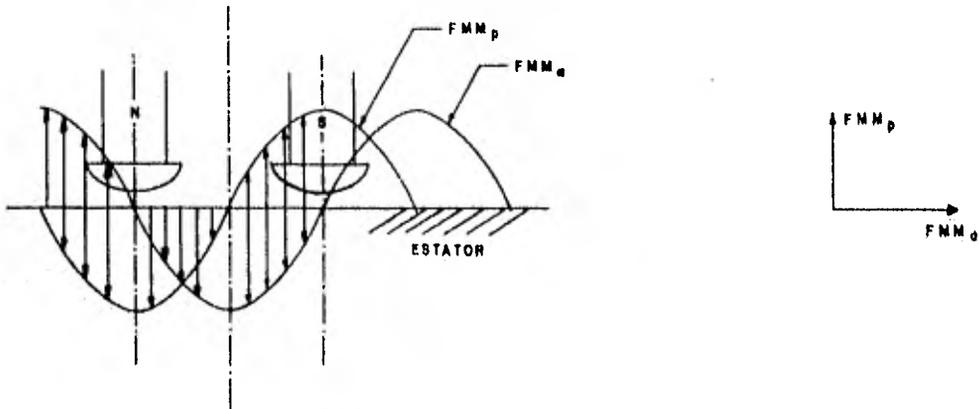


FIG. No. I.4

En este caso el efecto es distorcionante, ya que la F.M.M. de armadura refuerza la mitad derecha del eje directo de los polos y debilita la mitad izquierda.

La F.M.M. de armadura o flujo de armadura Φ_a se puede -- descomponer en dos componentes, una en el eje directo -- que es netamente magnetizante ó desmagnetizante según el factor de potencia y otra en cuadratura que es distorcionante.

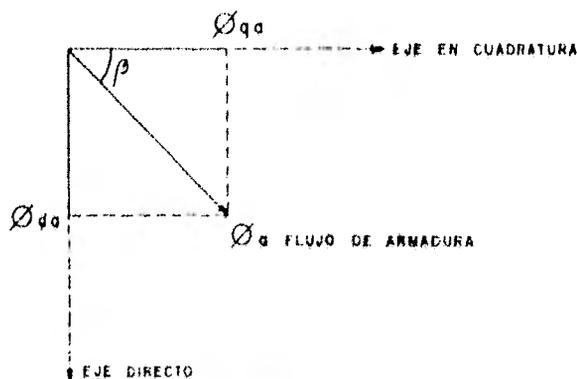


FIG. No. I.5

1.3.- REGULACION Ó CAIDA DE TENSION RELATIVA DEL ALTERNADOR

En los alternadores existe una caída de tensión en las terminales al aplicar una carga, debida a tres causas: La caída de tensión en el inducido ($R_a I_a$), la reacción del inducido al circular la corriente de carga y la caída debida a la reactancia de dispersión.

La corriente de carga que fluye por la armadura crea un flujo que al cortar el embobinado genera una fuerza contraelectromotriz, según la Ley de Lenz. Esto crea una reactancia llamada --- reactancia de dispersión que es debida a aquel flujo que solo se cierra en los embobinados de la armadura y no enlaza con el flujo inductor.

El flujo de eje directo producido por la corriente de armadura que debilita o refuerza el flujo del inductor afecta por lo tanto el voltaje terminal de la máquina y en consecuencia se establece una reactancia ficticia llamada reactancia de armadura.

En base a la reactancia de armadura y a la reactancia de -- dispersión se establece una reactancia total llamada reactancia-síncrona y que resulta de la suma de las dos reactancias (X_s).

Sin embargo, debemos tomar en cuenta que existen flujos magnéticos en el eje directo y en el eje en cuadratura que nos afectan el voltaje terminal de la máquina debido a las reactancias -- en eje directo (X_d) y reactancia del eje en cuadratura (X_q).

En general, en máquinas de rotor cilíndrico $X_d = X_q = X_s$ debido precisamente a la uniformidad del entrehierro. En máquinas de polos salientes hay que tener en consideración que la reluctancia en el eje en cuadratura la cual tiene por trayectoria el aire, es mayor que la reluctancia en el eje directo, la cual tie

ne por trayectoria el hierro. Así entonces:

$$\phi = \frac{F.M.M.}{\text{Reluctancia}} \quad \text{-----}(I.1)$$

y como: $L = \frac{\phi}{I} = \frac{X}{2\pi f} \quad \text{-----}(I.2)$

Despejando ϕ de la expresión (I.2) e igualandola con (I.1) se obtiene:

$$X = \frac{2\pi f \cdot F.M.M.}{I \cdot \text{Reluctancia}} \quad \text{-----}(I.3)$$

Puesto que la reluctancia en eje directo es menor que la de eje en cuadratura:

$$X_d > X_q \quad \text{-----}(I.4)$$

En máquinas de polos salientes de diseño normal, la magnitud de la reactancia síncrona en eje directo se considera igual a la reactancia síncrona.

De las consideraciones anteriores se pueden obtener los diagramas vectoriales de un generador de polos lisos, los cuáles son solo representativos y por fase. Se presentan los siguientes casos:

CASO 1. Generador trabajando sin carga;



FIG. No. I.6

CASO 2. Generador trabajando a factor de potencia atrasado:

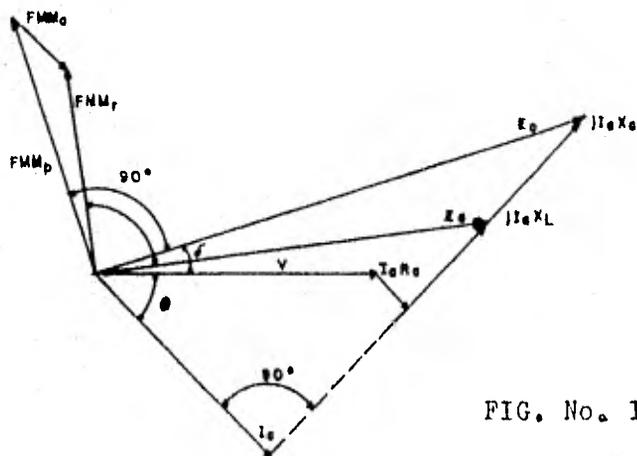


FIG. No. I.7

CASO 3. Generador trabajando a factor de potencia unitario:

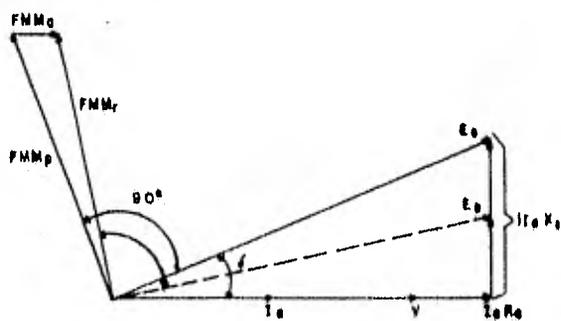


FIG. No. I.8

CASO 4. Generador trabajando a factor de potencia adelantado:

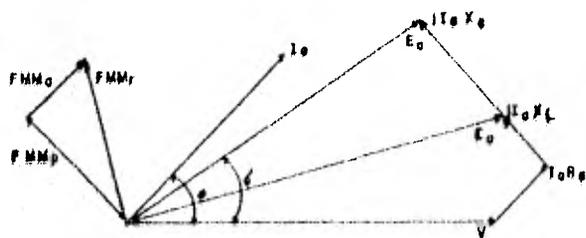


FIG. No. I.9

CASO 5. Generador trabajando a factor de potencia cero atrasado:

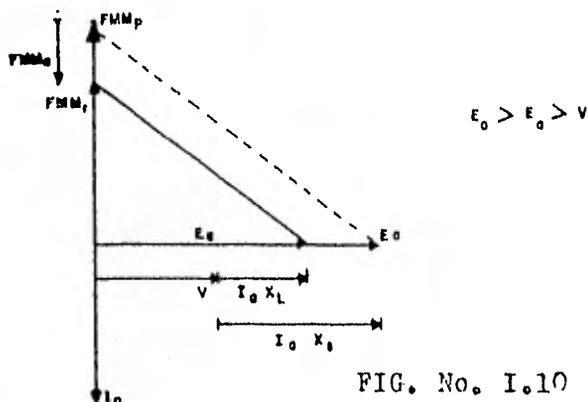


FIG. No. I.10

CASO 6. Generador trabajando a factor de potencia cero adelantado:

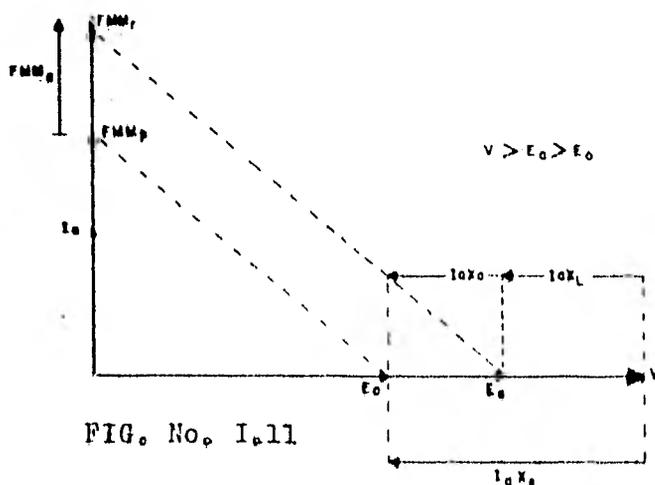


FIG. No. I.11

I.4.- DETERMINACION DE LA REACTANCIA SINCRONA Y RAZON DE CORTO - CIRCUITO

Tal como se aprecia en los diagramas de regulación anteriores, la caída de tensión producida por la reactancia síncrona de be sumarse en forma vectorial junto con la caída de tensión producida por la resistencia del embobinado inducido, a la tensión en terminales para determinar la f.e.m. inducida (E_0).

La reactancia síncrona se puede determinar experimentalmente a partir de las curvas de saturación en vacío y de corto circuito del alternador.

Para obtener la curva de saturación en vacío a velocidad no nominal, se empieza a excitar la Unidad y se van tomando lecturas del voltaje generado y corriente de excitación. Cuando no exista saturación magnética, la corriente de excitación ó su equivalente la F.M.M. polar es proporcional a los voltajes generados. A la prolongación de la parte recta de la curva se le denomina línea del entrehierro.

La curva de corto circuito se obtiene poniendo en corto circuito la armadura y se obtienen mediciones de la corriente de — corto circuito (corriente de armadura), para varios valores de la corriente de campo, usualmente hasta y algo arriba de la corriente nominal de armadura. En este caso lo único que limita la corriente será la impedancia síncrona de la Unidad. La caracte—rística de la curva es prácticamente lineal debido a que el hie—rro es no saturado hasta el valor de la corriente de armadura no nominal y algo más allá, puesto que los ejes magnéticos de la arma—dura y del campo prácticamente coinciden y las F.M.M.'s del cam—po y de la armadura se oponen entre sí. La F.M.M. resultante se—rá aproximadamente del orden de un cuarto ó menos de la F.M.M. — del campo y es por lo tanto insuficiente para producir saturaci—ón.

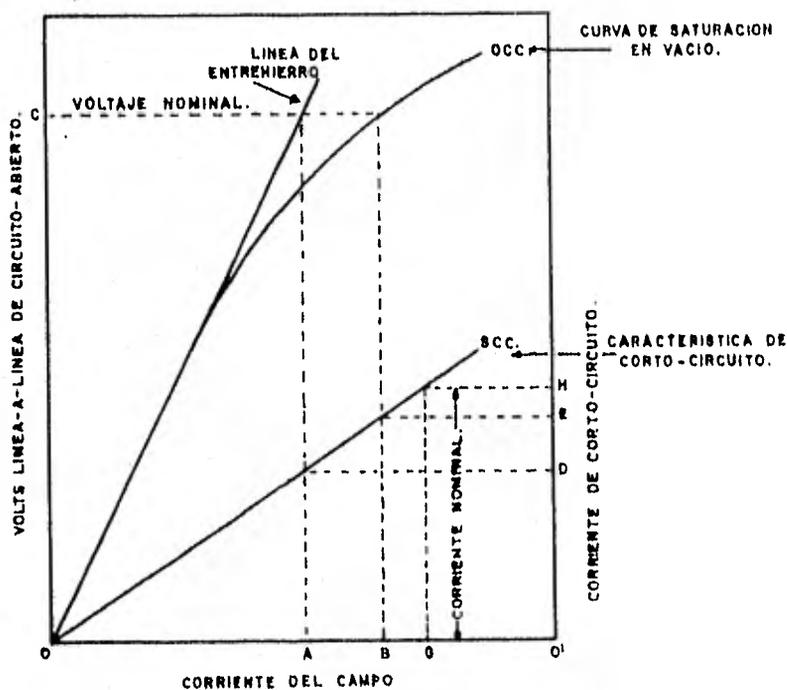


FIG. No. 1.12

CARACTERISTICAS DE CIRCUITO ABIERTO Y CORTO CIRCUITO

I.4.1.- REACTANCIA SINCRONA NO SATURADA

De las características de circuito abierto y de corto circuito se puede observar que la corriente de campo OA produce un voltaje de línea a línea OC en la línea del entrehierro que sería el voltaje de circuito-abierto si no hubiese saturación. El mismo valor de la corriente de campo produce la corriente de armadura O'D y así entonces la impedancia síncrona no saturada es;

$$Z_B = \frac{OC}{\sqrt{3} O'D} \quad \text{ohms por fase} \quad \text{-----(1.5)}$$

Debido a que la resistencia de armadura es muy pequeña respecto a la reactancia síncrona, la magnitud de la reactancia síncrona puede considerarse igual a la magnitud de la impedancia síncrona sin incurrir en un error considerable.

Por lo tanto la reactancia síncrona no saturada la podemos-
escribir como:

$$X_s = \frac{OC}{\sqrt{3} O'D} \quad \text{ohms por fase} \quad \dots (I.6)$$

Para referir la ecuación (I.6) a valores en por unidad, con-
sideremos la reactancia síncrona nominal o base como:

$$X_{sn} = \frac{V_n}{\sqrt{3} I_{an}} = \frac{OC}{\sqrt{3} O'H} \quad \dots (I.7)$$

Así entonces, la reactancia síncrona no saturada en por uni-
dad la expresaremos como:

$$X_s = \frac{OC}{\sqrt{3} O'D} \div \frac{OC}{\sqrt{3} O'H} = \frac{O'H}{O'D} \quad \text{p.u.} \quad \dots (I.8)$$

Por triángulos semejantes se observa:

$$\frac{O'H}{O'D} = \frac{OG}{OA} \quad \dots (I.9)$$

De tal manera que también podemos definir a la reactancia -
síncrona no saturada como la relación que existe al dividir la -
corriente de campo necesaria para producir la corriente nominal-
de armadura cuando ésta se conecta en corto circuito, entre la -
corriente de campo necesaria para producir el voltaje nominal en
vacío en la línea del entrehierro, que sería el voltaje de cir-
cuito abierto si no hubiese saturación.

I.4.2.- REACTANCIA SINCRONA SATURADA

El tamaño económico de las máquinas requiere que el circui-
to magnético esté algo saturado bajo condiciones normales de ope-
ración. Sin embargo, la máquina está no saturada en la prueba de
corto circuito y la reactancia síncrona basada en los datos de -
prueba de corto circuito y de circuito abierto es solo una apro-
ximación.

La reactancia síncrona varía con la corriente de excitación y decrece conforme el hierro se va saturando.

En la figura I.12 si OC es el voltaje nominal, entonces OB es la corriente de campo de cero carga requerida y que también produce la corriente de armadura O'E en corto circuito. Por consiguiente, la reactancia síncrona saturada será:

$$X_s = \frac{OC}{\sqrt{3} O'E} \quad \text{ohms por fase} \quad \dots(I.10)$$

Si expresamos (I.10) en por unidad, tendremos:

$$X_s = \frac{OC}{\sqrt{3} O'E} \quad \frac{OC}{\sqrt{3} O'H} = \frac{O'H}{O'E} \quad \dots(I.11)$$

Y por triángulos semejantes:

$$\frac{O'H}{O'E} = \frac{OG}{OB} \quad \dots(I.12)$$

Finalmente la reactancia síncrona saturada será:

$$X_s = \frac{OG}{OB} \quad \text{p.u.} \quad \dots(I.13)$$

I.4.3.- RAZON DE CORTO CIRCUITO

La razón de corto circuito (RCC) se define como el valor inverso de la reactancia síncrona, o sea, la razón que existe al dividir la corriente de campo necesaria para producir el voltaje nominal en la línea del entrehierro, que sería el voltaje de circuito abierto si no hubiese saturación, entre la corriente de campo necesaria para producir la corriente nominal de armadura, estando ésta en corto circuito.

Por lo tanto, se obtiene la RCC de las características de corto circuito y circuito abierto, como sigue:

$$RCC = \frac{OA}{OG} \quad \text{p.u.} \quad \dots(I.14)$$

La RCC es una medida del tamaño físico de una máquina síncrona. Se prefiere que la corriente de campo que produce el voltaje nominal en vacío, sea menor que la corriente de campo que

produce la corriente nominal de armadura en corto circuito, dando como resultado que $RCC < 1$. Esto trae como consecuencia que -- los campos sean livianos y con medios de excitación muy rápidos.

I.5.- CARACTERISTICAS DEL FACTOR DE POTENCIA CERO Y DEL TRIANGULO DE POTIER

Mientras que las características de circuito abierto y corto circuito dan el valor no saturado de la reactancia síncrona y una aproximación burda de los valores saturados, una aproximación más cercana de la reactancia síncrona saturada puede obtenerse para máquinas de rotor cilíndrico así como para máquinas de polos salientes de sus características de factor de potencia cero a corriente de armadura nominal y de circuito abierto.

Dos resultados se alcanzan por medio del factor de potencia cero de la carga. Uno es que el circuito magnético se satura con la presencia de la corriente de armadura nominal de corto circuito y el otro es que la caída de voltaje en la reactancia síncrona está prácticamente en fase con el voltaje en terminales V y con el voltaje generado E_0 , como puede observarse en el diagrama de fasores del Caso No. 5 del Capítulo I.3.

En la figura I.13 \overline{OB} es la corriente de campo requerida para circular la corriente nominal de armadura bajo condiciones de corto circuito, siendo cero el voltaje terminal. Si no hubiera saturación, el voltaje interno (voltaje generado) puede ser determinado por simple lectura del voltaje terminal cuando el corto circuito desaparece, manteniendo mientras tanto la corriente de campo constante. Este voltaje sería en la figura I.13 igual a \overline{BB} ; entonces la reactancia síncrona no saturada por fase es igual al voltaje de fase a neutro \overline{BB} dividido entre la corriente nominal de armadura.

