Escuela Politécnica Nacional

El Alternador Sincronico

Tesis previa a la obtención del Título de Ingeniero en la especialización de Electrotecnia de la Escuela Politécnica Nacional.

MANUEL G. CONDE F.

Quito - Ecuador

1.960

CONTENIDO

TABLA DE SIMBOLOS . . . . . .

CAPITULO 1 CARACTERISTICAS GENERALES DE CONSTRUCCION . . . 1

Art. 1-01. Tipos y Construcción de Alternadores 1
1-02. Construcción de la Armadura 3
1-03. Aislamiento de la Armadura 3
1-04. Construcción y Aislación del Sistema de Campo. . 5
1-05. Ventilación 6

CAPITULO 2 NORMAS RECOMENDADAS PARA ALTERNADORES. 8

Art. 2-01. Clasificaciones Normalizadas 8
2-02. Eficiencias Normalizadas 11
2-03. Características de Manufactura Normalizadas. . . 14

CAPITULO 3 FACTORES RELACIONADOS CON F.E.M. DEL ALTERNADOR 16

Art. 3-01. Ecuación de la Fuerza Electro Motriz 16
3-02. Distribución del Flujo 17
3-03. Bobinado de Paso Fraccional 17
3-04. Factor de Tiro 18
3-05. Distribución de Bobinas. 19
3-06. Efecto de la Distribución en las Armónicas . . . 21
3-07. Factor de Forma. 22

CAPITULO 4 DEVANADOS DE ARMADURA 24

Art. 4-01. Clasificación Teórica de los Devanados del Inducido 24
4-02. Clasificación Práctica de los Devanados del Inducido 24
4-03. Bobinados de Paso Fraccional 26
4-04. Bobinados de Ranurado Fraccional 26
4-05. Conexiones Y i 27

CAPITULO 5 FACTORES QUE INTERVIENEN EN LA REGULACION . . . 29

Art. 5-01. Causas del Voltaje de Regulación 29
5-02. Resistencia Efectiva 30
5-03. Reactancia de Dispersión de Armadura 30
5-04. Componentes de Reactancia de Armadura. 31
5-05. Reacción de Armadura 32
5-06. Flujo de Dispersión del Polo 34

CAPITULO 6 REGULACION A PARTIR DE PRUEBAS SIN CARGA 35

Art. 6-01. Métodos para determinar la Regulación 35
6-02. Método de la Impedancia Sincrónica. 35
6-03. Método del Instituto Americano de Ingenieros Electricistas 39
6-04. Método de la Fuerza Magneto Motriz 42
6-05. Comparación de los Métodos: General, de la Impedancia Sincrónica o de la F.M.M.,y de la FMM. 46
6-06. Método de la Asociación Americana de Normas y Patrones 46
6-07. Discusión de los Métodos para determinar la Regulación 47a

CAPITULO 7 CALCULO DE LA REACTANCIA Y REACCION DE ARMADURA 48

Art. 7-01. Cálculo de la Resistencia 48
7-02. Reacción de Armadura 49
7-03. Método de la Curva Escalonada 50
7-04. Método basado en las Series de Fourier. 53
7-05. Reacción de Armadura en un Alternador Monofásico. 54
7-06. Método Monofásico Ampliado a Máquinas Polifásicas 55
7-07. Reactancia de Dispersión 58
7-08. Reactancia de las Conexiones de los Extremos . . 60
7-09. Cálculo de la Reactancia de Dispersión de Armadura61

CAPITULO 8 ANALISIS DE LAS DOS REACCIONES 62

Art. 8-01. Análisis de las dos Reacciones de Blondel 62
8-02. Diagrama de Fasores,Modificado 70
8-03. Reactancias Sincrónicas del Eje Directo y del Eje en Cuadratura 72
8-04. Construcción del Diagrama de las dos Reacciones , partiendo de datos de Prueba. 74

CAPITULO 9 CONDICIONES TRANSITORIAS 76

Art. 9-01. Causas de los Estados Transitorios. 76
9-02. Concepto de las Líneas de Fuerza Constantes . . . 76
9-03. Corto-circuito Repentino a los Bornes de un Alternador Trifásico 76
9-04. Reactancias Transitoria y Subtransitoria. 78
9-05. Variación de la Corriente durante un corto-circuito simétrico intempestivo 80

CAPITULO 10 EFICIENCIA 82

Art. 10-01. Eficiencia 82
10-02. Pérdidas 83
10-03. Exposición y Consideración a ciertas Pérdidas . 84
10-04. Medida de las Pérdidas por el Uso de un Motor . 86
10-05. Método de Retardación para determinar las Pérdidas 87
10-06. Eficiencia calculada de un Alternador Sincrónico 89

TABLA DE SIMBOLOS

a	Sección transversal, número de caminos paralelos en la armadura.
A	Amplitud de f.m.m. de armadura
A_1	Amplitud de la onda fundamental de f.m.m.
b	Densidad de flujo, arco polar.
B	Densidad de flujo
B_m	Máxima densidad de flujo
c_a	Corriente alterna
c_c	Corto-circuito
c_d	Corriente continua
d,D	Diámetro
e	F.ems. instantáneas
E	F.e.m. efectiva
E_m	Valor máximo de f.e.m.
E_0	F.e.m. del alternador sin carga
f	Frecuencia
F	Excitación de campo
F_R	Excitación resultante neta
i	Corriente instantánea
I_a	Corriente de armadura
I_d	Componente de la corriente de armadura del eje directo.
I_q	Componente de la corriente de armadura del eje en cuadratura.
k	Constante
k_d	Factor de distribución del devanado.
k_p	Factor de tiro del devanado
k_s	Constante de ranura
l	Longitud
L	Inductancia
m	Número de fases
n	R.p.m.
N	Número de espiras en serie
N_p	Número de espiras por polo por fase.
p	Número de polos
P	Potencia
P_c	Pérdida del núcleo a circuito abierto.
P_{f+w}	Pérdida por fricción y rozamiento del aire.
P_v	Pérdida por ventilación
P_s	Pérdidas extrañas de carga
q	Ranuras por polo por fase
R	Resistencia a c_d
R_e	Resistencia efectiva
t	Tiempo en segundos
v	Valor instantáneo de voltaje impreso, velocidad.
V	Valor efectivo del voltaje impreso.
W	Trabajo o energía, peso.
x	Reactancia
X	Reactancia
X_d	Reactancia del eje directo
X_D	Reactancia del bobinado amortiguador.
X_f	Reactancia del bobinado de campo.