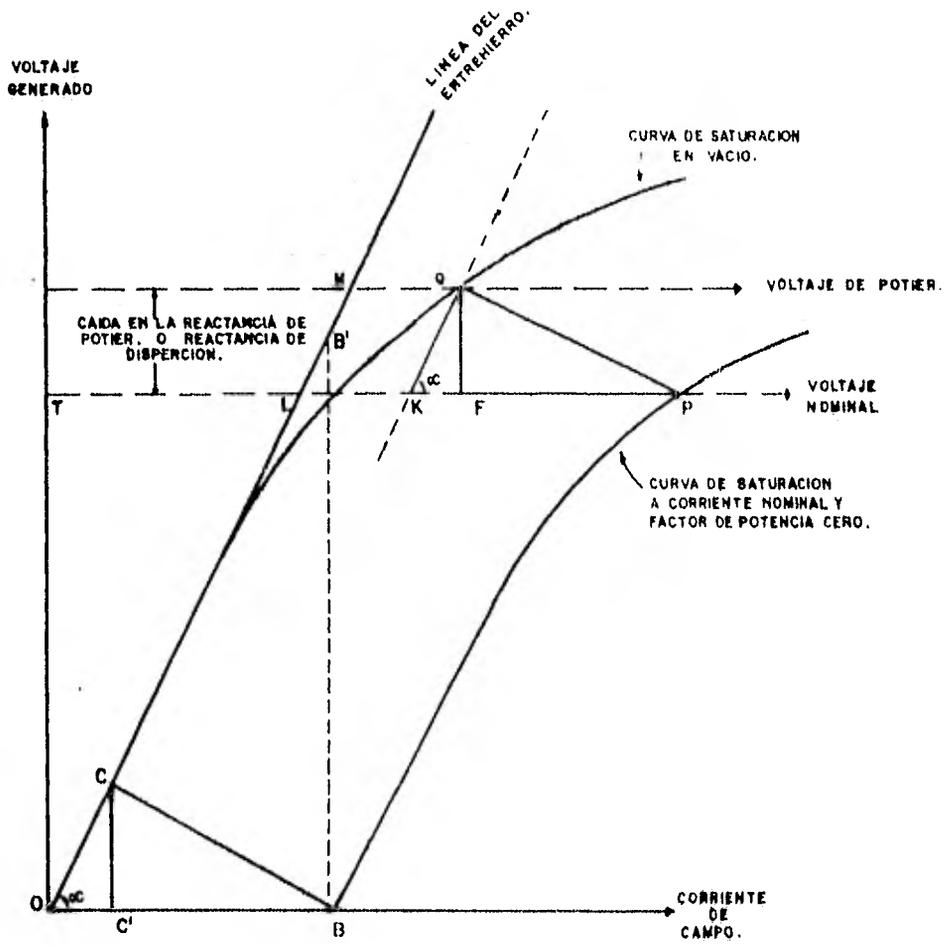


FIG. No. 1,13

La determinación de la corriente nominal de armadura en la curva de factor de potencia cero puede ser desarrollada como sigue:

En la figura I.13 consideremos al punto P como el voltaje terminal y que además corresponda al voltaje nominal de la máquina, como un punto de la curva de saturación a corriente nominal de armadura y factor de potencia cero. El voltaje atrás de la reactancia de dispersión se obtiene al sumar al voltaje nominal la caída en la reactancia de dispersión \overline{QF} y corresponde al voltaje de Potier, la corriente de campo \overline{TF} representa la corriente de excitación necesaria para propósitos de magnetización. Sin embargo, adicionalmente se requiere una corriente de campo para superponerse al efecto desmagnetizante de la corriente de armadura ó reacción de armadura; esto F.M.M. se representa en la figura I.13 por la distancia \overline{FP} . Por lo tanto, la distancia \overline{TP} representa la corriente de campo requerida para producir el voltaje terminal nominal con corriente nominal en la armadura.

Otros puntos sobre la curva de corriente nominal de armadura a factor de potencia cero pueden obtenerse tan solo por el movimiento del triángulo QFP a lo largo de la curva de saturación en vacío.

Deslizándolo hacia abajo el triángulo QFP hasta que su base coincida con el eje de las abscisas, puede verse que la corriente de campo total requerida para que circule corriente nominal de armadura en corto circuito, representada por la distancia \overline{OB} , puede dividirse en la corriente $\overline{OC'}$ necesaria para superponerse a la caída en la reactancia de dispersión y la corriente $\overline{C'B}$ requerida para superponerse a los efectos desmagnetizantes.

I.5.1.- REACTANCIA DE POTIER

El efecto del flujo de dispersión del campo en combinación con el flujo de dispersión de la armadura da lugar a una reactancia de dispersión X_p conocida como la reactancia de Potier.

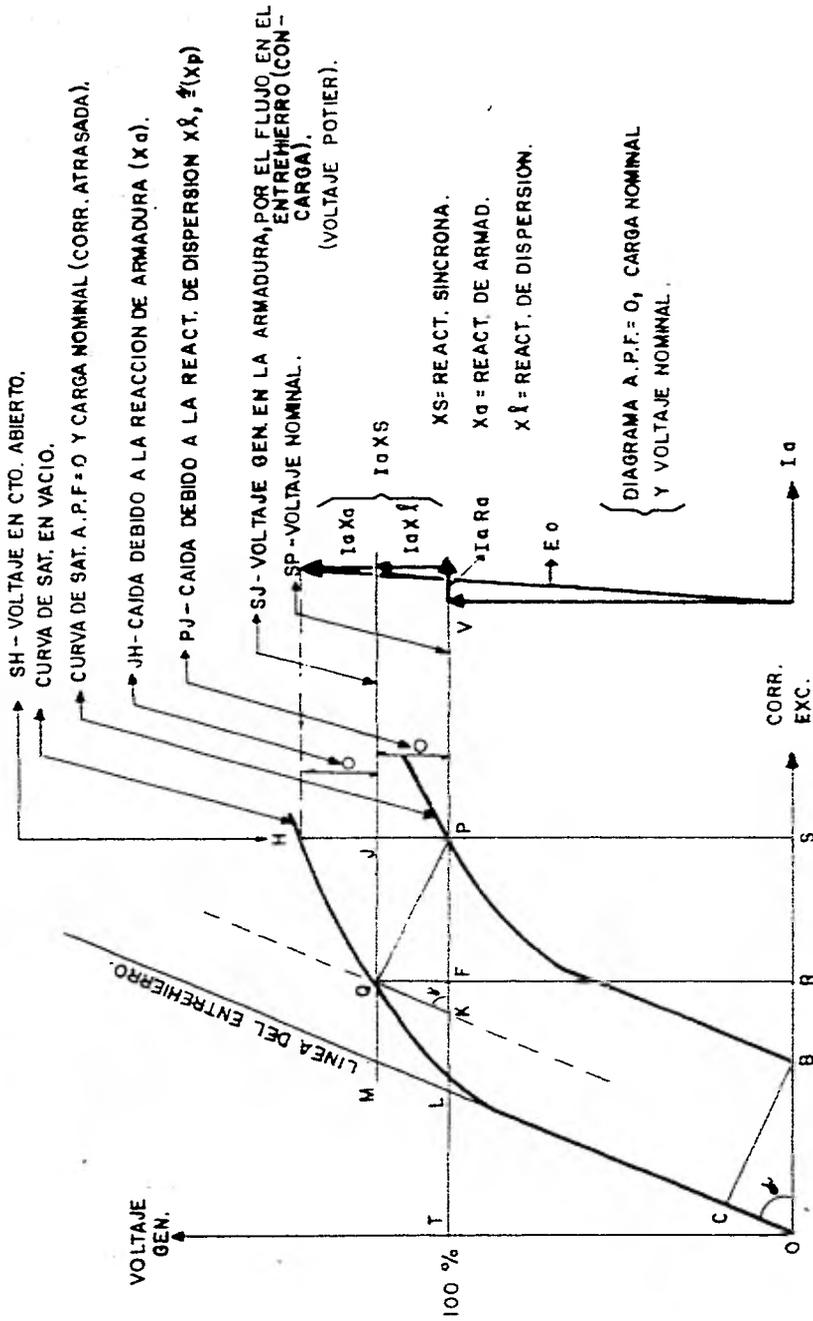
En el caso de la máquina de rotor cilíndrico, la reactancia de Potier no es mucho mayor que la reactancia de dispersión de la armadura; una relación típica de X_p/X_l es de 1.3 y en muchos casos se asume X_p igual a X_l . Sin embargo, el flujo de dispersión del campo en máquinas de polos salientes es considerable y la reactancia de dispersión ó reactancia de Potier puede ser tanto como tres veces la reactancia de dispersión de la armadura.

La reactancia de dispersión de la armadura se asume constante ya que es relativamente no afectada por la saturación en el rango de corriente nominal debido a que las trayectorias del flujo de dispersión de la armadura están principalmente en el aire.

Para determinar la reactancia de Potier nuevamente se hace uso de la curva de saturación en vacío y de la curva con carga reactiva a factor de potencia cero, mostradas en la figura I.13.

Conocido el punto P, para encontrar la distancia \overline{QF} se lleva la cantidad \overline{OB} de P hacia T, obteniendo el punto K, de donde se traza una paralela a la línea del entrehierro, encontrando el punto Q en la intersección con la curva de saturación en vacío y por tanto la caída de voltaje \overline{QF} debida a la reactancia de Potier.

En la figura I.14 se resumen las relaciones principales de las características de circuito abierto y carga plena a cero factor de potencia de un generador de rotor cilíndrico. La reactancia síncrona saturada la podemos encontrar del cociente que resulta de dividir la caída de voltaje en la reactancia síncrona referida al eje de potencia activa por el ángulo de potencia activa.



SH - VOLTAGE EN CTO. ABIERTO.
 CURVA DE SAT. EN VACIO.
 CURVA DE SAT. A. P.F. = 0 Y CARGA NOMINAL (CORR. ATRASADA).
 JH - CAIDA DEBIDO A LA REACCION DE ARMADURA (X_d).
 PJ - CAIDA DEBIDO A LA REACT. DE DISPERSION X_l, ϕ (X_p)
 SJ - VOLTAGE GEN EN LA ARMADURA, POR EL FLUJO EN EL ENTREHIERRO (CON CARGA).
 SP - VOLTAGE NOMINAL.
 XS = REACT. SINCRONA.
 X_d = REACT. DE ARMAD.
 X_l = REACT. DE DISPERSION.
 DIAGRAMA A. P.F. = 0, CARGA NOMINAL Y VOLTAGE NOMINAL.
 OB = CORRIENTE DE EXITACION PARA DAR LA CORR. NOMINAL EN COND. DE C.C. NECESARIA PARA CONTRARRESTAR LA REACC. DE ARMADURA Y LA REACT. DE DISP.
 OB = KP + KF + FP = CORR. DE EXC. PARA COMPENSAR LA REACT. SINCRONA
 TL = CORR. DE EXC. PARA COMPENSAR LA REACC. DE ARMADURA.
 TL = CORR. DE EXC. PARA DAR VOLTAGE NOMINAL SI NO HAY SATURACION.
 MQ = LK = CORR. DE EXC. PARA COMPENSAR EL EFECTO DE SATURACION.
 OS = TP = CORR. DE EXC. TOTAL.

FIG 1 14

CAPITULO II

OBTENCION TEORICA DEL DIAGRAMA DE CAPABILIDAD PARA
ALTERNADOR SINCRONO

II.1.- DIAGRAMA CIRCULAR DE UNA MAQUINA SINCRONA.

El diagrama circular de una máquina síncrona es de gran importancia, pues nos da a conocer los límites de capacidad de la máquina; o sea, los límites térmicos tanto del campo como de la armadura, las capacidades de dar y recibir potencia activa y reactiva y analizar gráficamente como se comporta la máquina --- cuando cambiamos sus condiciones de operación.

Este diagrama se obtiene graficando la potencia reactiva (Q) como ordenada y la potencia activa (P) como abcisa. Los cuadrantes que emanan del plano coordenado se identifican en la ilustración siguiente:

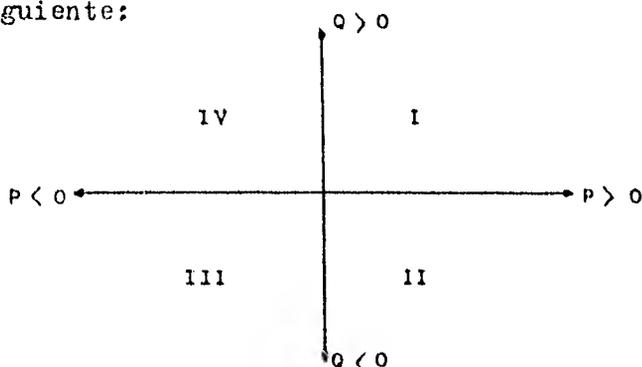


FIG. No. II.1

Los cuadrantes I y II pertenecen a la máquina síncrona funcionando como generador. En el cuadrante I entrega potencia activa y reactiva, mientras que en el cuadrante II entrega potencia activa y recibe potencia reactiva.

Los cuadrantes III y IV pertenecen a la máquina síncrona -- funcionando como motor. En el cuadrante III recibe potencia activa y reactiva, mientras que en el cuadrante IV recibe potencia activa y entrega reactiva.

En todo el eje vertical (a potencia activa cero), la máquina se comporta como condensador síncrono ya sea que entregue o reciba potencia reactiva, pero no genera ni consume potencia activa. Su uso es muy frecuente como corrector de factor de potencia y como balanceador de cargas y por lo tanto de líneas.

Para facilitar el estudio teórico de las máquinas síncronas hagamos las siguientes consideraciones:

- 1.- Las resistencias de los devanados se desprecian.
- 2.- Las capacitancias entre neutro y fases, así como entre los devanados mismos, también se desprecian.
- 3.- La reactancia síncrona se toma en conjunto:

$$X_s = X_a + X_l$$

Donde: X_s = Reactancia síncrona

X_a = Reactancia de armadura

X_l = Reactancia de dispersión

- 4.- La corriente de excitación y el voltaje inducido mantienen una relación lineal.

Bajo estas condiciones podemos partir de un circuito eléctrico equivalente de la Máquina;

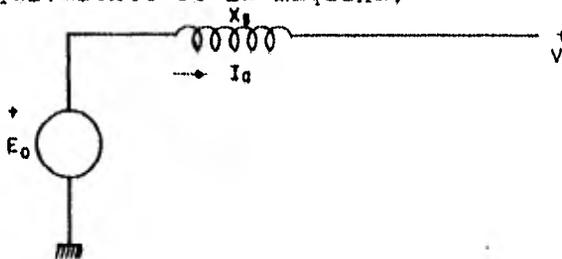


FIG. No. II.2

De donde obtenemos la siguiente expresión;

$$E_0 = V + j X_s I_a \quad \dots\dots(II,1)$$

E_0 = Voltaje inducido

V = Voltaje terminal

I_a = Corriente de armadura

X_B = Reactancia síncrona

Para poder trazar el diagrama circular se necesita conocer la expresión completa de la potencia aparente (S) de la máquina.

II.2.- ANALISIS PARA MAQUINAS DE ROTOR CILINDRICO.

Si consideramos el caso de un generador trabajando a factor de potencia atrasado y tomando en cuenta las consideraciones mencionadas en el inciso anterior, podemos establecer un diagrama de regulación simplificado, como el mostrado en la FIG. No. II.3, en donde se ha reemplazado a la reactancia síncrona (X_B) por la impedancia síncrona (Z_d), con el objeto de facilitar el desarrollo algebraico a continuación. En estas máquinas ya vimos que X_d es igual a X_q debido a las reluctancias iguales del entrehierro.

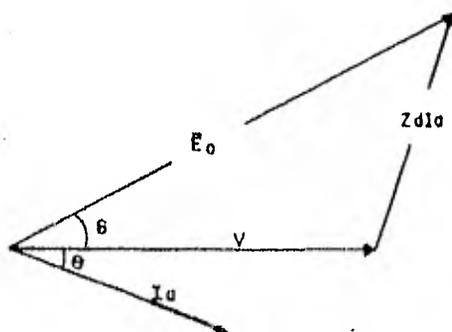


FIG. No. II.3

Del diagrama de regulación de la figura II.3 podemos obtener la ecuación siguiente:

$$E_0 = V + Z_d I_a \quad \dots\dots(II.2)$$

Por otra parte sabemos que la potencia aparente de una máquina es igual a:

$$S = V \hat{I}_a \quad (\text{p. u.}) \quad \dots\dots(II.3)$$

Donde: \hat{I}_a = Conjugado de la corriente de armadura.

Despejando I_a de la expresión (II.2) y poniéndola en términos de su valor conjugado tenemos:

$$\hat{I}_a = \frac{\hat{E}_0 - \hat{V}}{\hat{Z}_d} \quad \dots\dots(II.4)$$

Sustituyendo (II.4) en (II.3) se obtiene:

$$S = \frac{V \hat{E}_0 - V \hat{V}}{\hat{Z}_d} \quad \dots\dots(II.5)$$

De acuerdo a la fórmula de Euler, se puede expresar un término conjugado por medio de su módulo y su argumento con signo cambiado.

$$\hat{E}_0 = \bar{E}_0 e^{-j\epsilon_0} \quad \dots\dots(II.6)$$

$$\hat{V} = \bar{V} e^{-j\psi} \quad \dots\dots(II.7)$$

$$\hat{Z}_d = \bar{Z}_d e^{-j\chi} \quad \dots\dots(II.8)$$

Pero sabemos también que $Z_d = R + j X_d$ y $\hat{Z}_d = R - j X_d$ y como R se desprecia: $\hat{Z}_d = -j X_d$.