X_l Reactancia de dispersión de armadura.

X_{fin} Reactancia de dispersión de los extremos de las conexiones.

X_s Reactancia sincrónica

X_q Reactancia del eje en cuadratura

X'_d Reactancia transitoria del eje directo,
componente de la reactancia sobre el eje directo.

X'_c Componente de la reactancia sobre el eje en cuadratura.

X''_d Reactancia subtransitoria del eje directo.

Z Impedancia,
número de conductores de armadura.

Z_l Impedanciad de dispersión de armadura.

Z_s Impedancia sincrónica

α Angulo,
aceleración angular.

δ Longitud del entre-hierro

λ Angulo entre ranuras, en grados eléctricos.

σ Factor de dispersión

τ Tiro o paso polar

ϕ Valores instantáneos de flujo,
flujo por polo.

φ Angulo de desfasamiento de la corriente al voltaje,
ángulo de fase.

ϕ_m Valor máximo del flujo alternativo.

ψ Relación del arco polar al paso polar.

ω Velocidad angular

Siglas de Entidades Técnicas:

A.I.E.E. Instituto Americano de Ingenieros Electricistas
(American Institute of Electrical Engineers)

A.S.A. Asociación Americana de Normas y Patrones
(American Standards Association)

N.E.M.A. Asociación Nacional de Constructores de Material Eléctrico
(National Electrical Manufactorers Association)

ALTERNADORES SINCRONICOS

CAPITULO 1

CARACTERISTICAS GENERALES DE CONSTRUCCION

Tipos y construcción de Alternadores. Construcción de la Armadura. Aislamiento de la Armadura. Construcción y aislación del sistema de campo. Ventilación.

1-01.- TIPOS Y CONSTRUCCION DE ALTERNADORES.-

Un generador de c-d del tipo usual,que tiene armadura de bobinado cerrado,puede ser dispuesto para servir como un generador de c-a si está previsto con anillos colectores convenientemente conectados a las bobinas. Por ejemplo,si la armadura es de bobinado imbricado,la máquina servirá como un generador monofásico teniendo dos anillos deslizantes, uno de los cuales está conectado a todos los puntos del bobinado que estén espaciados 360° eléctricos,y el otro similarmente conectado a los puntos medios del primer conjunto;además,añadiendo dos anillos deslizantes adicionales,similarmente conectados a puntos intermedios entre aquellos a los cuales se conectaron los primeros anillos,se establece una cuarta fase(o dos fases). En la misma forma,la máquina generará c-a trifásica si está provista de tres anillos y conectados a puntos del bobinado que estén separados entre sí 120° eléctricos.

Un ejemplo de este tipo de máquina de c-d,pero usado como motor, se encuentra en los convertidores sincrónicos;en general,sin embargo, los generadores de c-a,tanto como los motores sincrónicos,son excitados separadamente y son del tipo de campo rotativo. Las ventajas de este tipo de construcción son las siguientes:

a) Permite rigidez mecánica de las bobinas de armadura y mejor aislación que la que se obtendría en una máquina de armadura rotativa. Las bobinas y aislantes no están sujetas a fuerzas centrífugas y están menos expuestas a vibraciones mecánicas.

b) El alto voltaje(13.200 v. y en algunos casos tan alto como 33.000 v.) generado en el bobinado de armadura no necesita ser llevado al circuito externo a través de anillos colectores y contactos deslizantes. Solamente los bajos voltajes (125 v. ó 250 v.) necesarios para la excitación se alimentan por medio de anillos colectores para el campo rotativo. Tales máquinas se llaman Alternadores Sincrónicos,debido a la relación fija de su velocidad y frecuencia determinada por la ecuación $f = p.n./120$.

Una completa distinción entre máquinas sincrónicas y las del tipo de c-d,es aquella relativa al bobinado de armadura;en alternadores trifásicos,por ejemplo,la conexión estrella (Y) es prácticamente universal.

Los alternadores del tipo de campo-giratorio se clasifican en dos clases de acuerdo a la posición de su eje: en verticales y horizontales. Los alternadores del tipo vertical se usan principalmente en conexión con turbinas hidráulicas. En la Fig.1-1 se ilustra un alternador de este tipo.

Haciendo referencia a los equipos termo-eléctricos, inicialmente se construyeron algunos turbo-alternadores tipo Curtis con eje vertical y con el generador sobre la máquina motriz, pero este tipo de construcción ha sido superada por la de tipo horizontal; un esquema de esta clasificación de alternadores se indica en la Fig.1-2, que representa un alternador movido por una máquina diesel de baja velocidad. La superioridad del tipo horizontal, tratándose de equipos termo-eléctricos, se debe al desarrollo de las turbinas de vapor, que se construyen para altas velocidades.

El alternador del tipo inductor está ilustrado en la Fig.1-3. Su característica distintiva es que los bobinados de armadura y de campo pueden ser estacionarios, no requiriendo por lo tanto contactos deslizantes. La variación de las líneas de flujo con respecto a las bobinas de armadura, se debe a la rotación de dos equipos de zapatas laminadas (polos). De la figura se ve que la polaridad de las zapatas no cambia, siendo el un lado permanentemente de polaridad Norte y el otro de polaridad Sur. A causa de este hecho, cada bobina de armadura está sujeta a un flujo que varía de un valor máximo a un mínimo, pero no a la inversa.

Las objeciones a este tipo de alternador se originan en que el flujo entre zapatas inductoras adyacentes de la misma polaridad poseen un valor mínimo que está muy lejos del valor ideal cero, a más de incrementarse con el aumento de excitación; a ello sigue que las bobinas de armadura situadas entre las zapatas polares, que para mejores resultados no deben tener f.e.m. inducidas, son actualmente cortadas por un flujo el cual genera una f.e.m. directamente opuesta al flujo de corriente. Este efecto trae cómo consecuencia mala regulación de voltaje, razón por la cual este tipo de máquinas no se usa mayormente en sistemas para generación y distribución de energía. Pero encuentra aplicación útil en conexión con dispositivos de calefacción por inducción (hornos eléctricos de inducción), que requieren el uso de frecuencias mucho más altas que aquéllas de 25, 50 y 60 ciclos usadas en sistemas de transmisión y distribución de energía.