Si sustituimos (II.6) (II.7) y (II.8) en (II.5), la potencia aparente será:

$$S = \frac{\bar{V} e^{j\psi} \bar{E}_0 e^{-j\epsilon_0} - \bar{V} e^{j\psi} \bar{V} e^{-j\psi}}{-j X_d} \quad \dots\dots(II.9)$$

Reduciendo términos podemos escribir (II.9) como:

$$S = \frac{\bar{V} \bar{E}_0 e^{j(\psi-\epsilon_0)} - \bar{V}^2}{-j X_d} \quad \dots\dots(II.10)$$

Si en la figura II.3 tomamos a V como referencia, vemos que los argumentos:

$$\psi - \epsilon_0 = -\delta \quad \dots\dots(II.11)$$

Tomando en cuenta la expresión anterior y multiplicando numerador y denominador por j , llegamos a:

$$S = \frac{\bar{V} \bar{E}_0 e^{-j\delta} e^{j\psi/2} - j \bar{V}^2}{X_d} \quad \dots\dots(II.12)$$

A la expresión (II.12) la podemos agrupar de la manera siguiente:

$$S = -j \frac{\bar{V}^2}{X_d} + \frac{\bar{V} \bar{E}_0}{X_d} e^{j(\pi/2 - \delta)} \quad \dots(II.13)$$

Para llevar esta expresión al plano coordenado (P,Q), consideremos que S está formada por la suma de dos fasores:

$$F_1 = -j \frac{\bar{V}^2}{X_d} \quad \dots(II.14)$$

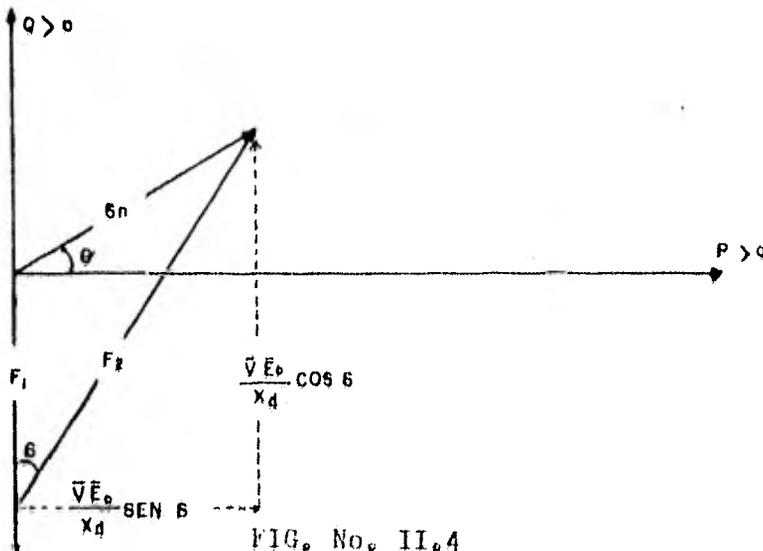
$$F_2 = \frac{\bar{V} \bar{E}_0}{X_d} e^{j(\pi/2 - \delta)} \quad \dots(II.15)$$

poniendo (II.15) en su forma cartesiana, tenemos:

$$F_2 = \frac{\bar{V} \bar{E}_0}{X_d} \{ \text{sen } \delta + j \text{ cos } \delta \} \quad \dots(II.16)$$

De las expresiones (II.14) y (II.16) vemos que la potencia aparente S se forma por un fador de módulo $\frac{\bar{V}^2}{X_d}$ y con dirección negativa sobre el eje Q y por un segundo fador con módulo $\frac{\bar{V} \bar{E}_0}{X_d}$ cuya dirección está determinada por el fador unitario $(\text{sen } \delta + j \text{ cos } \delta)$ que va cambiando conforme el valor de δ cambia.

Considerando que la máquina trabaja bajo condiciones nominales y por tanto con ángulo de potencia nominal (δ_n), el diagrama para la potencia nominal será:



Vemos entonces que S es un fasor complejo formado por dos componentes, una en la dirección P y otra en la dirección Q . Si la suma de $F_1 + F_2$, la expresamos en función de estas componentes, la potencia aparente será:

$$S = \frac{\bar{V} \bar{E}_0}{X_d} \operatorname{sen} \delta + j \left\{ \frac{\bar{V} \bar{E}_0}{X_d} \cos \delta - \frac{\bar{V}^2}{X_d} \right\} \quad \dots(\text{II.17})$$

y puesto que $S = P + j Q$

se ve claramente que:

$$P = \frac{\bar{V} \bar{E}_0}{X_d} \operatorname{sen} \delta \quad \dots(\text{II.18})$$

$$Q = \frac{\bar{V} \bar{E}_0}{X_d} \cos \delta - \frac{\bar{V}^2}{X_d} \quad \dots(\text{II.19})$$

Las expresiones (II.18) y (II.19) nos dicen que tanto la potencia activa como la reactiva dependen del valor que tome δ , así como de la excitación, pues el voltaje terminal \bar{V} permanece constante por estar la máquina conectada a un "bus infinito" (Un bus que tiene voltaje constante y frecuencia constante se conoce como bus infinito).

Si a la expresión (II.18) le encontramos su primera derivada y la igualamos a cero, encontramos el valor de δ que maximiza a dicha función, con excitación constante.

$$\frac{dP}{d\delta} = \frac{\bar{V} \bar{E}_0}{X_d} \cos \delta = 0 \quad \dots(\text{II.20})$$

Como $\frac{\bar{V} \bar{E}_0}{X_d} \neq 0$ se sigue que $\cos \delta = 0$, lo cual nos hace ver claramente que uno de los muchos valores que puede tomar δ para maximizar la función es $\pi/2$ y así tenemos que:

$$P_{\text{máx}} = \frac{\bar{V} \bar{E}_0}{X_d} \quad \dots(\text{II.21})$$

Claramente puede observarse de la ecuación (II.19) que la máxima potencia reactiva de una máquina síncrona se obtendrá --- cuando ésta se opere como condensador síncrono y consecuentemente el ángulo del par $\delta = 0$. Así entonces, la potencia reactiva máxima que puede proporcionar una máquina síncrona está dada por la expresión:

$$Q_{\text{máx}} = \frac{\bar{V} \bar{E}_0}{X_d} - \frac{\bar{V}^2}{X_d} \quad \dots (II.22)$$

Las expresiones (II.21) y (II.22) quedan sin embargo sometidas a los límites térmicos tanto del campo como de la armadura. Estos límites nos indican cuáles son los valores máximos reales que una máquina síncrona nos puede proporcionar en energía, ya sea activa o reactiva, de tal manera que los devanados de campo y de armadura no se averíen por exceso de calentamiento.

Para conocer la capacidad o límites térmicos de la máquina síncrona de rotor cilíndrico, tendremos que recurrir a los factores F_1 y F_2 que forman la potencia aparente S , los cuales se graficarán para distintos valores de δ .

La potencia limitada por la armadura sigue la trayectoria circular con radio igual al módulo de la potencia aparente nominal S_n , que generalmente se escoge igual a 1 p.u. y con centro en el origen del plano coordenado (P, Q).

La potencia limitada por el campo sigue otra trayectoria --- circular cuyo radio es igual al módulo del fasor F_2 y con centro donde termina el fasor F_1 . El módulo del fasor F_2 puede variar --- si variamos la excitación del campo y por tanto el voltaje inducido.

Suponiendo valores nominales, el diagrama queda como se ve en la figura II.5.

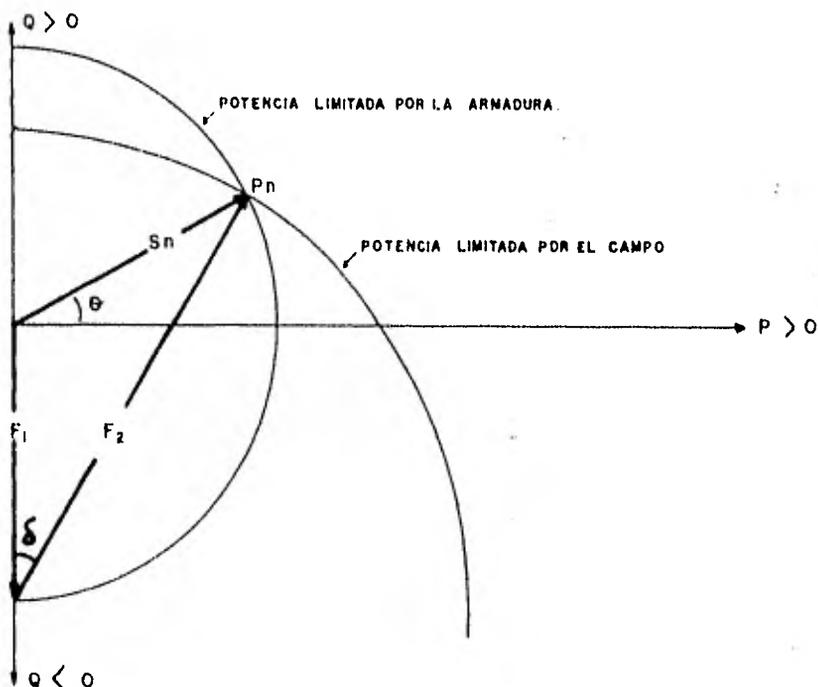


FIG. No. II.5

Del punto nominal de operación P_n a la izquierda vemos que la potencia entregada por la máquina está limitada por las condiciones térmicas del campo, aunque la armadura esté en condiciones de entregar más potencia, el calentamiento del campo impide esta entrega de potencia. Siguiendo el círculo que nos establece el giro del fasor F_2 hacia la izquierda y haciendo $\delta = 0$ vemos -- que la potencia reactiva máxima entregada está dada por:

$$\bar{F}_2 - \bar{F}_1 = \frac{V E_0}{X_d} - \frac{V^2}{X_d} \quad \dots (II.23)$$

La expresión (II.23) es exactamente igual a la expresión -- (II.22), por lo que se observa que la máquina síncrona es capaz de entregar la potencia reactiva máxima sin que el campo se dañe.

Similarmente, del punto P_n a la derecha la potencia máxima posible entregada por la máquina estará limitada por las características de la armadura. La ruta a seguir entonces será sobre la trayectoria circular que limita la armadura,

Bajo estas condiciones podemos darnos cuenta que la expresión (II.21), la cuál determina la potencia activa máxima, no es posible obtenerla de la máquina síncrona, ya que precisamente está limitada por la trayectoria circular de la armadura, aunque el campo si esté en condiciones de manejar esa potencia.

Estos detalles se establecen en la figura II.6:

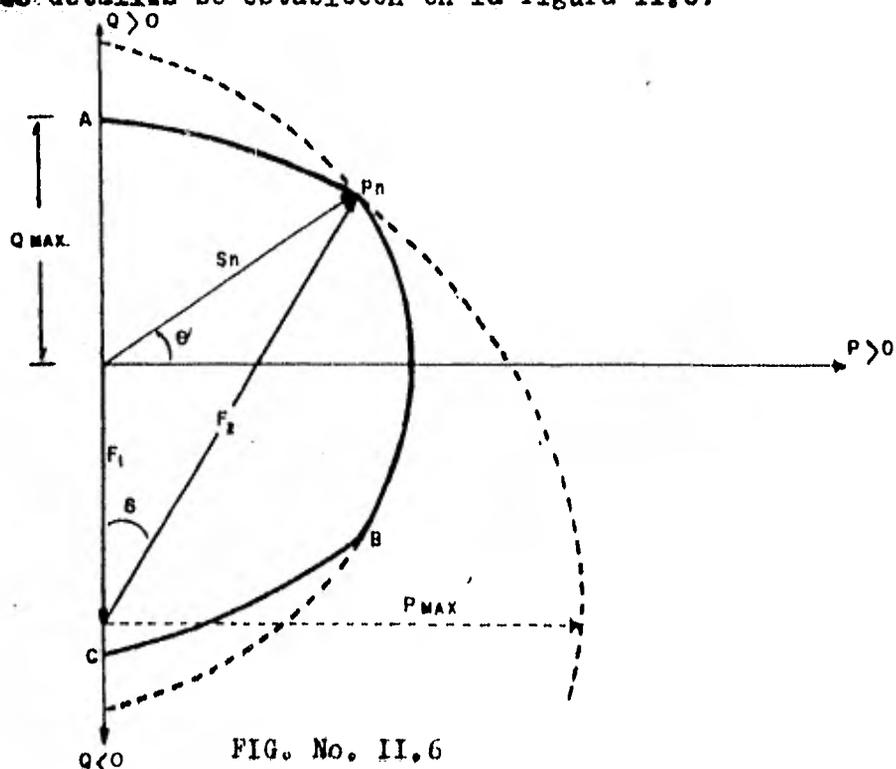


FIG. No. II.6

Así entonces, la curva de capacidad de la máquina estará formada por los segmentos $(A-P_n)$, (P_n-B) y la parte $(B-C)$.

La potencia correspondiente al segmento de círculo $(A-P_n)$ está limitada por las características térmicas del campo; la parte correspondiente al segmento de círculo (P_n-B) limita la potencia máxima entregada por la máquina de acuerdo a las características térmicas de la armadura.

La parte (B-C) se traza dependiendo de las características de la máquina, pues en la zona de la curva correspondiente a factores de potencia adelantados, la temperatura en los extremos — del núcleo del estator aumenta, debido a incrementos del flujo magnético resultante por las fuerzas magnetomotrices del estator y rotor.

En generadores con enfriamiento interior, la disminución — del flujo magnético en la región de los extremos en prevención — de concentraciones locales de flujo magnético se considera absolutamente necesaria. Varios pasos para el mejoramiento del extremo de la estructura del núcleo son aplicados; tal como el uso de anillos de retención no magnética, blindaje magnético en los extremos, brazos de placas no magnéticas, escalones en los extremos del núcleo del estator y adecuada inclinación en los extremos de las bobinas.

II.3.- ANALISIS PARA MAQUINAS DE POLOS SALIENTES.

De igual manera, para llegar a conocer el diagrama de capacidad de la máquina síncrona de polos salientes, necesitamos recurrir al diagrama de regulación dado en la figura II.7, correspondiente a una máquina de polos salientes operando a factor de potencia atrasado.

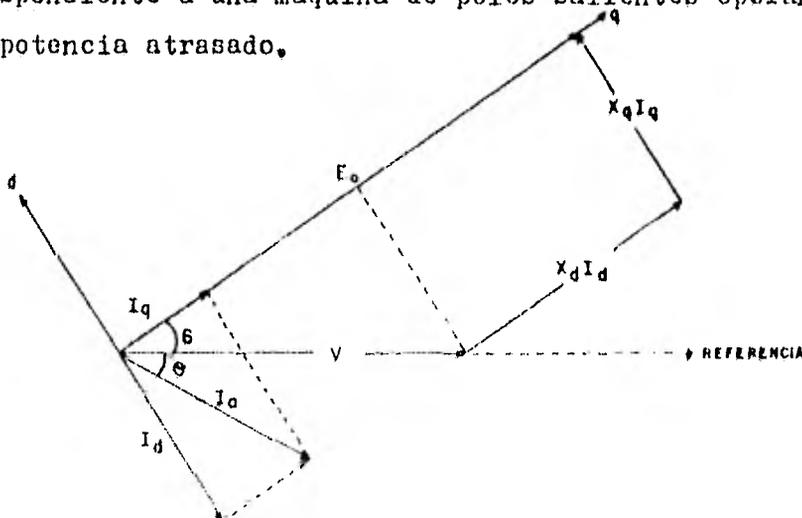


FIG. No. II.7

En base al diagrama de la figura II.7 podemos escribir la ecuación de regulación para máquinas de polos salientes:

$$E_o = V + j X_d I_d + j X_q I_q \quad \dots(II.24)$$

Por otra parte, se conoce que:

$$I_a = I_d + I_q = \bar{I}_d e^{j\delta} + \bar{I}_q e^{j\delta} \quad \dots(II.25)$$

Observando la figura II.7 podemos llegar a las igualdades siguientes:

Respecto a argumentos:

$$i_q = \delta \quad \dots(II.26)$$

$$i_d = \delta - \pi/2 \quad \dots(II.27)$$

y respecto a los módulos:

$$\bar{E}_o = \bar{V} \cos \delta + X_d \bar{I}_d \quad \dots(II.28)$$

Despejando \bar{I}_d de la ecuación (II.28):

$$\bar{I}_d = \frac{\bar{E}_o}{X_d} - \frac{\bar{V} \cos \delta}{X_d} \quad \dots(II.29)$$

Además se tiene que:

$$\bar{V} \sin \delta = X_q \bar{I}_q \quad \dots(II.30)$$

$$y \quad \bar{I}_q = \frac{\bar{V}}{X_q} \sin \delta \quad \dots(II.31)$$

Si a la ecuación (II.25) la ponemos en función de sus términos conjugados y tomamos en cuenta las expresiones (II.26) y --- (II.27), queda:

$$\begin{aligned} \hat{I}_a &= \bar{I}_d e^{-j(\delta - \pi/2)} + \bar{I}_q e^{-j\delta} \\ \hat{I}_a &= \bar{I}_d e^{j(\pi/2 - \delta)} + \bar{I}_q e^{-j\delta} \quad \dots(II.32) \end{aligned}$$

Puesto que la potencia aparente que puede ser recibida la \hat{I}_a

quina se obtiene multiplicando el voltaje terminal por el conjugado de la corriente de armadura, entonces utilizando la expresión (II.32) se obtendrá la siguiente ecuación:

$$S = V (\bar{I}_d e^{j(\pi/2 - \delta)} + \bar{I}_q e^{-j\delta}) \quad \dots(II.33)$$

Si sustituimos las ecuaciones (II.29) y (II.31) en (II.33) llegamos a:

$$S = \frac{V (\bar{E}_o - \bar{V} \cos \delta)}{X_d} e^{j(\pi/2 - \delta)} + \frac{V \bar{V} \operatorname{sen} \delta}{X_q} e^{-j\delta} \quad \dots(II.34)$$

$$\text{como } V = \bar{V} e^{j\psi} \text{ y } \psi = 0 \text{ (referencia)} \quad \dots(II.35)$$

$$S = \left\{ \frac{\bar{V} \bar{E}_o - \bar{V}^2 \cos \delta}{X_d} \right\} e^{j(\pi/2 - \delta)} + \frac{\bar{V}^2 \operatorname{sen} \delta}{X_q} e^{-j\delta} \quad \dots(II.36)$$

Usando las propiedades de los ángulos complementarios y pasando las funciones exponenciales a la forma cartesiana, tenemos que:

$$S = \frac{\bar{V} \bar{E}_o - \bar{V}^2 \cos \delta}{X_d} (\operatorname{sen} \delta + j \cos \delta) + \frac{\bar{V}^2 \operatorname{sen} \delta}{X_q} (\cos \delta - j \operatorname{sen} \delta) \quad \dots(II.37)$$

Reduciendo términos y separando las partes reales con las imaginarias, se tiene:

$$S = \frac{\bar{V} \bar{E}_o}{X_d} \operatorname{sen} \delta - \frac{\bar{V}^2}{X_d} \operatorname{sen} \delta \cos \delta + \frac{\bar{V}^2}{X_q} \operatorname{sen} \delta \cos \delta + j \left(\frac{\bar{V} \bar{E}_o}{X_d} \cos \delta - \frac{\bar{V}^2}{X_d} \cos^2 \delta - \frac{\bar{V}^2}{X_q} \operatorname{sen}^2 \delta \right) \quad \dots(II.38)$$

Tomando en cuenta las siguientes igualdades trigonométricas:

$$\cos \delta \operatorname{sen} \delta = 1/2 \operatorname{sen} 2\delta \quad \dots(II.39)$$

$$\cos^2 \delta = \frac{1 + \cos 2\delta}{2} \quad \dots(II.40)$$

$$\operatorname{sen}^2 \delta = \frac{1 - \cos 2\delta}{2} \quad \dots(II.41)$$

Sustituyendo (II.39), (II.40) y (II.41) en (II.38) y reduciendo términos, se obtiene:

$$S = \frac{\bar{V} \bar{E}_0}{X_d} \operatorname{sen} \delta + \frac{\bar{V}^2}{2} \frac{(X_d - X_q)}{X_d X_q} \operatorname{sen} 2\delta +$$

$$j \left(\frac{\bar{V} \bar{E}_0}{X_d} \cos \delta - \frac{\bar{V}^2}{2} \frac{(X_d + X_q)}{X_d X_q} + \frac{\bar{V}^2}{2} \frac{(X_d - X_q)}{X_d X_q} \cos 2\delta \right)$$

....(II.42)

Por lo tanto, las potencias activa y reactiva serán:

$$P = \frac{\bar{V} \bar{E}_0}{X_d} \operatorname{sen} \delta + \frac{\bar{V}^2}{2} \frac{(X_d - X_q)}{X_d X_q} \operatorname{sen} 2\delta \quad \text{....(II.43)}$$

$$Q = \frac{\bar{V} \bar{E}_0}{X_d} \cos \delta - \frac{\bar{V}^2}{2} \frac{(X_d + X_q)}{X_d X_q} + \frac{\bar{V}^2}{2} \frac{(X_d - X_q)}{X_d X_q} \cos 2\delta$$

....(II.44)

La ecuación (II.43) nos representa la potencia desarrollada por un generador de polos salientes. El segundo término de la expresión se presenta debido al par de reluctancia, que es independiente de la excitación, es creado por el efecto de los polos salientes y tiende a alinear los flujos en el entrehierro a una posición donde la reluctancia sea mínima; en otras palabras, tiende a alinear en el entrehierro los campos resultantes del rotor y del estator.