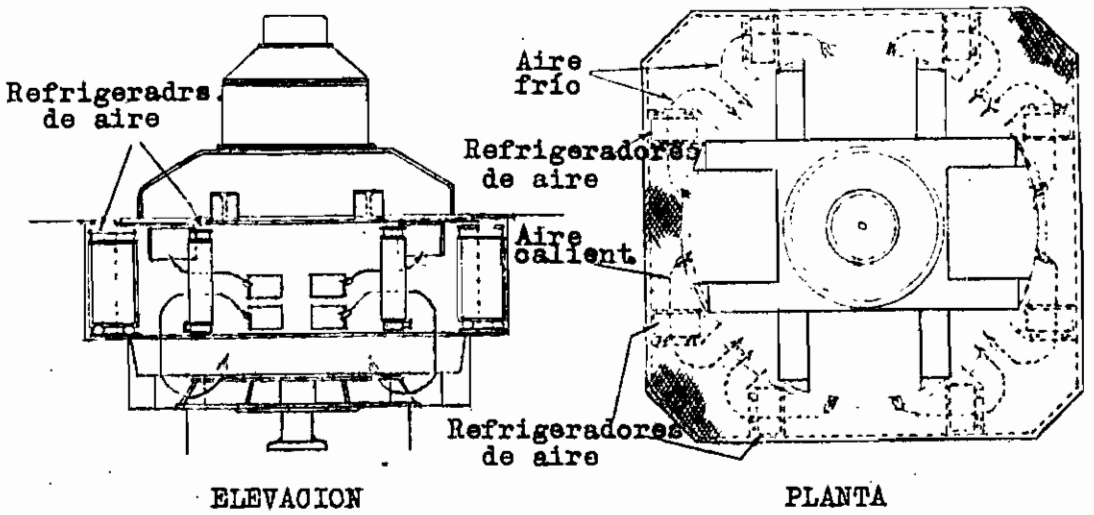


Fig. 1-1. Disposición esquemática del sistema de enfriamiento de aire cerrado de un Alternador Tipo - Vertical.

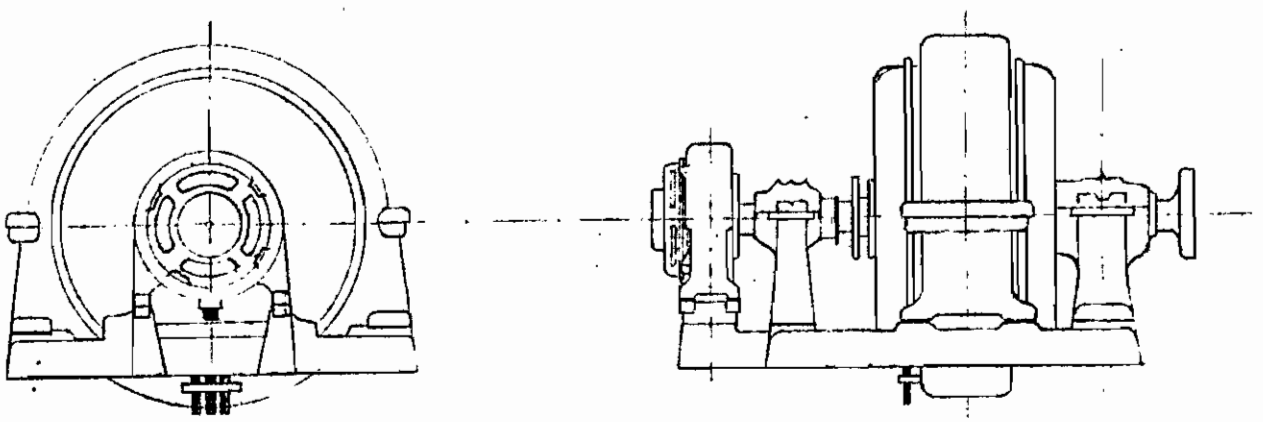


Fig. 1-2. Alternador del Tipo - Horizontal.

1-02. CONSTRUCCION DE LA ARMADURA.-

La armadura estacionaria de los alternadores puede considerarse hecha de dos partes:

a) Yugo de la armadura o armazón de soporte. Es usualmente de hierro fundido o estructura de acero soldada.

b) El núcleo de la armadura. Es construido de láminas de acero punzonadas de alrededor de 0.014" de espesor, las cuales son rigidamente ensambladas(en cola de Milan) al yugo. Los bordes interiores de las láminas son entallados para recibir el bobinado de armadura. Estas láminas punzonadas frecuentemente tienen una serie de orificios a través de los cuales se forma un acceso axial para el flujo de aire de refrigeración; además se localizan espacios entre pilas de láminas para proveer ductos de ventilación radial.

1-03. AISLAMIENTO DE ARMADURA.-

Los requerimientos a encontrarse en la selección y disposición de los materiales aislantes están estrechamente relacionados a las condiciones térmicas de la máquina; por tanto no es posible considerar estas dos características independientemente. Para cada clase de material orgánico usado para propósitos de aislación, existe una limitación de temperatura más allá de la cual se deterioran rapidamente los equipos, así que en las condiciones generales, el máximo aumento de temperatura determina el material a usarse. El aislante debe tener suficiente poder dieléctrico y resistencia mecánica tales que soporten las fuerzas eléctricas y esfuerzos y vibraciones mecánicas a las que está sujeto.

La A. I. E. E. y la A. S. A. han establecido límites precisos de temperaturas máximas de funcionamiento permitidas para varios tipos de materiales aislantes. Estos valores límites de temperatura se indican en la Tabla # 1; basándose en las tolerancias "convencionales" admitidas por la Norma 1 de la A. I. E. E.; que comprende sólamente los principios generales de mediciones de temperaturas.

En las máquinas sincrónicas se usan, generalmente, materiales aislantes de la clase A o de la clase B, ya separadamente o combinándolos. La clase A se usa generalmente, pero no necesariamente, en las máquinas pequeñas de baja tensión, mientras que la clase B o combinaciones de materiales de la clase A y de la clase B se usan en máquinas de mayor potencia y tensión. Los materiales de la clase B se emplean casi universalmente en los grandes generadores, a causa de su aptitud para resistir tensiones eléctricas y el efecto corona.