En un generador están presentes tres tipos de pares que son: El par electromagnético debido a las condiciones eléctricas y magnéticas presentes en la Unidad (T_e), el par mecánico proporcionado por el primotor (T_m) y el par de inercia proporcionado por la masa giratoria (T_i) y que solo se presenta cuando hay variaciones de velocidad (variación de posición angular del rotor).

$$T_i + T_e = T_m \quad \text{....(II.45)}$$

Si $X_d = X_q$ el par de reluctancia es cero y la expresión (II.43) queda igual a la expresión (II.18), correspondiente a la potencia desarrollada por una máquina de rotor cilíndrico.

Si graficamos las ecuaciones (II.18) y (II.43) en función de la potencia real (P) y el ángulo de potencia (δ), tendremos la siguiente figura:

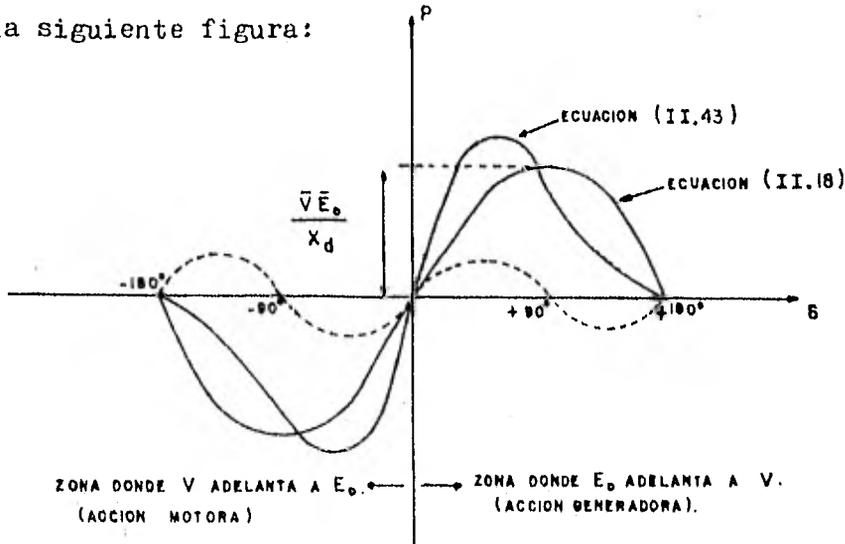


FIG. No. II.8

Como se observa de la figura, una máquina de polos salientes puede proporcionar una potencia máxima un poco mayor que una de rotor liso debido precisamente al par de reluctancia.

Con el objeto de facilitar el análisis en el plano coordenado (P,Q), la potencia aparente de la máquina de polos salientes la integraremos por la suma de ciertos fasores, que serán:

$$\bar{A} = \frac{\bar{V}^2}{2} \frac{(X_d + X_q)}{X_d X_q} \quad \dots (II.46)$$

$$\bar{B} = \frac{\bar{V}^2}{2} \frac{(X_d - X_q)}{X_d X_q} \quad \dots (II.47)$$

$$\bar{C} = \frac{\bar{V} \bar{E}_0}{X_d} \quad \dots (II.48)$$

En estas condiciones la potencia aparente será:

$$S = \bar{A} e^{-j\pi/2} + \bar{B} \sin 2\delta + j \bar{B} \cos 2\delta + \bar{C} \sin \delta + j \bar{C} \cos \delta$$

$$S = -j \bar{A} + \bar{B} (\sin 2\delta + j \cos 2\delta) + \bar{C} (\sin \delta + j \cos \delta) \quad \dots (II.49)$$

Aprovechando las propiedades de los ángulos complementarios y pasando la expresión (II.49) a la forma de Euler:

$$S = \bar{A} e^{-j\pi/2} + \bar{B} e^{j(\pi/2 - 2\delta)} + \bar{C} e^{j(\pi/2 - \delta)} \quad \dots(II.50)$$

En otros términos:

$$S = A + B + C \quad \dots(II.51)$$

Donde A, B y C son los fasores componentes de S. Por tanto a S podemos escribirla en función de sus tres fasores como sigue:

$$S = \frac{\bar{V}^2}{2} \frac{(X_d + X_q)}{X_d X_q} e^{-j\pi/2} + \frac{\bar{V}^2}{2} \frac{(X_d - X_q)}{X_d X_q} e^{j(\pi/2 - 2\delta)} + \frac{\bar{V} \bar{E}_0}{X_d} e^{j(\pi/2 - \delta)} \quad \dots(II.52)$$

De acuerdo a la expresión (II.50) vemos que el fasor A es constante y en la dirección negativa del eje Q y con módulo dado por la ecuación (II.46). En cambio el fasor B que aparece en esta expresión cambia su dirección de acuerdo al ángulo de potencia δ , permaneciendo su módulo constante. Mientras que el fasor C mantiene las mismas características que el fasor F_2 de la máquina de rotor cilíndrico, solo que ahora su centro de giro no va a estar donde termina el fasor A, ni tampoco va a ser fijo, sino que tendrá un nuevo centro que será localizado donde termina el fasor B y que obviamente se moverá sobre el círculo que describa B conforme δ varíe.

Si a los fasores A, B y C los volvemos a escribir en forma cartesiana:

$$A = -\bar{A} \quad \dots(II.53)$$

$$B = \bar{B} (\cos 2\delta + j \sin 2\delta) \quad \dots(II.54)$$

$$C = \bar{C} (\cos \delta + j \sin \delta) \quad \dots(II.55)$$

Bajo las consideraciones anteriores podemos establecer el diagrama de capacidad de una máquina síncrona de polos salientes, que se ilustra en la siguiente figura:

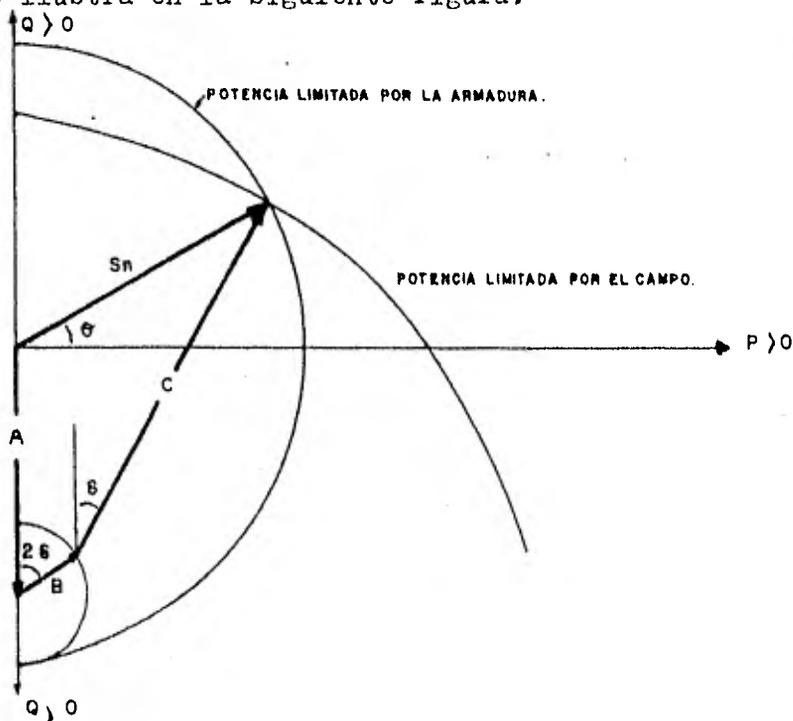


FIG. No. II.9

Si a las expresiones (II.43) y (II.44) las ponemos en términos de los fasores A , B y C , tendremos las siguientes ecuaciones:

$$P = \bar{B} \operatorname{sen} 2\delta + \bar{C} \operatorname{sen} \delta \quad \dots(II.56)$$

$$Q = -\bar{A} + \bar{B} \cos 2\delta + \bar{C} \cos \delta \quad \dots(II.57)$$

Si a la expresión (II.56) le encontramos su primera derivada y la igualamos a cero, encontraremos el valor de δ que maximiza dicha función, a excitación constante,

$$\frac{dP}{d\delta} = 2 \bar{B} \cos 2\delta + \bar{C} \cos \delta = 0 \quad \dots(II.58)$$

Haciendo uso de las siguientes igualdades trigonométricas:

$$\cos^2 \delta = \frac{1 + \cos 2\delta}{2} ; \quad \cos 2\delta = 2 \cos^2 \delta - 1 \quad \dots (II.59)$$

Sustituyendo (II.59) en (II.58) tenemos que:

$$2 \bar{B} (2 \cos^2 \delta - 1) + \bar{C} \cos \delta = 0$$

$$4 \bar{B} \cos^2 \delta - 2 \bar{B} + \bar{C} \cos \delta = 0$$

$$4 \bar{B} \cos^2 \delta + \bar{C} \cos \delta - 2 \bar{B} = 0$$

$$\cos \delta_{1,2} = \frac{-\bar{C} \pm \sqrt{\bar{C}^2 - 4(4\bar{B})(-2\bar{B})}}{2(4\bar{B})}$$

$$\cos \delta_{1,2} = \frac{-\bar{C} \pm \sqrt{\bar{C}^2 + 32\bar{B}^2}}{8\bar{B}} \quad \dots (II.60)$$

La ecuación (II.60) nos proporciona los posibles valores que puede tomar δ para maximizar la ecuación (II.56).

Por otra parte, de la figura No. II.9 podemos ver claramente que la potencia reactiva máxima se obtiene cuando $\delta = 0$.

$$Q_{\text{máx}} = -\bar{A} + \bar{B} + \bar{C} \quad \dots (II.61)$$

Así entonces, podemos concluir que al igual que para máquinas de rotor cilíndrico, sólo es posible obtener la potencia reactiva máxima, más no la potencia activa máxima, pues su valor cae fuera de los límites de capacidad. En otras palabras; las ecuaciones (II.18) y (II.43) que nos establecen la potencia activa desarrollada por una máquina de polos lisos y por una máquina de polos salientes, respectivamente, toman en cuenta únicamente los efectos eléctricos para obtener la potencia máxima, sin embargo la potencia máxima depende también del calentamiento del rotor o estator y en realidad esta condición es la que nos limita la potencia máxima continua que puede desarrollar el generador para que no pierda vida útil.

CAPITULO III

OPERACION EN PARALELO DE GENERADORES SINCRONOS

Los sistemas eléctricos de potencia se interconectan extensamente para dar una economía y confiabilidad de operación. La interconexión de estos sistemas requiere de generadores síncronos operando en paralelo entre sí y por lo tanto el estudio de estos generadores operando en paralelo es de importancia fundamental.

III.1.- REQUISITOS PARA CONECTAR GENERADORES SINCRONOS EN PARALELO.

Cuando unidades generadoras van a conectarse a un sistema de potencia, condiciones especiales deben requerirse con el objeto de prevenir innecesario y tal vez excesivo flujo de energía en el momento en que el interruptor de máquina es cerrado.

Así entonces, la Unidad que va a conectarse al sistema requiere las siguientes condiciones:

- 1) **Igual secuencia de fases.**
- 2) Las ondas de voltaje tanto de la máquina como del sistema deben de estar en fase.
- 3) La frecuencia de la máquina debe ser igual a la frecuencia del sistema.
- 4) El voltaje de la máquina debe ser igual al voltaje del sistema.

Haciendo una analogía con un sistema mecánico sería como si acopláramos un engrane pequeño a otro de gran potencia y tamaño.

Para esta analogía, los cuatro puntos indicados, serían:

- 1) El sentido de rotación de los engranes debe ser el mismo.

- 2) Debe existir una cierta posición relativa entre los engranes para que el diente de un engrane quede en la ranura del otro.
- 3) Las revoluciones de los engranes deben ser iguales.
- 4) Los engranes por acoplar deben tener el mismo tamaño de diente.

La secuencia de fases del generador generalmente se revisa cuidadosamente durante el tiempo de su instalación. Las condiciones (1) y (2) se aseguran por medio de un medidor de ángulo de fase conocido como un sincronoscopio, que compara el voltaje de una fase de la máquina de entrada con aquel de la fase correspondiente del sistema. Cuando las frecuencias difieren, el indicador gira en una dirección o en otra, dependiendo si el generador está girando aprisa o lento, a una razón igual a la diferencia entre su frecuencia y la del sistema; cuando las frecuencias son iguales el indicador se estaciona. Las posiciones de fase y frecuencia se controlan ajustando la entrada del primotor (condiciones 2 y 3).

Por lo tanto, una vez satisfechas las cuatro condiciones -- mencionadas, podemos cerrar el interruptor de máquina para que el generador quede conectado al sistema.

III.2.- COMPORTAMIENTO DE UN GENERADOR SINCRONO TRABAJANDO CONECTADO A UN BUS INFINITO.

Es interesante observar el comportamiento de un generador que trabaja dentro de un sistema de potencia, en donde la frecuencia y el voltaje en terminales generalmente se mantienen constantes, cuando la salida de potencia real y reactiva del generador se varían.

Así entonces, se pueden **considerar** dos casos para analizar el comportamiento del generador y que son:

- a) Potencia real constante y excitación variable.
- b) Excitación constante y potencia real variable.

Para tal efecto tomaremos en cuenta un generador síncrono - de polos lisos trabajando a factor de potencia atrasado y cuyo diagrama fasorial se indica en la figura III.1.

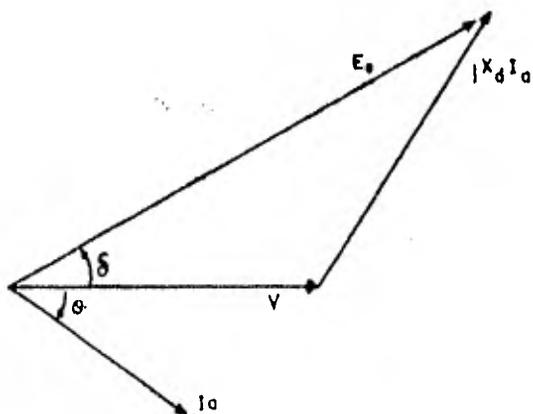


FIG. No. III.1

También es conveniente observar las ecuaciones (II.18) y (II.19) correspondientes a la potencia real y reactiva desarrolladas por una máquina de rotor cilíndrico, respectivamente, y que anotaremos a continuación:

$$P = \frac{\bar{V} \bar{E}_0}{X_d} \operatorname{sen} \delta \quad \dots(III.1)$$

$$Q = \frac{\bar{V} \bar{E}_0}{X_d} \cos \delta - \frac{\bar{V}^2}{X_d} \quad \dots(III.2)$$

III.2.1.- ANALISIS PARA POTENCIA REAL CONSTANTE Y EXCITACION VARIABLE.

A) COMPORTAMIENTO DE LA POTENCIA REAL.

Si la salida de potencia real del generador debe permanecer constante, de la ecuación (III.1) podemos de-

ducir que el producto del voltaje inducido por el seno - del ángulo de potencia debe permanecer constante, es decir:

$$\bar{E}_0 \text{ sen } \delta = K \quad \dots(\text{III.3})$$

Si ahora aumentamos la excitación del generador, el diagrama de fasores de la figura III.1 quedará como se muestra en la figura III.2

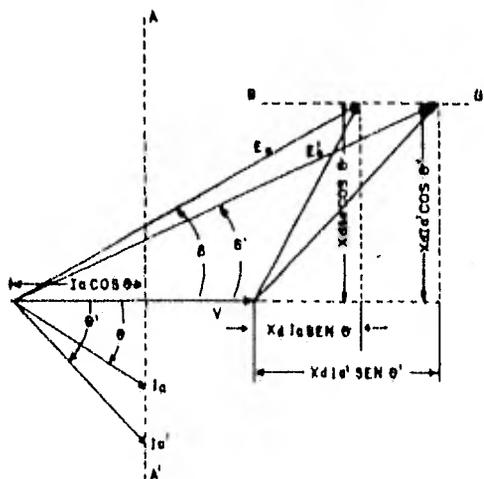


FIG. No. III.2

De la figura III.2 observamos que un aumento en la excitación del generador nos originó los siguientes cambios:

$$\begin{aligned} \bar{E}_0 &< \bar{E}_0' \\ \bar{I}_a &< \bar{I}_a' \\ \delta &> \delta' \\ \theta &< \theta' \end{aligned}$$

Entonces, podemos constatar que la ecuación (III.3) si se cumple, puesto que el voltaje inducido E_0' aumenta pero el $\text{sen } \delta'$ disminuye, teniendose que:

$$\bar{E}_0 \text{ sen } \delta = \bar{E}_0' \text{ sen } \delta' = K \quad \dots(\text{III.4})$$

En la figura III.2, la línea punteada BB' nos determina la trayectoria sobre la cuál el fasor del voltaje inducido se moverá al variar la excitación.