TABLA 1. Clasificación de los aislantes según las temperaturas límites (norma 1 de la A.I.E.E.)

Clase	Clasificación de los materiales.	Temperaturas límites en ºC para aparatos industriales		
		Termómetro	Detectores ocluídos	Punto más caliente
O Materiales orgánicos no tratados.	Telas de algodón, seda, lino, sin tratar. Papel, fibra, madera, etc.. sin tratar.	75	85	90
A Materiales orgánicos tratados o impregnados.	Telas impregnadas de aceite, barniz, cera o compuestos impregnantes, o láminas de algodón, seda, lino, papel, fibra de madera, aceite, barniz, baquelita, compuestos orgánicos de relleno.	90	100	105
B Materiales inorgánicos tratados o impregnados.	Amianto, fibra de vidrio, cinta de micanita, capas de óxido, rellenos inorgánicos, placas de amianto.	110	120	130
H Silicones (o materiales equivalentes).	1. Mica, amianto, fibra de vidrio y materiales orgánicos similares reforzados con substancias aglutinantes de compuestos de silicones. 2. Compuestos de siliconas, en forma de goma o resinosa.			150-225 aprox.
C Incombustible irefractario.	Bloques de mica, vidrio, cerámica, pizarra, amianto, aglutinantes vítreos, etc..	Sin límites		

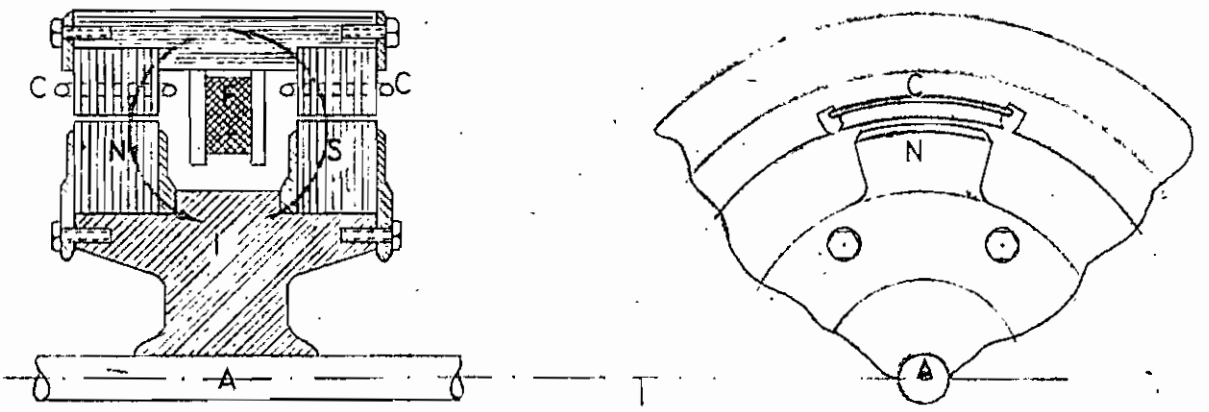


Fig. 1-3. Corte parcial de un Alternado Tipo - Inductor.

F = Devanado de campo.
C = Bobinas de Armadura.
NIS = Inductor.
A = Eje.

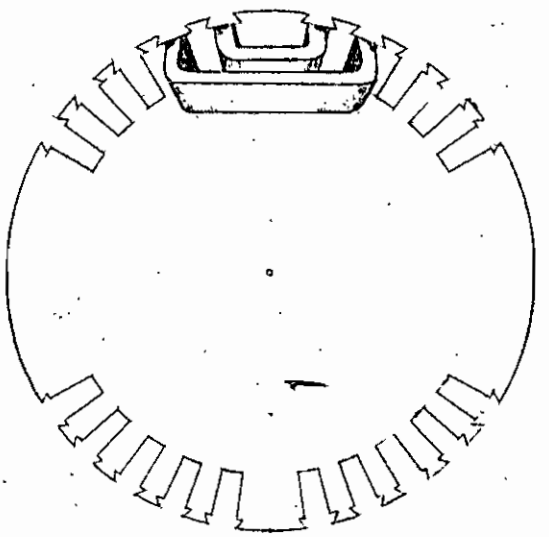


Fig. 1-4. Lámina de un Rotor bi-polar de ranurado radial.

1-04. CONSTRUCCION Y AISLACION DEL SISTEMA DE CAMPO.-

El campo rotativo o rotor del alternador comprende dos tipos de construcción: (1) con polos salientes para máquinas de velocidades baja y moderada, y (2) con polos no salientes.

1.- Los polos salientes son construidos a veces de piezas sólidas, o estampadas (troqueladas), ensamblando a la araña central a través de la cual sobresale el eje. En algunos casos el eje es forjado integramente con la araña.

2.- La construcción del campo con polos no salientes envuelve tres tipos distintos:

a) El campo cilíndrico es de acero sólido, ranurado para recibir las bobinas de campo. Si el campo no es tan largo, la porción central del campo y el eje forman una sola pieza. En la construcción de grandes campos se usan tres piezas, el cilindro central y los dos ejes terminales con rodetes, los cuales se empalman al cilindro por medio de pernos. Esto consecuentemente reduce el tamaño y costo de las piezas; además son menos probables las rajaduras en el material y más fácilmente descubiertas en caso se sucedan.

b) El campo se construye de placas de acero, aproximadamente de 2" de espesor que se empalman juntas. Esta construcción también usa un eje formado de dos piezas, empalmadas al final de las placas.

c) El eje es forjado y pasa completamente a través del centro del cilindro de campo, el cual es construído de placas de acero punzonadas enchavetadas al eje.

El campo se construye para 125 ó 250 voltios; por tal razón la resistencia dieléctrica del aislamiento usado no es tan importante como la resistencia mecánica y propiedades resistentes al calor.

La Fig. 1-4 es en parte una sección transversal de un rotor bipolar, pero con adición de un sketch del fin de las espiras de dos de las bobinas del bobinado de excitación, las cuales a causa de su disposición, generan una f.m.m. a escalones, distribución apoximada de la forma sinusoidal deseada. La importancia de esta consideración depende sobre el hecho que la forma de onda de la f.e.m de un generador de c-a debería estar de acuerdo tan estrechamente como sea posible a la curva sinusoidal, ya que la ausencia de armónicas reduce la posibilidad de complicaciones indeseables en el proceder de los aparatos conectados y a causa de la gran simplicidad con que necesitan ser hechos los cálculos. Además los stándars A.I.E.E. recomienda que el Factor de Desviación de la onda de voltaje de una máquina sincrónica en circuito abierto no excederá de 10%.

Los extremos libres de las bobinas de excitación deben ser rigidamente soportadas por anillos de acero o bronce de alta calidad, no solamente debido a las grandes fuerzas centrífugas por la alta velocidad de rotación, sino también a causa de las grandes fuerzas a las cuales están sujetas las bobinas en caso de corto-circuitos repenti-

nos en el circuito suministrado por el alternador. El efecto de tales corto-circuitos, en adición a las corrientes transitorias de gran magnitud en la armadura, inducen en el bobinado de campo corrientes y voltajes transitorios unidireccionales que pueden ser muchas veces más grandes que los valores normales. El voltaje transitorio, debido a esta causa, en general estará dentro de los límites puntualizados de la aislación.

1-05. VENTILACION.-

En el caso de generadores acoplados a turbinas hidráulicas, o alternadores movidos por máquinas de baja o media velocidad, caracterizados por gran diámetro y pequeña longitud axial, no hay dificultad en proveer ventilación suficiente para mantener la temperatura de operación dentro de valores seguros. En adición a las grandes áreas, ventajosas para radiación directa, la acción de ventilador del campo rotativo puede ser incrementada (a expensas de aumentar las pérdidas por fricción) por la provisión de aletas de ventilador alrededor de la periferia. Si la longitud axial del núcleo es pequeña, el calor desarrollado en la porción del bobinado de armadura será conducido a los extremos del bobinado y de allí disipado si la acción de ventilador es suficiente; sin embargo es necesario subdividir el núcleo proveyendo ductos de ventilación a intervalos de alrededor de 3" para permitir que el flujo de aire radiante de enfriamiento circule a través del núcleo.

Los alternadores de rotor cilíndrico, de alta velocidad y de gran capacidad, requieren de ventilación forzada. A causa de su diseño compacto, debe disiparse una gran cantidad de energía calórica de una pequeña área. La cantidad de calor a disiparse por ventilación forzada, depende de la superficie expuesta a enfriamiento, el volúmen de aire que pasa a través de la máquina, y la diferencia de temperatura entre el aire de enfriamiento y la superficie a refrigerar. Volúmenes de aire de 100.000 pies cúbicos por minuto son muy comunes en máquinas de este tipo; esta cantidad de aire es forzada a través de ductos de ventilación. Por esta razón todo turbo-alternador así enfriado es totalmente cerrado y tiene un sistema de ventilación para circulación de aire. - El requerimiento es: 100 pies cúbicos por minuto por Kilowatio de pérdida, cuando el aire que sale es 19°C más caliente que el aire que entra.-

El Hidrógeno ofrece algunas ventajas como medio de refrigeración, principalmente a causa de su calor específico que es alrededor de 14,5 veces mayor que el del aire y su conductividad

térmica es de 7 veces más grande;las pérdidas por rozamiento en el Hidrógeno es aproximadamente 1/10 de aquella en el aire. Des de que el problema de diseño de grandes generadores involucra dificultades en el transporte de calor,el Hidrógeno ofrece la o portunidad de un medio refrigerante mejor que el aire,el cual es menos denso y por esta razón circula con menos pérdidas por rozamiento;el incremento de conductividad del Hidrógeno asegura una transferencia de más unidades de calor para una gradiente de temperatura dada,por ello permite más efectiva disipación de calor. Para prevenir una mezcla explosiva de aire e Hidrógeno en el interior de la máquina,el Hidrógeno se mantiene a una poca diferencia de presión que la atmosférica;además de usar sellos especiales de caucho entre eje y carcaza.

CAPITULO 2

Normas recomendadas para Alternadores

Clasificaciones normalizadas. Eficiencias normalizadas. Caracte - rísticas normalizadas de manufactura.

Exclusivo para generadores-sincrónicos directamente acoplados a las turbinas o por medio de engranajes, generadores-sincrónicos monofásicos, y generadores-sincrónicos de inducción.

2-01. CLASIFICACIONES NORMALIZADAS.-

01.- Bases de la Clasificación.- Los generadores-sincrónicos deberán ser especificados sobre una base de servicio continuo y la capacidad nominal será expresada en Kilovolt-amperes disponibles a los terminales, a un factor de potencia de la máquina de 80% atrasado. Los Kilowatts correspondientes también deberán ser establecidos.

02.- Kilowatts nominales stándards.- Las capacidades nominales de los generadores-sincrónicos para 60 - 50 y 25 ciclos, a un factor de potencia de la máquina de 80% atrasado, deberán ser:

Capacidades Nominales a Factor de Potencia de 80% Atrasado

KVA	KW	KVA	KW	KVA	KW
1,25	1	156	125	1.875	1.500
2,50	2	187	150	2.188	1.750
3,75	3	210	175	2.500	2.000
6,25	5	250	200	2.812	2.250
9,40	7,5	312	250	3.125	2.500
12,50	10	375	300	3.750	3.000
18,70	15	438	350	4.375	3.500
25,00	20	500	400	5.000	4.000
31,30	25	625	500	5.625	4.500
37,50	30	750	600	6.250	5.000
50,00	40	875	700	7.500	6.000
62,50	50	1.000	800	8.750	7.000
75,00	60	1.125	900	10.000	8.000
93,80	75	1.250	1.000	12.500	10.000
125,00	100	1.563	1.250	15.625	12.500

03.- Voltajes Nominales.- Los voltajes Nominales stándards para generadores-sincrónicos deben ser:

120	
120/208 Y	4.800;5.000"
240	6.900
480	11.500+
600	12,500+
2.400; 2.500"	13.800
2.400/4.160 Y ; 2.500/4.330 Y"	14.400

" Los voltajes Nominales 2.500-, 2.500/4.330 Y y 5.000 vol. son frecuentemente deseables para servir sistemas de distribución de 2.400-, 2.400/4.160 Y y 4.800 vol..