Sabemos también que la salida de potencia real de un generador la podemos expresar como:

$$P = \bar{V} \bar{I}_a \cos \theta \quad \dots(III.5)$$

Puesto que la potencia activa permanecerá constante:

$$\bar{I}_a \cos \theta = \bar{I}'_a \cos \theta' = K \quad \dots(III.6)$$

Podemos también comprobar que la ecuación (III.5) - si se cumple puesto que la corriente de armadura I'_a aumenta, mientras que el $\cos \theta'$ disminuye.

En la figura III.2 la línea punteada AA' nos determina la trayectoria sobre la cuál el fasor de corriente de armadura se desplaza al variar la excitación.

Igualmente, si se disminuye la excitación podemos observar que la potencia activa se mantiene constante, - efectuando consideraciones similares a lo descrito.

B) COMPORTAMIENTO DE LA POTENCIA REACTIVA.

Observando la figura III.2 y considerando los cambios que se establecen en los módulos y en los argumentos de los fasores cuando un incremento en la excitación se realiza, podemos comprobar de la ecuación (III.2), la cuál nos establece la potencia reactiva desarrollada por la máquina, que esta potencia aumenta. En otros términos:

$$\bar{E}_o < \bar{E}'_o$$

$$\delta > \delta'$$

$$\cos \delta < \cos \delta'$$

y por consiguiente:

$$Q' > Q$$

También conocemos que la potencia reactiva de salida

de un generador la podemos expresar como:

$$Q = \bar{V} \bar{I}_a \text{ sen } \Theta \quad \dots(\text{III.7})$$

En este caso, cuando la excitación se aumenta:

$$\bar{I}_a < \bar{I}'_a$$

$$\Theta < \Theta'$$

$$\text{sen } \Theta < \text{sen } \Theta'$$

y obviamente:

$$Q' > Q$$

Entonces comprobamos que un aumento en la excitación del generador significa un aumento de energía reactiva. Igualmente podemos comprobar que una disminución en la excitación nos produce una disminución de energía reactiva.

III.2.2.- ANALISIS PARA EXCITACION CONSTANTE Y POTENCIA REAL VARIABLE.

A) COMPORTAMIENTO DE LA POTENCIA REAL.

Si ahora aumentamos la entrada al primotor y mantenemos constante la excitación, el rotor sufrirá una aceleración momentánea, causando que el ángulo del par se aumente de δ a δ'' y en esta posición la salida de potencia real del generador se habrá aumentado lo suficiente para igualar la entrada del primotor.

En el diagrama de la figura III.3, se muestra el efecto de aumento de la entrada del motor primario, cuando la corriente de campo, voltaje terminal y frecuencia son constantes.

Según la figura III.3, podemos apreciar lo siguiente;

$$\delta < \delta''$$

$$\Theta > \Theta''$$

De la ecuación (III.1) podemos comprobar que como el ángulo de potencia (δ'') aumenta, $\text{sen } \delta''$ también aumenta y en consecuencia la potencia activa (P) aumenta.

En la figura III.3, el segmento de círculo a-a' nos establece la trayectoria que seguirá el fasor del voltaje inducido E_o , para una excitación constante cuando se varía la potencia de entrada al primotor.

Igualmente, de la ecuación (III.5) se comprueba que el ángulo de fase θ'' disminuye, con θ'' aumenta, el módulo de la corriente de armadura también aumenta y consecuentemente la potencia activa (P) aumenta.

Nuevamente, haciendo uso de la figura III.3 y puesto que el fasor que representa la caída en la reactancia síncrona también describe la trayectoria circular del voltaje inducido, la trayectoria que describa el fasor de la corriente de armadura también será una trayectoria circular representada por el segmento de círculo b-b' y su módulo tenderá a aumentar a medida que el ángulo δ aumenta y tenderá a disminuir cuando el ángulo disminuya.

Consideraciones similares podemos efectuar para comprobar que una disminución en la entrada del primotor -- causará una disminución en la potencia real de salida -- del generador.

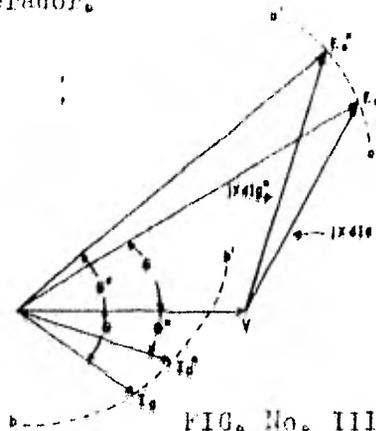


FIG. No. III.3

B) COMPORTAMIENTO DE LA POTENCIA REACTIVA.

De la ecuación (III.2) es obvio que a medida que el ángulo de potencia δ aumenta, el $\cos \delta$ tenderá a disminuir y por lo tanto, la potencia reactiva disminuye a medida que la potencia real aumenta. Como generalmente se trabaja con ángulos δ menores de 30° y $\cos \delta$ no varía mucho, el cambio en la potencia reactiva (Q) no es muy notorio.

De igual manera, si nosotros disminuimos el par de entrada y efectuando consideraciones similares podremos detectar que la potencia reactiva aumenta a medida que la potencia activa disminuye.

III.3.- CONCLUSIONES.

En un generador actúan dos fuerzas de entrada que son el par mecánico (T_m) y la corriente de campo (I_c), de tal manera que al variar una o las dos variables de entrada, las variables de salida también variarán.

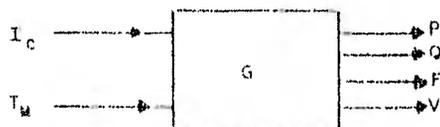


FIG. No. III.4

Si el sistema es muy grande en comparación con el generador (G), la frecuencia (f) y el voltaje (V) desde el punto de vista de la red se mantendrán prácticamente constantes.

En este caso la variable de salida P (Potencia activa) dependerá exclusivamente de T_m y la variable de salida Q (Potencia reactiva) dependerá prácticamente de I_c .

En realidad una variación del par de entrada (T_m) afecta un poco a la potencia reactiva (Q) y se dice que está acoplada débilmente. En caso de generadores aislados la potencia tanto activa como reactiva dependen de I_c y T_m .

CAPITULO IV

PROCEDIMIENTO PRACTICO PARA ENCONTRAR EL DIAGRAMA DE CAPABILIDAD
DE UN ALTERNADOR SINCRONO.

IV.1.- INTRODUCCION.

En el capítulo II encontramos el diagrama de capacidad -- desde un punto de vista teórico, partiendo de la ecuación general de la potencia aparente S de la máquina y haciendo ciertas -- consideraciones para trabajar en la zona lineal.

Ahora el propósito será obtener este diagrama pero en una -- forma puramente práctica, mediante una prueba de laboratorio y -- posteriormente comparar los resultados por medio de cálculo analítico, utilizando el procedimiento desarrollado en el capítulo II. Los parámetros de la máquina de prueba se calcularán sin incluir la saturación y se analizarán los resultados obtenidos, -- basandonos en que el estudio teórico sin considerar la saturación es bastante aproximado para tener idea del comportamiento de la máquina en el plano (P,Q) .

IV.2.- OBTENCION DEL DIAGRAMA POR PRUEBA DE LABORATORIO.

Para efectuar esta prueba se utilizó una máquina de los laboratorios de la sección eléctrica de esta Facultad de Ingeniería, cuyos datos de placa son los siguientes:

120 V_L

1800 RPM

208 volts terminales entre fases

0.33 amperes de armadura

60 Hz.

3 fases

4 polos salientes

Como la máquina es propia para pruebas de laboratorio y no comercial, carece de más datos como son: factor de potencia, co-

riente de campo nominal y temperatura de operación. Sin embargo este último dato no es necesario conocerlo pues el diagrama circular de la máquina se realiza a corriente nominal constante.

En la siguiente figura se muestra el diagrama de conexiones utilizado para efectuar la prueba.

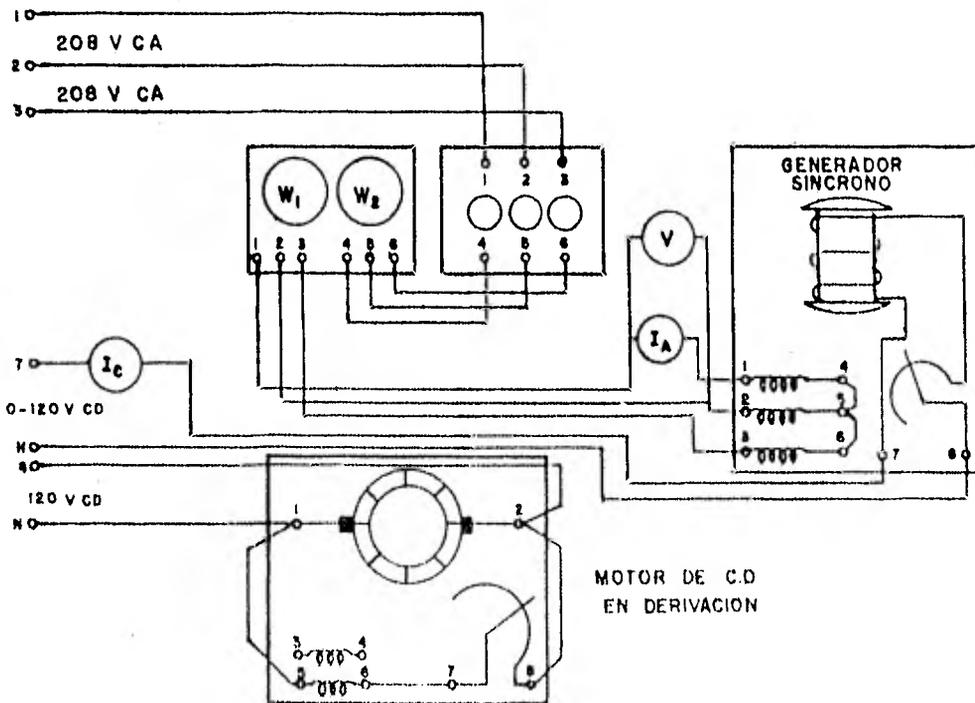


FIG. No. IV.1

Puesto que se desconoce el factor de potencia nominal y si conocemos por dato de placa la potencia aparente de la máquina y la corriente nominal de armadura, es conveniente empezar la prueba a factor de potencia unitario para encontrar el punto P_1 en la figura IV.2.

Así entonces, mediante el primotor subimos la velocidad del rotor hasta obtener la velocidad de 1800 RPM y posteriormente excitamos al generador síncrono mediante su reostato de campo has-

ta obtener un voltaje terminal de 210 volts aproximadamente.

Una vez cumplidas las condiciones de sincronización, cerramos el interruptor de máquina para efectuar el enlace al sistema y procedemos a aumentar tanto el par del primotor, como la excitación del campo para mantener el voltaje en terminales constante de 210 volts, hasta obtener la lectura en el wattmetro (W_1) de 120 watts, en el varmetro (W_2) de cero y la corriente nominal de armadura (I_a) de 0.33 amperes. En estas condiciones hemos encontrado el punto de operación P_1 ; las lecturas registradas en los instrumentos de medición según diagrama de conexiones de la figura IV. 1, fueron:

$$I_c \text{ (Corriente de campo)} = 0.75 \text{ amp.}$$

$$I_a \text{ (Corriente de armadura)} = 0.33 \text{ amp.}$$

$$W_1 \text{ (Potencia activa)} = 120 \text{ watts.}$$

$$W_2 \text{ (Potencia reactiva)} = 0 \text{ vars.}$$

Trataremos ahora de encontrar los puntos P_2 y P_3 en la figura IV.2 para determinar la parte del diagrama correspondiente al cuadrante I del plano (P,Q).

Para encontrar el punto P_2 requerimos mantener constante la corriente de armadura, por lo que al disminuir el par será necesario aumentar la corriente de excitación, hasta que el campo -- llegue a su capacidad máxima.

Para facilitar las anotaciones, las lecturas registradas se anotarán posteriormente en forma de tabla.

En vista de que el campo no puede proporcionar más corriente, la trayectoria entre el punto P_2 y el punto P_3 se realizará a corriente de campo constante, conforme el par del primotor se vaya disminuyendo.

De las lecturas registradas en la tabla, se puede observar que la corriente de campo sufre un pequeño descenso que se debe al aumento de resistencia de campo por efectos de calentamiento.

Ahora se procederá a encontrar la parte correspondiente al cuadrante II del plano (P,Q). Por lo tanto se hacen los ajustes necesarios para llevar nuevamente el punto de operación a P_1 y partir sobre la trayectoria del segmento de círculo P_1P_4 a corriente de armadura constante, para lo cual se requiere disminuir tanto la corriente de campo como el par aplicado al rotor, en forma paulatina.

TABLA DE LECTURAS REGISTRADAS

PUNTOS	I_c Amp.	I_a Amp.	W_1 Watts	W_2 Vars
1	0.75	0.33	120	0
2	0.82	0.33	115	30
	0.80	0.30	105	32
	0.80	0.24	80	35
	0.75	0.17	50	37
	0.75	0.13	25	40
3	0.75	0.12	0	50
	0.70	0.33	102	- 52
	0.64	0.33	96	- 70
	0.61	0.33	84	- 85
	0.60	0.33	72	- 96
	0.58	0.33	60	- 104
	0.50	0.30	48	- 109
	0.50	0.30	40	- 114
4	0.45	0.29	5	- 120

INSTRUMENTOS Y EQUIPO UTILIZADO

1.- Módulo motor/generador síncrono	EMS 8241
2.- Módulo motor de C. D. (primotor)	EMS 8211
3.- Módulo de sincronización	EMS 8621
4.- Módulo wattmetro trifásico	EMS
5.- Módulo fuente de alimentación	EMS 8821
6.- Módulo de medición Vc.a.	EMS 8426
7.- Módulo de medición Ic.a.	EMS 8425
8.- Módulo de medición Ic.d.	EMS 8412
9.- Tacómetro manual	EMS 8920
10.- Cables de conexión, banda y reóstato.	

IV.3.- OBTENCION DE PARAMETROS.

Para obtener el diagrama de capacidad de un alternador — síncrono de polos salientes a partir de la ecuación que nos establece la potencia aparente desarrollada por la máquina, representada mediante la expresión (II.50), es indispensable realizar algunas pruebas previas para obtener las reactancias síncronas de eje directo y del eje en cuadratura.

IV.3.1.- REACTANCIA SINCRONA EN EJE DIRECTO.

En la figura IV.3 se muestran los resultados de las pruebas de circuito abierto y corto circuito, correspondientes a la máquina de laboratorio descrita en la sección IV.2.

En esta misma figura podemos observar que la corriente de campo necesaria para producir el voltaje nominal de 208 volts en vacío, si no existiera saturación sería;

$$I_c = 0.5 \text{ Amperes}$$

mientras que para producir la corriente nominal de armadura cuando la máquina se conecta en corto circuito es:

$$I_c = 0.15 \text{ Amperes}$$

Tomando en cuenta la definición de razón de corto circuito dada en la sección 1.4.3, tenemos que:

$$RCC = \frac{0.5}{0.15} = 3.33 \text{ p.u.}$$

Y puesto que la reactancia síncrona se considera como el inverso de la razón de corto circuito, la reactancia síncrona no saturada será:

$$X_d = 0.3 \text{ p.u.}$$

IV.3.2.- REACTANCIA SINCORONA DE EJE EN CUADRATURA.

Los métodos más conocidos para el cálculo de la reactancia síncrona de eje en cuadratura son el de deslizamiento y el de corriente máxima atrasada. Este último es el que se prefiere en este cálculo, debido a que se presta más fácilmente para obtener dicho parámetro.

La secuencia para encontrar la reactancia síncrona en cuadratura por medio del método de corriente máxima atrasada requiere tener a la máquina síncrona trabajando como motor y en vacío, con voltaje nominal de campo aplicado. Posteriormente se va reduciendo en forma paulatina la corriente de campo hasta cero, para después cambiar la polaridad del campo y proceder a incrementar excitación hasta que la corriente de armadura llegue al límite estable.

Bajo estas condiciones, puesto que la máquina está trabajando en vacío y no entrega potencia real a la carga, la única potencia real que toma de la línea es la que se transforma en calentamiento en la armadura que sería despreciable y la necesaria para mantener en movimiento al rotor. De tal manera que al llegar al límite estable de la corriente de armadura al variar la excitación, la potencia real absorbida al rotor permanecerá constante.

De manera similar al desarrollo realizado para obtener la potencia aparente en terminales de un generador síncrono que establece la ecuación (II.42), se puede obtener la potencia aparente en terminales de un motor síncrono establecida por la ecuación:

$$S = - \frac{\bar{V} \bar{E}_0}{X_d} \operatorname{sen} \delta - \frac{\bar{V}^2}{2} \frac{(X_d - X_q)}{X_d X_q} \operatorname{sen} 2\delta + j \left(\frac{\bar{V} \bar{E}_0}{X_d} \cos \delta - \frac{\bar{V}^2}{2} \frac{(X_d + X_q)}{X_d X_q} + \frac{\bar{V}^2}{2} \frac{(X_d - X_q)}{X_d X_q} \cos 2\delta \right) \quad (\text{IV.1})$$

se podrá observar que únicamente difieren en el signo de la parte real ó potencia activa, lo cuál se considera un resultado lógico puesto que el motor siempre recibe potencia activa de la línea.

Si tomamos en cuenta las consideraciones mencionadas anteriormente para obtener la reactancia síncrona en cuadratura, la parte correspondiente a la potencia real de la ecuación (IV.1) nos da:

$$\frac{dP}{d\delta} = 0 = \frac{\bar{V}^2 (X_q - X_d)}{X_d X_q} \cos 2\delta - \frac{\bar{V} (-\bar{E}_0)}{X_d} \cos \delta \quad \dots (\text{IV.2})$$

y la parte imaginaria queda:

$$Q = \frac{\bar{V} (-\bar{E}_0)}{X_d} \cos \delta - \frac{\bar{V}^2}{2} \frac{(X_d + X_q)}{X_d X_q} + \frac{\bar{V}^2}{2} \frac{(X_d - X_q)}{X_d X_q} \cos 2\delta \quad (\text{IV.3})$$

En donde el signo negativo de \bar{E}_0 se debe al cambio de polaridad del campo.