+ Estos voltajes se usan en sistemas establecidos,pero no se deben preferir para nuevos diseños.

Nota: Estos voltajes no se aplican a todos los KVA Nominales stándar.

04.- Frecuencias.- Las frecuencias stándard serán de 25, 50 y 60 ciclos por segundo.

05.- Velocidades de rotación stándard.- Las velocidades stándard para generadores-sincrónicos de factor de potencia 80% atrasado y frecuencias de 50 y 60 ciclos,deben ser:

No. de Polos	60 ciclos	50 ciclos
4	1.800	1.500
6	1.200	1.000
8	900	750
10	720	600
12	600	500
14	514	429
16	450	375
18	400	333
20	360	300
22	327	273

06.- Voltajes de excitación.- Los voltajes stándard de excitación para los bobinados de campo de máquinas sincrónicas,deben ser: 62,5; 125; 250; 375; y 500 voltios de c-d.

Nota: Esto no se aplica cuando la excitación principal es prevista como parte integral de la máquina.

07.- Kilowatts Nominales de las excitatrices para generadores-sincrónicos de Factor de Potencia 80%.- Cuando los generadores-sincrónicos están provistos con excitatrices individuales, éstas deben tener los Kilowatts Nominales que se encuentran en las tablas siguientes:

TABLA 2. Capacidades Nominales en Kilowatts de excitatrices para generadores-sincrónicos, de alta velocidad, Factor de Potencia 80% y 60 ciclos.

Generadores	Velocidad R.P.M.					
KW	1.800	1.200	900	720	600	514
25	0,5	1,0	1,5	1,5	1,5	1,5
30	0,75	1,0	1,5	2,0	2,0	2,0
40	0,75	1,5	1,5	2,0	2,0	3,0
50	1,0	1,5	1,5	2,0	2,0	3,0
60	1,0	1,5	2,0	2,0	3,0	3,0
75	1,0	2,0	2,0	3,0	3,0	3,0
100	1,5	2,0	3,0	5,0	5,0	5,0
125	1,5	2,0	3,0	5,0	5,0	5,0
150	2,0	3,0	3,0	5,0	5,0	5,0
175	2,0	3,0	3,0	5,0	5,0	5,0
200	3,0	3,0	3,0	5,0	5,0	5,0
250	3,0	5,0	5,0	5,0	7,5	7,5
300	3,0	5,0	5,0	5,0	7,5	7,5
350	3,0	5,0	5,0	7,5	7,5	7,5

TABLA 3. Capacidades Nominales en Kilowatts de excitatrices para generadores-sincrónicos, de baja velocidad, Factor de Potencia 80% y 60 ciclos.

Generadores	Velocidad R.P.M.						
KW	450	400	360	327	300	277	257
25	3	3	3	3	3	3	3
30	3	3	3	3	3	3	3
40	3	3	3	3	5	5	5
50	3	3	3	5	5	5	5
60	3	3	5	5	5	5	5
75	3	3	5	5	5	5	7,5
100	5	5	5	5	5	5	7,5
150	5	5	7,5	7,5	7,5	7,5	7,5
175	5	7,5	7,5	7,5	7,5	7,5	7,5
200	7,5	7,5	7,5	7,5	7,5	10,0	10,0
250	7,5	7,5	7,5	10,0	10,0	10,0	10,0
300	7,5	7,5	7,5	10,0	10,0	10,0	10,0
350	7,5	7,5	10,0	10,0	10,0	10,0	10,0

2-02. EFICIENCIAS NORMALIZADAS.-

08.- Elevación de temperaturas en generadores-sincrónicos de Capacidades Nominales Especificadas a 50°C y 80% de Factor de Potencia.- El incremento de temperatura, sobre la temperatura del medio refrigerante, para cada una de las partes de un generador-sincrónico cuando se realizen pruebas de acuerdo con su capacidad nominal, no deben exceder los valores dados a continuación:

Clase de aislación	A
Porcentaje de carga de la capacidad nominal	100
Tiempo de servicio	Continuo
Incremento de temperatura (el método empleado en la determinación de temperatura como se indica en cada caso. Ver Nota III)	
Bobinado de Armadura.	
a) Generadores hasta 1.500 KVA	
- Usando termómetro	50°C
- Usando resistencia	60°C
b) Generadores de más de 1.500 KVA	
- Usando detectores en el bobinado	60°C
Aislamiento del bobinado de campo	
a) Con aislación clase A	
- Usando termómetro	60°C
b) Con aislación clase B	
- Usando termómetro	70°C
Núcleos y partes mecánicas en contacto con o adyacentes a la aislación	
a) Para aislación clase A	
- Usando termómetro	50°C
b) Para aislación clase B	
- Usando termómetro	70°C
Anillos colectores	
a) Si se ha empleado en los anillos colectores o en partes adyacentes aislación clase A, y su vida estaría afectada por el calor de los anillos colectores.	
- Usando termómetro	65°C
b) Si se ha empleado en los anillos colectores o en partes adyacentes aislación clase B	
- Usando termómetro	85°C

Jaulas de ardilla, bobinados amortiguadores y otras partes (tales como porta-escobillas, escobillas y extremos de los polos, etc..), pueden llegar a tales temperaturas que no perturben a la máquina.

09.- Elevación de temperatura en generadores-sincrónicos de Capaci_ dades Nominales Especificadas a 40°C y 80% de Fator de Potencia.-

Clases de aislación	A	A
Porcentaje de carga de la capacidad nominal	100	125
Tiempo de servicio	Continuo	2 Hrs.
Incremento de temperatura(el método empleado en la determinación de temperatura como se indica en cada caso.Ver Nota II)		
Bobinado de Armadura		
a) Generadores hasta 1.500 KVA		
- Usando termómetro	40°C	55°C
- Usando resistencia	50°C	65°C
b) Generadores de más de 1.500 KVA		
- Usando detectores incluídos en el bobinado	50°C	65°C
Aislamiento del bobinado de campo		
a) Con aislación clase A		
- Usando resistencia	50°C	65°C
b) Con aislación clase B		
- Usando resistencia	70°C	85°C
Núcleos y partes mecánicas en contacto con o adyacentes a la aislación		
a) Para aislación clase A		
- Usando termómetro	40°C	55°C
b) Para aislación clase B		
- Usando termómetro	60°C	75°C
Anillos colectores		
a) Si se ha empleado en los anillos colectores o en partes adyacentes aislación clase A,y su vida estaría afectada por el calor de los ani - llos colectores.		
- Usando termómetro	65°C	65°C
b) Si se ha empleado en los anillos colectores o en partes adyacentes aisladión clase B		
- Usando termómetro	85°C	85°C

Jaulas de ardilla,bobinados amortiguadores y otras partes(tales como porta-escobillas,escobillas y extremos de los polos,etc..),pueden lle_ gar a temperaturas tales que no perturben a la máquina.