Despejando \bar{E}_0 de la ecuación (IV.2) tenemos:

$$\bar{E}_0 = \frac{\bar{V} (X_d - X_q) \cos 2\delta}{X_d \cos \delta} \quad \dots (\text{IV.4})$$

Sustituyendo la ecuación (IV.4) en la ecuación (IV.3):

$$Q = - \frac{\bar{V}^2 (X_d - X_q) \cos 2\delta}{X_d X_q} - \frac{\bar{V}^2 (X_d + X_q)}{2 X_d X_q} + \frac{\bar{V}^2 (X_d - X_q) \cos 2\delta}{2 X_d X_q}$$

$$Q = - \frac{\bar{V}^2 (X_d - X_q) \cos 2\delta}{2 X_d X_q} - \frac{\bar{V}^2 (X_d + X_q)}{2 X_d X_q} \quad \dots (\text{IV.5})$$

Como la potencia de entrada la podemos considerar prácticamente reactiva, si despreciamos la potencia activa necesaria para mantener en movimiento al rotor, podemos afirmar que:

$$\delta = 0 \quad \text{y} \quad \theta = \pi/2$$

$$Q = -\bar{V} \bar{I}_a \quad \dots(IV.6)$$

Tomando en cuenta que $\delta = 0$ en la expresión (IV.5):

$$Q = -\frac{V^2}{2} \left(\frac{X_d - X_q}{X_d X_q} \right) - \frac{V^2 (X_d + X_q)}{X_d X_q}$$

$$Q = -\frac{V^2}{X_q} \quad \dots(IV.7)$$

Igualando las ecuaciones (IV.6) y (IV.7), se llega finalmente a:

$$X_q = \frac{\bar{V}}{\bar{I}_a} \quad \dots(IV.8)$$

Los valores obtenidos en la prueba de laboratorio para calcular la reactancia síncrona en cuadratura fueron los siguientes:

V (volts/fase)	I _c (Amperes)	I _a (Amperes)	ESTADO
140	0.78	0.95	Estable a
			Inestable

De acuerdo con los datos indicados arriba y utilizando la ecuación (IV.8), se tiene:

$$X_q = \frac{140}{(0.78)(0.95)} = 85 \Omega/\text{fase}$$

Para referir este resultado en p.u., calcularemos la impedancia base:

$$Z_B = \frac{V_B^2}{S_B} = \frac{(208)^2}{120} = 360.5 \Omega$$

$$X_q = \frac{85}{360.5} = 0.23 \text{ p.u.}$$

IV.4.- OBTENCIÓN DEL DIAGRAMA POR CÁLCULO ANALÍTICO.

Por lo tanto, para validar las ecuaciones obtenidas en el capítulo II.3, tomaremos como parámetros los siguientes:

$$X_d = 0.3 \text{ p.u.}$$

$$X_q = 0.23 \text{ p.u.}$$

Consideremos que el punto nominal de operación de la máquina sea el punto P_n de la figura IV.2, para el cuál le corresponde un factor de potencia igual a 0.95 .

También podemos hacer:

$$S_n = 1 \text{ p.u.}$$

$$\bar{V} = 1 \text{ p.u.}$$

Con los datos anteriores, tenemos que:

$$\bar{A} = \frac{\bar{V}^2 (X_d + X_q)}{2 X_d X_q} = \frac{1 (0.3 + 0.23)}{2 (0.3) (0.23)} = 3.84 \text{ p.u.} \quad \text{.(IV.9)}$$

$$\bar{B} = \frac{\bar{V}^2 (X_d - X_q)}{2 X_d X_q} = \frac{1 (0.3 - 0.23)}{2 (0.3) (0.23)} = 0.5 \text{ p.u.} \quad \text{.(IV.10)}$$

$$\bar{C} = \frac{\bar{V} \bar{E}_0}{X_d} \quad \text{.(IV.11)}$$

La potencia activa y reactiva tendrán los siguientes valores:

$$P = S \text{ f.p.} = 0.95 \text{ p.u.} \quad \text{.(IV.12)}$$

$$Q = S^2 - P^2 = (1)^2 - (0.95)^2 = 0.312 \text{ p.u.} \quad \text{.(IV.13)}$$

Calculemos ahora el ángulo de potencia nominal (δ_n), para lo cuál consideremos la figura IV.2 :

$$\tan \delta_n = \frac{P_n}{Q_n + \bar{A} + \bar{B}} = \frac{0.95}{0.312 + 3.84 + 0.5} = 0.204 \quad \text{.(IV.14)}$$

$$\delta_n = 11.5^\circ \quad \text{.(IV.15)}$$

Puesto que:

$$P = \frac{\bar{V} \bar{E}_0}{X_d} \text{ sen } \delta + \frac{\bar{V}^2 (X_d - X_q)}{2 X_d X_q} \text{ sen } 2\delta \quad \text{.(IV.16)}$$

Por lo tanto, podemos sustituir los resultados anteriores en (IV.16) y evaluar \bar{E}_0 .

$$\bar{E}_0 = \left(0.95 - \frac{(0.3 - 0.23)}{2 (0.3) (0.23)} \text{ sen } 23^\circ \right) \frac{(0.3)}{\text{sen } 11.5^\circ} \quad \text{.(IV.17)}$$

$$\bar{E}_0 = 1.135 \text{ p.u.} \quad \text{.(IV.18)}$$

Sustituyendo (IV.18) en (IV.11) tenemos:

$$\bar{C} = \frac{(1) (1.135)}{(0.3)} = 3.783 \text{ p.u.} \quad \text{.(IV.19)}$$

Si utilizamos las expresiones siguientes:

$$P = \bar{B} \operatorname{sen} 2\delta + \bar{C} \operatorname{sen} \delta \quad \text{.(IV.20)}$$

$$Q = -\bar{A} + \bar{B} \cos 2\delta + \bar{C} \cos \delta \quad \text{.(IV.21)}$$

con el objeto de obtener los valores correspondientes a P y Q al variar δ , obtendremos la siguiente tabla:

δ	P	Q
0°	0 (p.u.)	0.445 (p.u.)
5	0.416	0.423
11.5	0.95	0.312
15	1.229	0.249
20	1.615	0.099
30	2.325	- 0.312

Estos valores se utilizan para describir la trayectoria punteada que representa los límites de capacidad por el cálculo teórico, en la figura IV.2

Para representar los resultados obtenidos en la prueba de laboratorio en la misma figura IV.2, se requiere referir dichos resultados a valores en p.u. o en porcentaje, con el objeto de establecer las comparaciones correspondientes.

Por lo tanto, debemos mantener $S_n = 1$ p.u. en cualquier punto del plano coordenado:

$$\text{Si } \theta = 0 \quad P = 120 \text{ watts} \quad \text{y } P_{REF.} = 120 \text{ watts}$$

$$\text{Si } \theta = 90^\circ \quad Q = 120 \text{ vars} \quad \text{y } Q_{REF.} = 120 \text{ vars}$$

Ahora, podemos tabular nuevamente las lecturas obtenidas en la prueba de laboratorio, expresándoles en p.u. y que se representan en la figura IV.2 por la trayectoria de trazo continuo.

PUNTOS	P (p.u.)	Q (p.u.)
1	1.0	0.0
2	0.96	0.25
	0.88	0.27
	0.67	0.29
	0.42	0.31
	0.21	0.33
3	0.0	0.42
	0.85	- 0.43
	0.8	- 0.58
	0.7	- 0.71
	0.6	- 0.8
	0.5	- 0.87
	0.4	- 0.91
	0.33	- 0.95
4	0.04	- 1.0

IV.4.- CONCLUSIONES.

De la figura IV.2 se puede observar que el diagrama de capacidad teórico es bastante aproximado al obtenido por prueba de laboratorio y así entonces, podemos concluir que las pruebas de laboratorio necesarias para conocer las reactancias síncronas en eje directo y en cuadratura, en conjunto con los datos de placa, son suficientes para conocer los límites térmicos de la máquina si es que no se requieren resultados más exactos.

Lo importante es hacer notar las ventajas que se obtienen de este estudio, sobre todo en la fabricación de máquinas comerciales de gran capacidad en las que existen varias restricciones que impiden efectuar pruebas para obtener el diagrama de capacidad en forma práctica a través de un procedimiento como el descrito en la sección IV.2

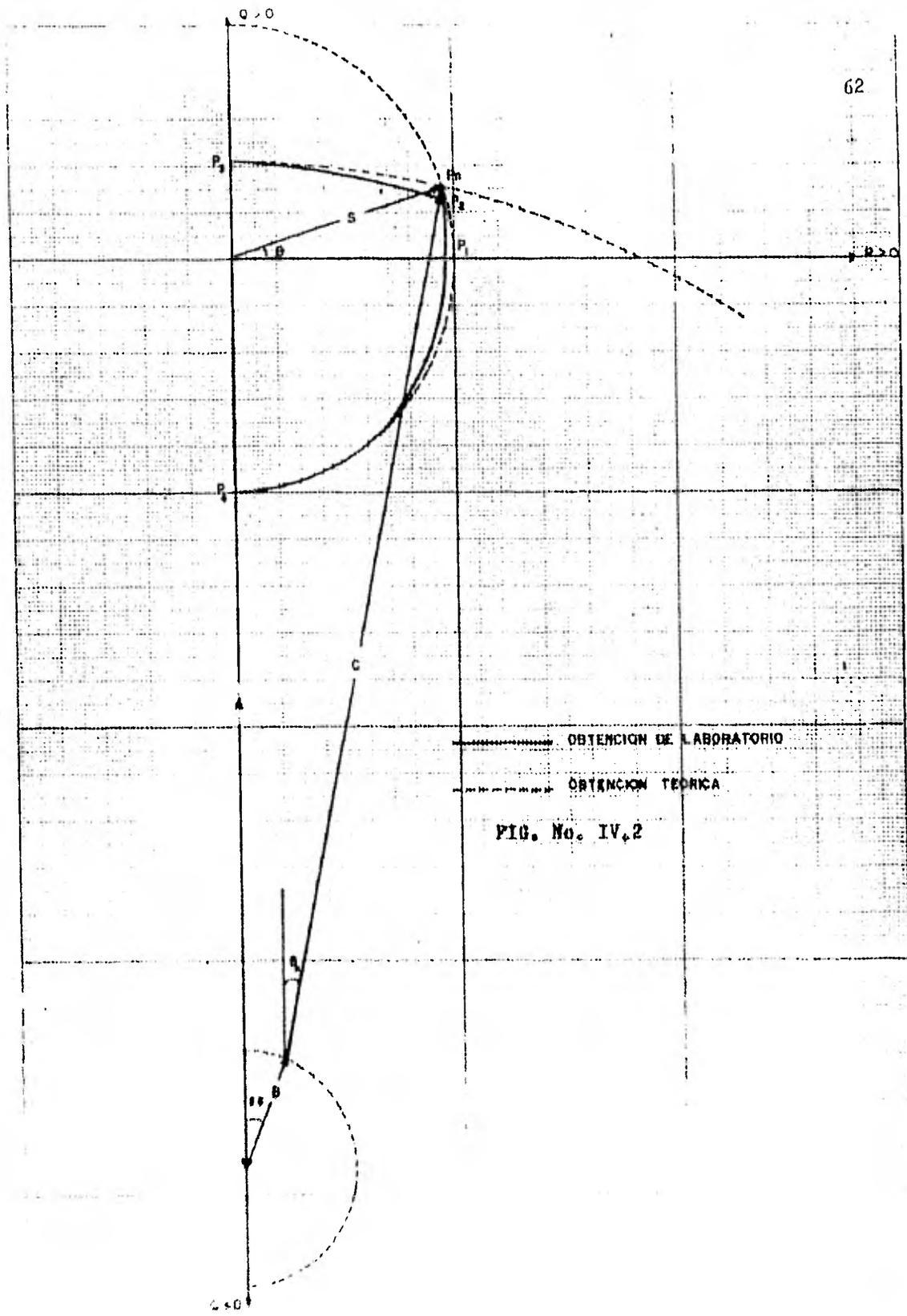


FIG. No. IV,2

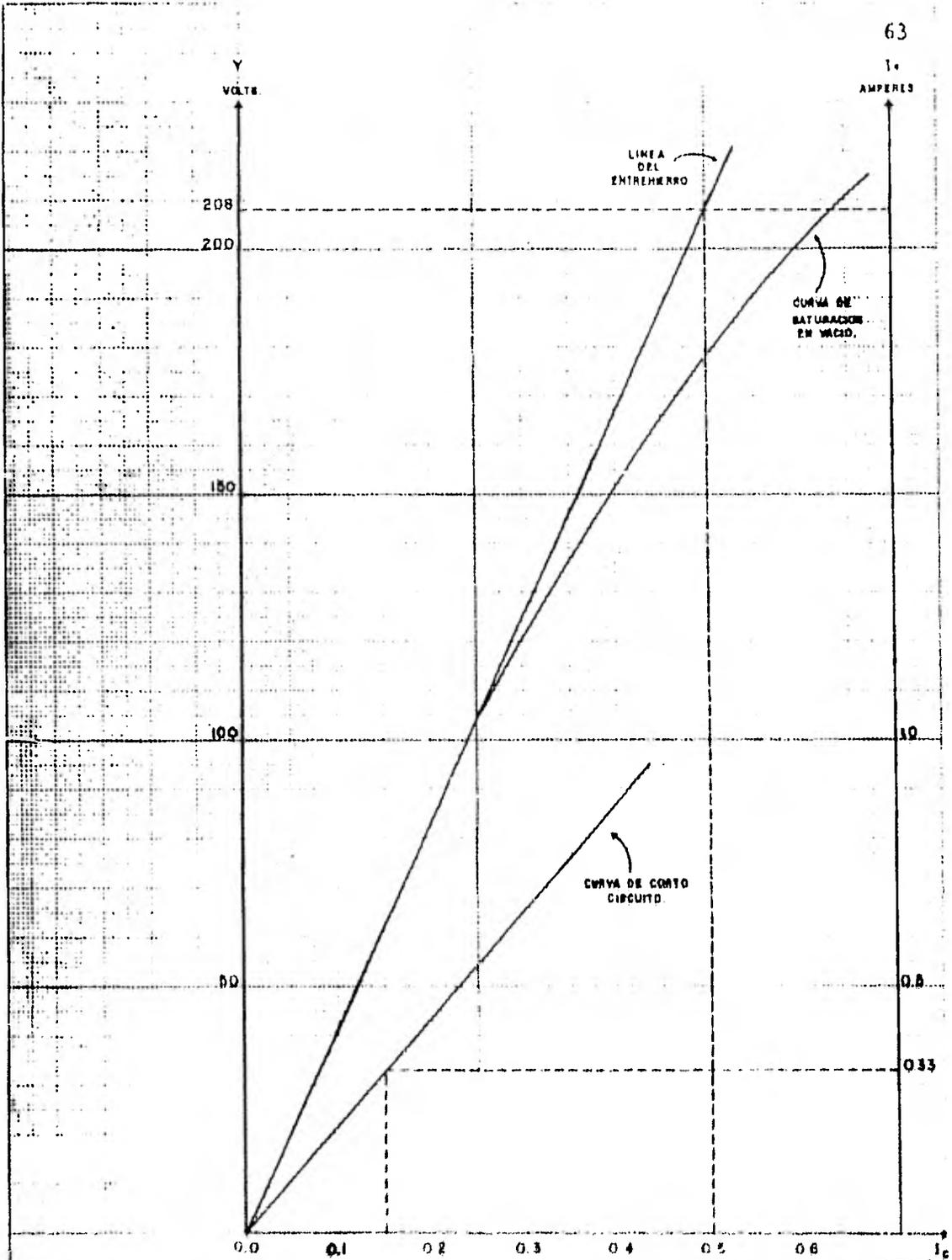


FIG. No. 17.2

CAPITULO V

COMPORTAMIENTO DE REGULADORES DE VELOCIDAD

V.1.- INTRODUCCION.

En un sistema eléctrico, las variaciones de frecuencia debidas a las variaciones inevitables de la carga pueden ser de una dimensión inadmisibles. Por lo tanto es necesario adaptar en cada instante la potencia producida por las turbinas a la potencia consumida en el sistema.

De tal manera, los primotores de las unidades generadoras cuentan con dispositivos automáticos que actúan sobre sus órganos de admisión y que permiten adaptar la producción de energía a la demanda, para conservar la frecuencia dentro de ciertos límites razonables. Estos dispositivos se conocen bajo el nombre de reguladores de velocidad.

Por tal motivo, para determinar el comportamiento de los reguladores de velocidad es necesario conocer las características propias a su operación, además de los elementos de que se compone.

V.2.- ELEMENTOS QUE COMPONEN UN REGULADOR DE VELOCIDAD.

Podemos entender por regulador de velocidad al conjunto de elementos empleados para controlar una velocidad determinada de un primotor. Dentro de los sistemas de potencia eléctrica, las turbinas de vapor, turbinas de gas y las turbinas hidráulicas son comúnmente usadas como primotores.

Las partes principales que integran un regulador de velocidad, son las siguientes:

GOBERNADOR.

Es el elemento primario encargado de transformar la velocidad de la máquina en una señal que puede ser usada en forma con-

veniente y que puede ser de posición, en el caso de un gobernador centrífugo, de presión en el caso de un gobernador hidráulico o bien una señal eléctrica en el caso de un gobernador eléctrico, ya sea en frecuencia ó milivoltaje.

SERVOMOTOR.

Es el elemento final de control que posiciona las válvulas de control de la turbina. Generalmente este elemento es del tipo hidráulico, ya que reúne las condiciones de potencia y velocidad para la operación de las válvulas de control.

MECANISMOS.

Todos los elementos empleados para llevar la señal detectada por el gobernador hasta el servomotor.

CAMBIADOR DE VELOCIDAD.