Nota I.- Ver tabla 1 para descripción de clases de aislantes.
Nota II.- Cuando se indican dos métodos de medición de temperatura,o cualquier temperatura dentro de estos límites,demuestra conformidad con el Stándard.

Nota III.- Todos los aumentos de temperatura se basan sobre altitudes que no excedan de 1.000 metros.

Nota IV.- Todos los incrementos de temperatura se basan sobre una temperatura ambiente de 40°C.

10.- Exijencias debidas a corto-circuitos.- Una máquina sincrónica debe ser capaz de mantener exitosamente durante un segundo un corto-circuitos de prueba: trifásicos, línea a línea, línea a tierra, o dos líneas a tierra, a sus terminales; cuando opere sin carga, velocidad nominal y 10% de sobrevoltaje. En casos distintos al corto-circuito trifásico, las corrientes del bobinado de la máquina serán limitadas por impedancias convenientes o por ajustes del campo a valores que no excedan aquellos de un cortocircuito trifásico.

11.- Relación de corto-circuito.- La relación de corto-circuito stándard para generadores-sincrónicos, de factor de potencia igual a 80%, y de más de 100 KW., no debe ser mayor que 0,8.

Nota.- La relación de corto-circuito, es la relación de la corriente de campo para voltaje nominal de armadura a circuito abierto y frecuencia nominal, a la corriente nominal de campo para la corriente de armadura a corto-circuito simétrico mantenido .

12.- Sobrecargas máximas momentáneas.- Los generadores sincrónicos deben ser capaces de soportar por un minuto una sobrecarga de 50% de la corriente normal con el campo establecido para la excitación de carga nominal.

Nota.- Se reconoce que el voltaje, factor de potencia y elevación de temperatura diferirá de los valores nominales cuando los generadores están sujetos a estas condiciones de sobrecarga.

13.- Máximo factor de Desviación.- El factor de desviación de la onda de voltaje de terminales a circuito abierto, de los generadores-sincrónicos no debe exceder del 10%, a menos se especifique otra cosa.

Nota.- El factor de desviación de una onda es la relación entre la diferencia máxima de las ordenadas de la onda y las correspondientes ordenadas de la onda sinusoidal equivalente, y la ordenada máxima de esta última, suponiendo que ambas ondas están superpuestas de tal forma que esta diferencia máxima se haga tan pequeña como sea posible.

14.- Variación de Voltaje.- Los generadores sincrónicos deben operar exitosamente a los KVA, frecuencia y factor de potencia nominales, a un voltaje no mayor que el 5% sobre o bajo del voltaje nominal, pero no necesariamente en concordancia con los stándard de eficiencia establecidos para operación a capacidad normal.

15.- Voltaje de Regulación.- El voltaje de regulación para generadores-sicrónicos con capacidades nominales mayores que 200 KW a cualquier velocidad,y para generadores-sincrónicos de menor capacidad nominal que 200 KW a 450 R.P.M. y menores,no debe exceder de los siguientes valores:

	Regulación en % para plena carga	
Factor de Potencia	Generador-50°C-	Generador-40°C-
0.8	40	34
0.9	35	30
1.0	25	20

16.- Factor de Potencia.- Los factores de potencia stándard para generadores-sincrónicos pueden ser 80% ó Unidad.

17.- Sobre-velocidades.-

a) Máquinas de polos salientes.- Los generadores-sincrónicos de polos salientes deben ser construídos de tal manera que puedan soportar una sobre-velocidad del 25% sin peligro mecánico.

b) Generadores acoplados a turbinas hidráulicas.- Los generadores deben ser construídos tal que puedan soportar,sin peligro mecánico,la máxima velocidad de fuga que pueda ser lograda por la unidad combinada.

c) Máquinas de rotor-cilíndrico.- Los generadores deben ser construídos tal que puedan soportar una sobre-velocidad de 20%,sin peligro mecánico.

18.- Operación en paralelo.- En la máquina están contenidos muchos de los factores que intervienen en la operación en paralelo de generadores;también imponen condiciones las caracterísiticas de los equipos conectados al sistema.

La responsabilidad,para la exitosa operación en paralelo,dependerá del constructor de la máquina. Deberá suministrar la máquina construída con los valores de potencia de sincronización Pr y el valor wk^2 del rotor.

2-03.- CARACTERISTICAS DE MANUFACTURA.-

19.- Placa del Fabricante.- La placa del fabricante que tenga la mínima información,estará provista de los items que se indican a continuación:

Item
Nombre del Fabricante,número de serie
o datos de Código e identificación conveniente
KVA nominales
Voltaje nominal
Dirección de rotación

R.P.M. a carga nominal
Amperes+
Frecuencia
Elevación de temperatura
Número de fases
Factor de potencia
Voltaje de excitación nominal
Corriente de excitación en Amperes.

+ Para máquinas refrigeradas con Hidrógeno, los valores deben darse para la presión especificada del Hidrógeno.

20.- Dirección de rotación.- Mirando desde el extremo del generador hacia la máquina motriz, la dirección de rotación stándard será la de las agujas del reloj.

Cuando dos o más máquinas son acopladas mecánicamente, este stándard no se aplica a todas las unidades.

CAPITULO 3

Factores relacionados con la fuerza Electro Motriz del Alternador

Ecuación de la Fuerza Electro Motriz. Distribución del Flujo. Bobinado de Paso Fraccional. Factor de Tiro. Distribución de Bobinas. Efecto de la Distribución en las Armónicas. Factor de Forma.

3-01. ECUACION DE LA FUERZA ELECTRO MOTRIZ.