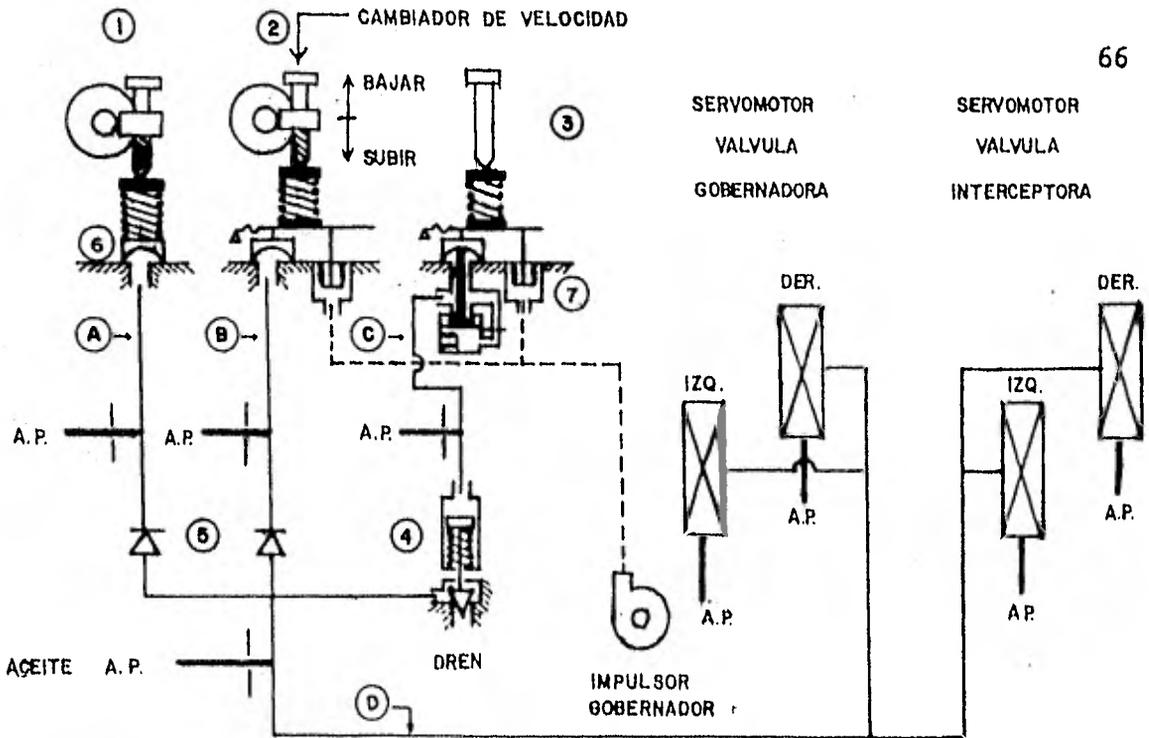
El cambiador de velocidad, es el dispositivo que actúa como punto de control para fijar el valor deseado en la velocidad de la máquina ó bien para cambiar la carga de la máquina cuando se encuentre en línea.

LIMITADOR DE CARGA.

Este dispositivo se utiliza para limitar la carga como su nombre lo implica y se puede accionar cuando algún elemento de la unidad generadora por indisponibilidad produce un decremento en la potencia nominal, o bien para que la máquina no tome más carga que su capacidad nominal.

V.2.1.- DESCRIPCION DE LA OPERACION DE UN REGULADOR DE VELOCIDAD DE TIPO HIDRAULICO PARA UNA TURBINA DE VAPOR.

En la figura V.1 se muestra el ordenamiento de los dispositivos principales que forman parte de un regulador de velocidad del tipo hidráulico para una turbina de vapor.



————— ACEITE DE CONTROL
 - - - - - ACEITE DE SALIDA DE IMPULSOR
 ————|—— ACEITE ALTA PRESION Y ORIFIGO

(A) ACEITE DE CONTROL LIMITADOR DE CARGA

(B) ACEITE DE CONTROL GOBERNADOR PRINCIPAL

(C) ACEITE DE CONTROL GOBERNADOR AUXILIAR

(D) ACEITE DE CONTROL DE GOBIERNO

(1) LIMITADOR DE CARGA

(2) GOBERNADOR PRINCIPAL

(3) GOBERNADOR AUXILIAR

(4) VALVULA DE DESFOQUE

(5) VALVULA NO RETORNO

(6) VALVULA DE COPA

(7) FUELLE

FIG. No. V.1

Estos dispositivos son el gobernador principal y cambiador-de velocidad, el limitador de carga y el gobernador auxiliar. En este último elemento tiene por finalidad cerrar rápidamente todas las válvulas de control en un rechazo de carga, para limitar la sobrevelocidad del turbogruppo.

El aceite de control del gobernador principal ó de la válvula de límite de carga, siendo suministrado por aceite de alta presión a través de orificios separados entre la válvula de copa

y las válvulas de no retorno, determina la presión de aceite de control de las válvulas de gobierno y de las válvulas interceptoras. El dispositivo de control (válvula de límite de carga ó gobernador principal) con el ajuste menor determina la presión en el cabezal de aceite de control a los servomotores de las válvulas de admisión por la descarga del exceso al dren, controlando así la posición de dichos servomotores y por consiguiente la velocidad ó la carga de la unidad. El gobernador auxiliar opera para aliviar rápidamente el aceite de control de las válvulas de admisión al dren y no regula como lo hacen la válvula de límite de carga y el gobernador principal.

El aceite de alta presión se obtiene a través de una bomba de aceite montada sobre la flecha de la turbina cuando ésta se encuentra girando a su velocidad nominal ó bien a través de una bomba auxiliar de aceite impulsada por motor cuando la unidad se encuentra en proceso de arranque.

Por otra parte, el impulsor del gobernador se considera como otra bomba de aceite montada también sobre el mismo eje de la turbina y cuya presión de descarga varía con el cuadrado de la velocidad de la turbina. La descarga del impulsor del gobernador se conecta a los transformadores de presión ó fuelles tanto del gobernador principal como del auxiliar, de manera que los cambios de presión producidos por los cambios de velocidad, constituyen la fuerza de gobierno que controla los servomotores de las válvulas de admisión. Si la velocidad de la turbina se incrementa, se incrementa la presión de descarga del impulsor del gobernador y si la velocidad disminuye, también disminuye esta presión.

Los transformadores de presión del gobernador principal y auxiliar tienen por finalidad aumentar suficientemente los cambios en la presión de descarga del impulsor del gobernador, relativamente pequeños, para operar los pistones relevadores de los servomotores de las válvulas de gobierno al variar la presión de aceite de control de gobierno.

La fuerza ejercida sobre la válvula de copa del gobernador principal varía el flujo de aceite desde la cámara abajo de esta válvula al dren, determinando así la presión de aceite de control de gobierno. Esta fuerza es igual a la diferencia entre la fuerza de empuje del fuelle y la carga del resorte; una variación en una o en ambas fuerzas originará un cambio en la presión de aceite de control de gobierno.

Con un ajuste fijo del resorte de compresión del cambiador de velocidad, la presión de aceite de control de gobierno varía de acuerdo con la velocidad de la turbina; en tanto que con la velocidad fija, la presión de aceite de control de gobierno depende del ajuste del resorte de compresión del cambiador de velocidad.

La posición del cambiador de velocidad determina la fuerza del resorte que actúa sobre la válvula de copa. Para cada cambio en el ajuste del cambiador de velocidad, ocurrirá un cambio en la velocidad de la turbina ó en la presión de aceite de control de gobierno. Si el turbogenerador no está sincronizado con el sistema, entonces un movimiento del cambiador de velocidad origina un cambio en la presión de aceite de control de gobierno, un cambio correspondiente en la posición de las válvulas de admisión y un cambio en el flujo de vapor a través de la turbina. Si -

consideramos el caso en que el flujo de vapor se incrementa, se origina por consecuencia un aumento en la velocidad de la turbina, hasta que la presión de descarga del impulsor del gobernador balancee la fuerza incrementada del resorte de compresión. Así entonces, una variación del cambiador de velocidad varía la velocidad de la turbina cuando ésta no está sincronizada.

Quando la unidad se encuentra operando en paralelo dentro de un sistema interconectado, la velocidad de la turbina es controlada por el enlace eléctrico de los generadores. Bajo tal condición, el cambiador de velocidad viene a ser un cambiador de carga. Esto sucede, porque cambiando el flujo de vapor a través de la turbina, solamente puede cambiar el par motor, mientras que la velocidad de la turbina apenas es afectada y en consecuencia hay una carga diferente para cada posición del cambiador de velocidad. En realidad, esto significa que la presión de descarga del impulsor del gobernador permanece constante, de manera que para cada posición del cambiador de velocidad hay una presión de aceite de control de gobierno, diferente, necesaria para mantener las fuerzas sobre la válvula de copa en equilibrio. Para cada valor de la presión de aceite de control de gobierno, hay una posición definida en las válvulas de gobierno y consecuentemente una carga eléctrica definida, si la frecuencia del sistema permanece constante.

La válvula de límite de carga es una válvula de regulación de presión de aceite que limita la carga, controlando la apertura máxima de las válvulas de la caja de distribución de vapor ó válvulas de gobierno.

La presión de aceite de control del limitador de carga, mantenida bajo la válvula de copa, depende de la compresión del resorte montado sobre esa válvula. Esta presión regula la presión de aceite de control de gobierno a través de la válvula de no retorno, de manera que esta válvula limita el valor al cuál puede ser incrementada la presión de aceite de control de gobierno.

Un incremento en la presión de aceite de control de gobierno, abre las válvulas de control y el flujo de vapor varía con este cambio de presión. Ajustando la compresión del resorte de la válvula de copa, la presión de aceite de control del limitador de carga puede ajustarse a la correspondiente a cualquier presión de aceite de control de gobierno entre marcha en vacío y plena carga. Cuando la presión de aceite de control de gobierno se eleva arriba de la presión de aceite de control del limitador de carga, la válvula de no retorno abre, permitiendo a la presión de aceite de control del limitador de carga mandar sobre la presión de aceite de control de gobierno, evitando así que el gobernador abra más las válvulas de admisión.

El gobernador auxiliar contiene un dispositivo de respuesta a la aceleración y una válvula de desfogue. El gobernador auxiliar no controla ni limita la carga de la unidad en operación normal, pero actuará como resultado de una pérdida completa de la carga ó un rechazo de carga suficiente para producir una aceleración considerable.

El transformador de presión del gobernador auxiliar al igual que el del gobernador principal aumenta los cambios relativamente pequeños en la presión de descarga del impulsor, en cambios proporcionalmente mayores.

El aceite del impulsor del gobernador al accionar sobre el transformador de presión ejerce una fuerza hacia arriba, la cual es opuesta a la fuerza que produce el resorte de compresión sobre la palanca que acciona la válvula de copa. Esta válvula controla la presión de aceite de control del gobernador auxiliar, el cual es alimentado de la línea de aceite de alta presión a través de orificio a la cámara abajo de la válvula de copa.

El dispositivo de respuesta a la aceleración consiste de un diafragma, un vástago y un acumulador o fuelle con retardo de tiempo. El aceite de control del gobernador auxiliar es aplicado a ambos lados del diafragma, restringiéndose a través de orificio el paso de este aceite a la parte inferior del diafragma para que como consecuencia retarde los cambios en la presión de aceite de control del gobernador auxiliar a través del orificio y el fuelle.

Cuando la velocidad de la turbina ha alcanzado un 2% arriba de la velocidad nominal, la presión de aceite de control sobre el tope del diafragma, inmediatamente es reducida una cantidad proporcional a la elevación de la velocidad. La presión de aceite de control en la parte inferior del diafragma retarda su abatimiento a causa de la acción de acumulación del fuelle y del orificio. Esto crea un desbalance en el diafragma que vence la fuerza del resorte, empujando el vástago hacia arriba y por lo tanto la válvula de copa descarga mayor cantidad de aceite de control del gobernador auxiliar al dren.

La válvula de desfogue se mantiene cerrada por la presión de aceite de control del gobernador auxiliar, que vence la fuer-

za del resorte. Esta válvula descarga el aceite de control de gobierno de los servomotores, cuando el gobernador auxiliar toma el mando de la unidad. En un rechazo de carga, la presión de aceite de control del gobernador auxiliar disminuirá rápidamente a causa de la respuesta a la aceleración y el resorte de la válvula de desfogue abrirá a ésta para derramar la presión de aceite de control de los servomotores al dren, causando de esta manera el cierre rápido de las válvulas gobernadoras e interceptoras para detener la velocidad de la turbina. Tan pronto como el mecanismo del gobernador auxiliar rearma, el control de la velocidad de la turbina será devuelto al gobernador principal.

V.3.- CARACTERISTICAS DE LOS REGULADORES DE VELOCIDAD.

A primera vista parece que sería favorable un regulador que mantuviese lo más constante posible el número de revoluciones -- por minuto deseado, de tal manera que si llevamos a una gráfica la frecuencia o velocidad en función de la potencia suministrada, obtengamos una recta horizontal, tal como se muestra en la figura V,2.

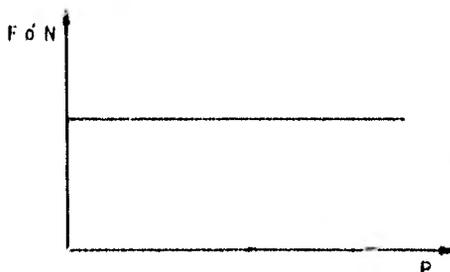


FIG. No. V,2

Los reguladores de este tipo se llaman reguladores astáticos. Sin embargo, éstos no son utilizables en general, porque si consideramos que hubiese dos máquinas trabajando en paralelo, la repartición de carga entre ambas sería indeterminada.

Lo que pasaría prácticamente, puesto que dos reguladores -- nunca van perfectamente de acuerdo, es que una máquina se haría cargo de todo, mientras que la otra quedaría descargada. Además, un regulador astático presenta la tendencia de oscilar en caso de variaciones de carga repentinas, de tal modo que se originarían consecuentemente sobrerregulaciones y subregulaciones.

Para hacer posible el trabajo en común de varias máquinas, debe evitarse la indeterminación que presenta el regulador astático, en el que a un número de revoluciones por minuto dado corresponden tantas potencias como se quiera. Debe conseguirse que cada velocidad, o respectivamente cada frecuencia, quede ascrita a una sola potencia. Esta condición se establece por una característica ligeramente descendente, llamada característica estática, tal como se muestra en la figura V.3.

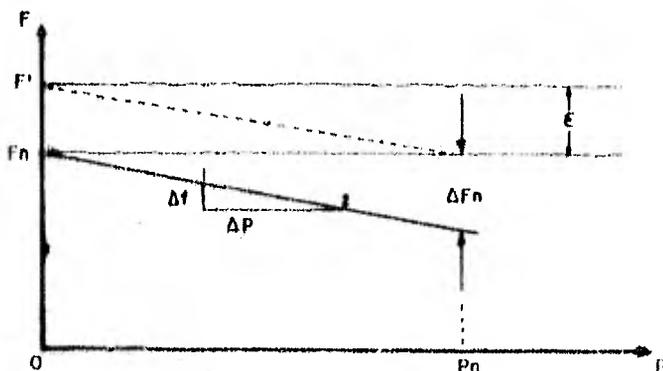


FIG. No. V.3

De la figura V.3 podemos observar que al crecer la carga se obtiene una disminución de las revoluciones por minuto o bien de la frecuencia. La medida de este descenso nos las da una característica propia de cada máquina, llamada estatismo (E), la cuál queda expresada por la ecuación V.1.

$$E = \frac{P' - F_n}{F_n} = \frac{E}{F_n} \left\{ \frac{Hz}{Hz} = p.u. \right\} = \frac{E}{F_n} \times 100 \{ \% \} \dots (V.1)$$

Con el nombre de estatismo llamamos la cuantía en que se modifica la velocidad o la frecuencia en tanto por ciento en el caso de que la carga suba desde la marcha en vacío hasta la carga nominal, sin mover el valor de referencia del regulador de velocidad (cambiador). En otras palabras, el estatismo nos representa la habilidad de la máquina en soltar o tomar carga sin ningún ajuste del cambiador de velocidad.

Por ejemplo, si la variación permanente de la velocidad es de 5% y la frecuencia en vacío de 60 Hz, entonces, a plena carga la frecuencia se convierte en 57 Hz. Ahora bien, lo que se desea es mantener constante la frecuencia de 60 Hz, cualquiera que sea la carga. En el presente caso, ésto sólo puede conseguirse si la característica se desplaza hacia arriba paralelamente a sí misma de un modo continuo al subir la carga, de tal manera que al llegar a plena carga alcance la línea de trazos punteados indicada en la figura V.3. Este desplazamiento de la característica se logra mediante el ajuste del cambiador de velocidad.

Si por razones técnicas no permitimos a la unidad sobrepasar un cierto valor de potencia, se ajusta un dispositivo llamado limitador de carga en la posición correspondiente a esta potencia máxima.

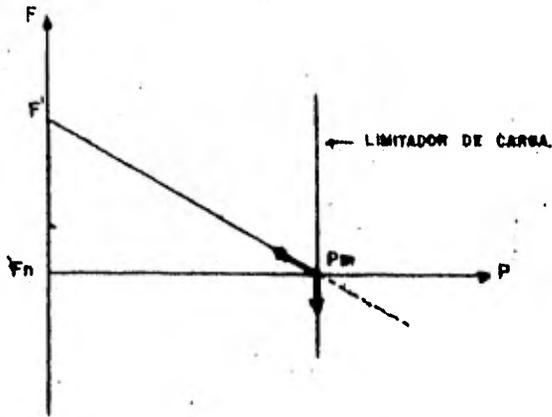


FIG. No. V.4

Si la característica de operación del regulador de velocidad, por acción sobre el variador llega a la posición P_m en la gráfica V.4, la unidad generadora no participará en la regulación de frecuencia del sistema cuando ésta descienda, debido precisamente a la característica del limitador de carga que impide a la máquina aumentar su generación, únicamente la máquina podrá regular en el caso de que la frecuencia aumente. Por esta razón, se acostumbra recomendar a los operadores de las plantas no controlar la generación de las unidades con el limitador de carga sino únicamente con el variador. Para impedir que una disminución demasiado brusca de la frecuencia pueda llegar a crear esfuerzos mecánicos ó térmicos incompatibles con las normas de operación de las unidades, se coloca el limitador en una posición tal que la unidad tenga un cierto rango de regulación, por ejemplo 10 a 15 % de la potencia máxima ó de la potencia nominal, como puede apreciarse en la figura V.5.

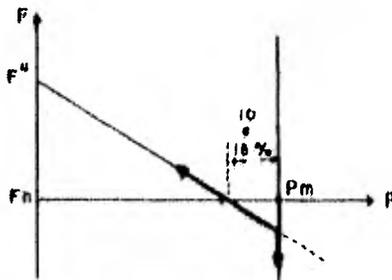


FIG. No. V.5

Llamaremos ahora Característica de máquina a una constante de proporcionalidad que establese la relación que existe entre una variación de la potencia generada con su correspondiente variación de frecuencia, quedando determinada por la ecuación V.2.

$$N_G = \frac{-\Delta P}{\Delta F} \quad \dots(V.2)$$

El signo menos se debe a que el incremento de potencia es de signo contrario al de la frecuencia.

Si consideramos el cambio de carga de la marcha en vacío a plena carga, tenemos:

$$\Delta P = P_n \quad \dots(V.3)$$

$$y \quad -\Delta F = F' - F_n \quad \dots(V.4)$$

Despejando $(F' - F_n)$ de la ecuación (V.4), se tiene:

$$F' - F_n = E F_n \quad \dots(V.5)$$

Sustituyendo la ecuación (V.5) en la ecuación (V.4), llegamos a:

$$-\Delta F = E F_n \quad \dots(V.6)$$

Sustituyendo ahora las ecuaciones (V.3) y (V.6) en la ecuación (V.2), tendremos finalmente:

$$N_G = \frac{P_n}{E F_n} \quad \dots(V.7)$$

Donde:

N_G = Característica de Máquina en (KW/Hz) ó (MW/Hz)

P_n = Potencia de plena carga ó potencia nominal en (KW) ó -
(MW)

E = Estatismo en (%)

F_n = Frecuencia nominal en (Hz)

V.3.1.- DEDUCCION DE REGLAS PARA REPARTIR LA CARGA DE UNIDADES GENERADORAS OPERANDO EN PARALELO, MEDIANTE LA CARACTERÍSTICA DE SUS REGULADORES.

Si conocemos el estatismo (E) de cada máquina, podremos determinar también para cada una, mediante la ecuación (V.1), el descenso de frecuencia ΔF_n con la potencia nominal P_n . Como puede verse en la figura V.3, pudiendo entonces escribir:

$$\Delta P = \Delta F \frac{P_n}{\Delta F_n} \quad \dots (V.8)$$

y $\xi = \Delta F_n = E P_n \quad \dots (V.9)$

Ahora, sustituimos la ecuación (V.9) en la ecuación (V.8) y tenemos:

$$\Delta P = \Delta F \frac{P_n}{E P_n} \quad \dots (V.10)$$

La ecuación (V.10), haciendo uso de la ecuación (V.7), se convierte en:

$$\Delta P = \Delta F N_G \quad \dots (V.11)$$

Si tenemos varias máquinas con características N_{G1} , N_{G2} , -- N_{G3} y los incrementos de carga correspondientes a cada una son ΔP_1 , ΔP_2 , ΔP_3 , entonces resulta, puesto que ΔF tiene que ser igual para todas las máquinas, lo siguiente:

$$\begin{aligned} \Delta P_1 &= N_{G1} \Delta F \\ \Delta P_2 &= N_{G2} \Delta F \\ \Delta P_3 &= N_{G3} \Delta F \end{aligned} \quad \dots (V.12)$$

Adicionando estas igualdades se obtiene:

$$\sum \Delta P = (\sum N_G) \cdot \Delta F \quad \dots (V.13)$$

De donde:

$$\Delta F = \frac{\sum \Delta P}{\sum N_G} \quad \dots (V.14)$$

Finalmente, sustituyendo la ecuación (V.14) en las ecuaciones (V.12), llegamos a determinar la repartición de la carga que asumirá cada unidad mediante la regulación primaria de los reguladores de velocidad. Esta regulación primaria la trataremos de explicar más adelante.

EJEMPLO.— Se cuenta con un sistema integrado por tres unidades - generadoras. Si el sistema se encuentra trabajando a una potencia inicial de 950 MW y se requiere un incremento de 300 MW en la generación, determinar la potencia que tomará cada unidad, para los datos mostrados en la siguiente tabla.

UNIDAD	P _n MW	E %	P _o MW
1	300	3	200
2	500	5	350
3	600	4	400
SUMA	1400		950

La repartición de la carga total incrementada al sistema — que tocará a cada unidad estará determinada por la característica propia de cada máquina, establecida por la ecuación (V.7). — Así entonces, tendremos:

$$N_{G1} = \frac{300}{(0.03)(60)} = 166.67 \text{ MW/HZ}$$

$$N_{G2} = \frac{500}{(0.05)(60)} = 166.67 \text{ MW/HZ}$$

$$N_{G3} = \frac{600}{(0.04)(60)} = 250 \text{ MW/HZ}$$

$$\Delta F = \frac{\Delta P}{\sum N_G} = \frac{300 \text{ MW}}{583.34 \text{ MW/HZ}} = 0.51 \text{ HZ}$$

La nueva frecuencia será:

$$F_1 = F_n - \Delta F = 60 - 0.51 = 59.49 \text{ HZ}$$

La repartición de carga se realizará de la siguiente manera:

$$\Delta P_1 = N_{G1} \times \Delta F = 166.67 \times 0.51 = 86 \text{ MW}$$

$$\Delta P_2 = N_{G2} \times \Delta F = 166.67 \times 0.51 = 86 \text{ MW}$$

$$\Delta P_3 = N_{G3} \times \Delta F = 250 \times 0.51 = 128 \text{ MW}$$

$$\text{SUMA:} \quad \underline{\quad 300 \text{ MW}} \quad$$

Finalmente, la máquina 1 estará generando 286 MW, la máquina 2 estará en 436 MW y la máquina 3 en 528 MW, para satisfacer la demanda de 300 MW, con lo cuál el sistema estará generando ahora 1250 MW.

De los resultados obtenidos, podemos observar que la máquina con característica mayor absorbió la mayor parte de la potencia demandada por la carga.

V.4.- REGULACION DE LAS MAQUINAS EN LAS CENTRALES.

Consideremos el conjunto de centrales de una red y supongamos que existe un estado inicial de equilibrio entre la potencia suministrada y aquella que reciben las turbinas, para un valor determinado y constante de la frecuencia.

Si de repente se produce una carga **adicional** y la energía comunicada a las máquinas motrices permanece invariable, tendremos un descenso de la frecuencia, puesto que la energía necesaria para cubrir aquella carga adicional no puede tomarse de momento sino de la energía cinética de las masas volantes, lo cuál quiere decir que estas masas retardarán su movimiento.

Debido al estatismo de las unidades generadoras el sistema aumentará su generación hasta llegar a un nuevo estado de equilibrio, obteniéndose éste a una frecuencia constante, menor a la inicial. Para recuperar la frecuencia original será necesario operar el cambiador de velocidad de los reguladores de las máquinas.

Consecuentemente, la regulación de las máquinas motrices es de gran importancia para el buen funcionamiento de los sistemas de energía eléctrica.

V.4.1.- ANALISIS GRAFICO DEL COMPORTAMIENTO GENERAL DEL SISTEMA.

Para poder explicar el comportamiento que presenta la operación del regulador de velocidad en un sistema, consideremos a éste integrado por una sola unidad generadora capaz de suministrar la potencia necesaria que se demande. Para tal propósito llevaremos a una misma gráfica tres características fundamentales que intervienen en el análisis y que son:

Potencia Vs. Tiempo

Frecuencia Vs. Tiempo

Aceleración Vs. Tiempo

Estas tres características se muestran en la figura V.6, para el caso en el cuál el sistema se encuentra en equilibrio y repentinamente sufre un incremento en la carga eléctrica. Cabe mencionar que no se ilustra a escala, únicamente para observar las tendencias en las variables.

Partiremos entonces, de un estado inicial en el cuál la potencia generada (G_0) es igual a la potencia de la carga (C_0), para un valor constante de la frecuencia (F_0) y despreciando las pérdidas que se pudieran tener.

En el tiempo t_0 se registra un aumento en la carga (ΔC) y como consecuencia se produce un par de aceleración negativo que origina a su vez un descenso en la frecuencia del sistema. El intervalo de tiempo ($t_1 - t_0$) es un espacio muerto en el cuál la generación se mantiene en el mismo valor inicial.

En el tiempo t_1 es cuando la unidad generadora empieza a responder por la característica de operación de su regulador de

velocidad, el par motor reacciona produciendo un aumento en la generación y ocasiona que el par de aceleración se vuelva menos negativo, motivando consecuentemente que la frecuencia disminuya en el intervalo $(t_2 - t_1)$ con una pendiente menor a la que presentaba en el intervalo $(t_1 - t_0)$.

En el tiempo t_2 nuevamente aparece un aumento en la generación, originando que la aceleración siga siendo menos negativa, -teniendo como resultado ahora que la pendiente que presenta la frecuencia en el intervalo $(t_3 - t_2)$ sea menor a la que presentaba en $(t_2 - t_1)$.

Y así sucesivamente, el sistema seguirá respondiendo en forma similar al incremento producido en la carga eléctrica hasta llegar a un nuevo estado de equilibrio en donde la generación se iguala con la carga, pero a un valor constante de la frecuencia F_t , menor al valor inicial F_0 y en donde, obviamente, la aceleración ha quedado en cero.

Hasta este entonces, la regulación efectuada en el sistema se ha llevado a cabo únicamente por la máquina generadora debido a la característica de su regulador de velocidad (estatismo) y -la podemos interpretar como una regulación primaria.

Para tratar de recuperar la frecuencia inicial, el operador actúa el cambiador de velocidad para aumentar la generación en un cierto valor. Esto se puede apreciar en la figura V.6 a partir del tiempo t_6 , en donde se presenta dicho incremento $\Delta G'$, de tal manera que se produce un par de aceleración positivo y origina en consecuencia que la frecuencia tienda a subir. A esta acción se le conoce con el nombre de regulación secundaria y es realizada por el operador al ajustar el cambiador de velocidad del regulador.

Al darse cuenta el regulador de velocidad que la frecuencia está aumentando, baja la aceleración para tratar de establecer - el equilibrio entre el par motor y el par de la carga. Esto causa que la pendiente de la frecuencia sea menor en el intervalo - $(t_8 - t_7)$ en relación a la del intervalo $(t_7 - t_6)$.

De igual manera se procederá hasta que llegue el momento en el cuál la potencia generada quede igualada con la potencia consumida, la aceleración sea cero y la frecuencia otra vez constante. Lo anterior se observa en la figura V.6 en el tiempo t_9 , donde notamos que la frecuencia se ha estabilizado en un valor - constante mayor a la frecuencia F_t pero menor al valor inicial F_0 . De nueva cuenta el ajuste efectuado en los intervalos de tiempo de t_7 a t_9 se ha efectuado por la regulación primaria.

Partiendo ahora del tiempo t_{11} , nuevamente el operador volverá a acelerar para aumentar generación, produciéndose los efectos mencionados en los párrafos anteriores. Si vemos la gráfica de la figura V.6 apreciaremos que la frecuencia aumentó hasta - llegar a estabilizarse otra vez, pero a un valor muy cercano a - la inicial ó nominal.

Así pues, en la recuperación de la frecuencia intervienen - en forma alternada el regulador de velocidad (regulación prima--ria) y el cambiador de velocidad (regulación secundaria). La regulación secundaria debe ser lo suficientemente lenta para no -- causar la reacción desordenada de la regulación primaria.

La figura V.6 supone un regulador imaginario tal que cada - aceleración sea la diferencia entre el par de carga y el par de generación.

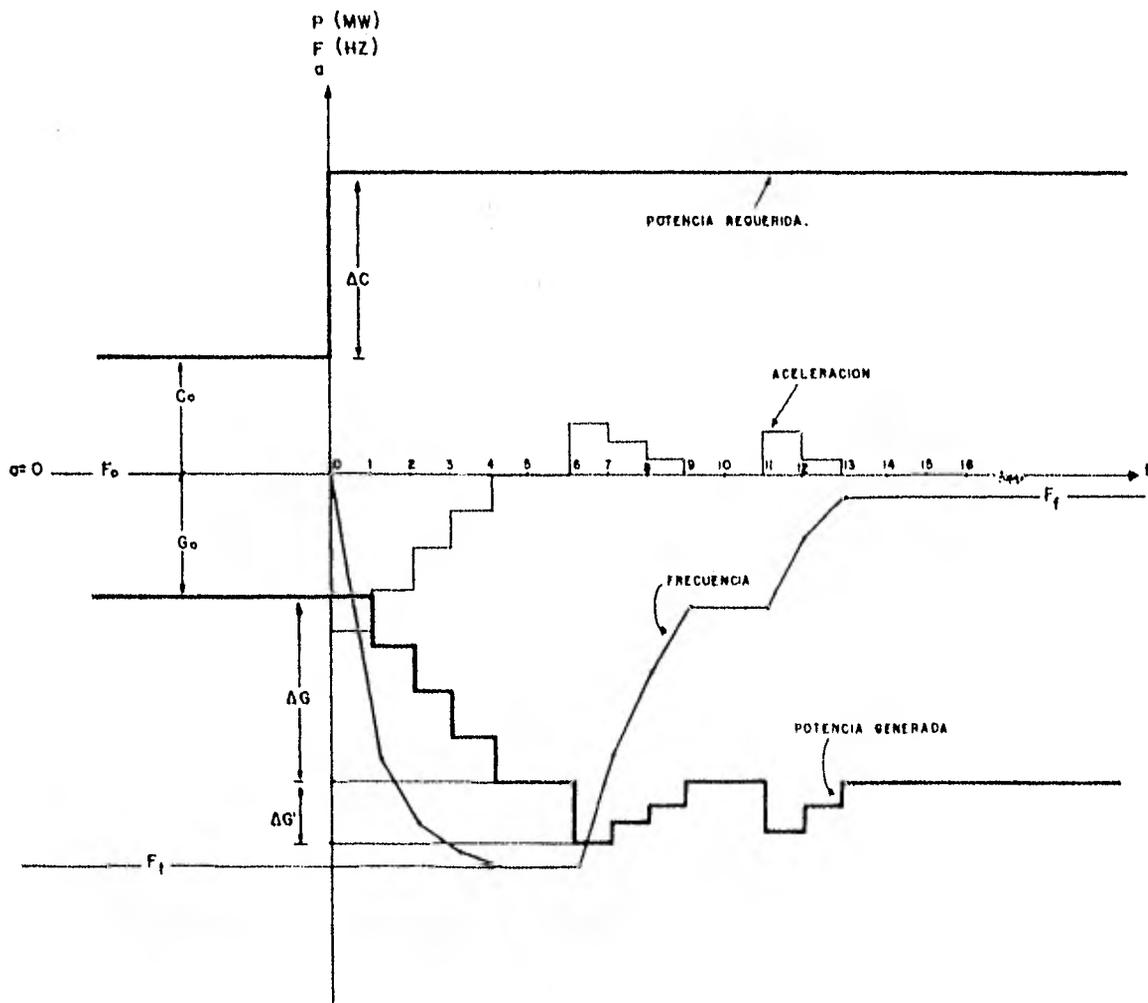


FIG. No. V.6

V.4.2.- COMPORTAMIENTO DE DOS MAQUINAS QUE TRABAJAN EN PARALELO
A CARGA TOTAL CONSTANTE.

Hagamos referencia a la figura V.7, en la cuál se muestran las características frecuencia-potencia de las dos unidades N_{GA} y N_{GB} .

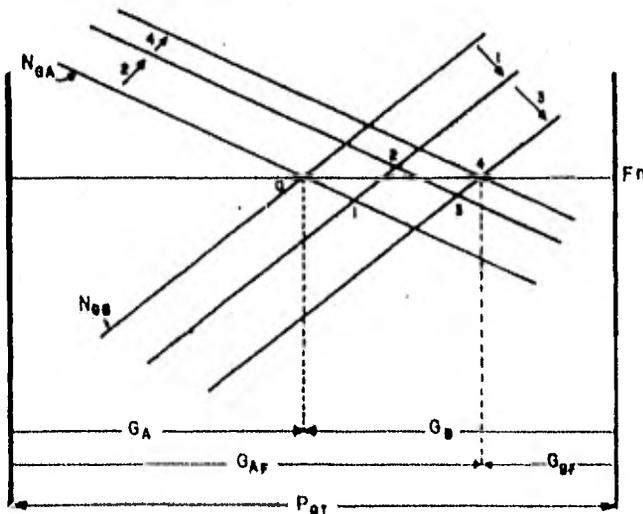


FIG. No. V.7

Inicialmente el sistema se encuentra en equilibrio con la máquina A generando una potencia G_A y la máquina B generando una potencia G_B , ambas a una frecuencia F_n . La potencia total del sistema será la suma de potencias de las dos unidades.

El punto O de la figura V.7 se tomará como estado inicial. Por principio la máquina B baja su generación una cierta cantidad al ajustar su cambiador de velocidad y en consecuencia su característica se desplaza paralela a sí misma hasta llegar al punto 1, en donde por efecto del estatismo de la unidad A, ésta estará generando la potencia que dejó de generar la unidad B, permaneciendo constante la potencia total, pero a una frecuencia F_1 menor a la nominal.

Ahora se requiere tratar de recuperar nuevamente la frecuencia nominal de operación y por tanto se necesita efectuar un ajuste en el cambiador de velocidad de la máquina A, representado en la figura V.7 por el desplazamiento de la característica N_{GA} paralela a sí misma hasta llegar al punto 2, localizado a una frecuencia un poco mayor a la nominal. De nueva cuenta, la potencia que generó la unidad A fué dejada de generar por la Unidad B debido a su estatismo, permaneciendo la potencia total constante.

De modo similar se desplazarán las características de las máquinas al ajustar sus cambiadores de velocidad en forma combinada hasta obtener el valor deseado de potencia a generar por cada unidad. El punto 4 corresponde al estado final de operación, en el cuál la máquina A ha llegado a la generación G_{AF} y la máquina B a la generación G_{BF} , manteniendose constante la potencia total y a la frecuencia nominal del sistema.

BIBLIOGRAFIA

- 1.- ELECTRICAL TRANSMISSION AND DISTRIBUTION by Central Station Engineers of the Westinghouse Electric Corporation. East Pittsburgh, Pennsylvania.
- 2.- THE CAPABILITY OF ALTERNATORS. R. W. Bruck H. K. -- Messerle, Proceedings Institutions Electrical Engineers 102-A.
- 3.- ADVANCED ELECTRICAL POWER AND MACHINES C. S. Brosan J. T. Hayden, Sir Issac Pitman.
- 4.- I. E. E. E. TRANSACTIONS ON POWER APPARATUS AND SYSTEMS, No. 11 november 1969.
- 5.- A.I.E.E. TEST CODE FOR SYNCHRONOUS MACHINES. Publicación No. 503, june 1945.
- 6.- EXPERIMENTOS CON EQUIPO ELECTRICO, Wildi y De Vito. Editorial Limusa, México 1975.
- 7.- MAQUINAS ELECTRICAS Thaler y Wilcox.
- 8.- MAQUINAS ELECTRICAS, Segunda parte Carlos Luca M. - Representaciones y Servicios de Ingeniería, México-1974.
- 9.- MAQUINAS ELECTROMECAÑICAS Y ELECTROMAGNETICAS, Leopold W. Matsch. Representaciones y Servicios de Ingeniería, México 1974.
- 10.- REDES ELECTRICAS. Jacinto Viqueira Landa. Representaciones y Servicios de Ingeniería, México 1973. (Volumen II).
- 11.- LAS LINEAS Y CIRCUITOS ELECTRICOS. Ernest W. Dicker. McGraw-Hill