El alternador ideal elemental de las Figs. 3-1 y 3-2 se asume que consiste de una bobina concentrada de N espiras rotando a velocidad uniforme de n_s-rps. en un campo magnético uniforme producido por los polos N y S. La suposición de un campo uniforme implica que la densidad de flujo a través de un plano diametral ab, es:

$$B_m = \phi / D.l \qquad (1)$$

donde ϕ = flujo total(en Webers)
D = diámetro de la bobina
l = longitud axial

Al instante que la bobina ocupa la posición definida por el ángulo O, Fig. 3-2, el flujo rodeado por la bobina es: $= \phi.\cos O$, y la correspondiente f.e.m. instantánea desarrollada es:

$$e = -N.\frac{d\varphi}{dt} = N\phi \operatorname{sen}\theta \frac{d\theta}{dt} \qquad (2)$$

Pero dO/dt es la velocidad angular de la bobina y puede expresarse: $w = 2\pi n_s$, y θ puede ser reemplazado por su valor equivalente wt, donde t es el tiempo contado desde el instante cuando la bobina estuvo en el plano ab. De aquí la ecuación (2) se convierte en:

$$e = 2\pi n_s N\phi \operatorname{sen} wt \qquad (3)$$

y los valores máximo y efectivo de esta f.e.m. son, respectivamente:

$$E_m = 2\pi n_s N\phi \qquad (4)$$

y,
$$E = \sqrt{2}\pi n_s N\phi \qquad (5)$$

Ya que la f.e.m. se induce por el movimiento relativo entre la bobina y el flujo, el resultado será el mismo si la bobina estuviera estacionaria y las piezas polares girando a su alrededor.

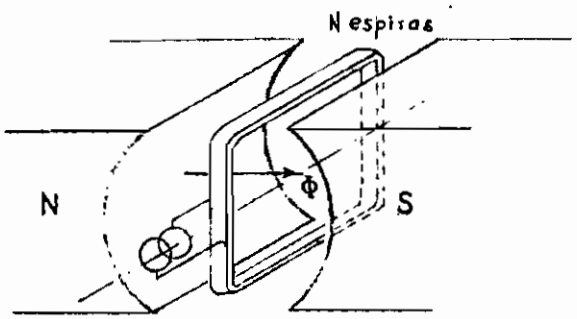


Fig. 3-1. Alternador elemental

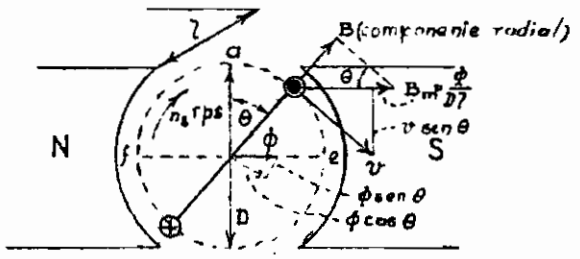
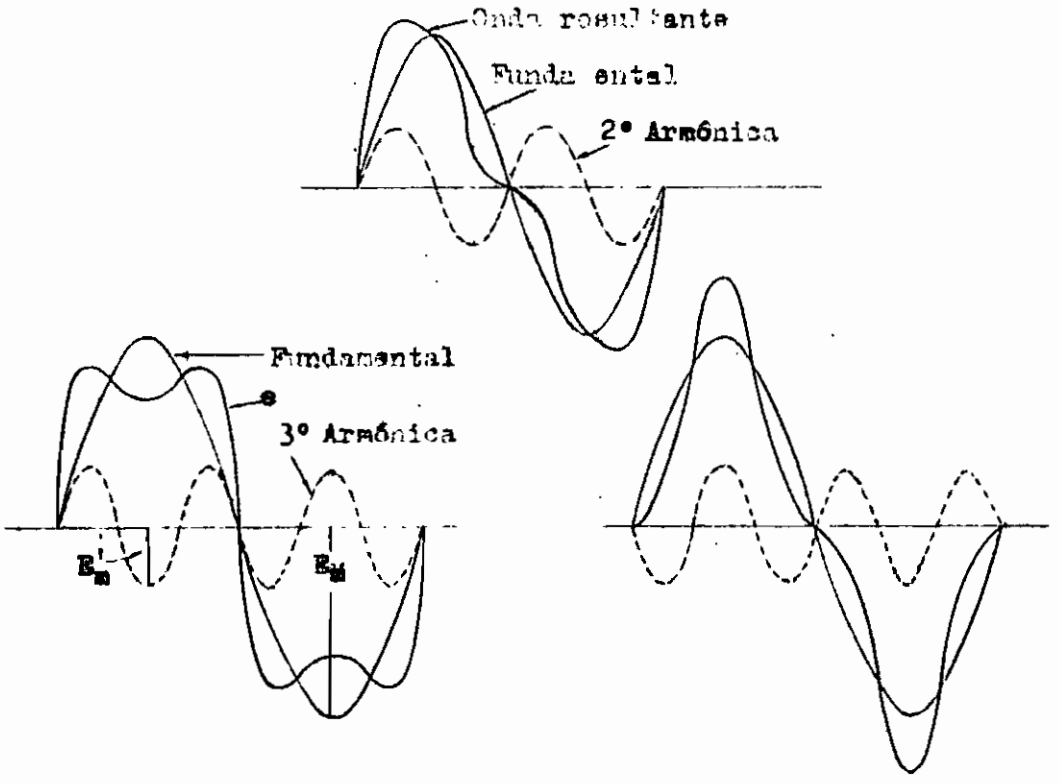


Fig. 3-2 Análisis del Alternador elemental.



$e = E_m . \operatorname{sen} 2\pi ft + E'_m . \operatorname{sen} 6\pi ft$

$e = E_m . \operatorname{sen} 2\pi ft + E'_m . \operatorname{sen}(6\pi ft + 180°)$

$e = E_m . \operatorname{sen} 2\pi ft - E'_m . \operatorname{sen} 6\pi ft$

Fig. 3-3- Formas de Ondas.

3-02. DISTRIBUCION DEL FLUJO.-

La ecuación (3) muestra que el voltaje inducido en un conductor tiene forma sinusoidal en el eje del tiempo, que está de acuerdo con la onda de densidad de flujo producida por el campo cuando la velocidad del rotor es constante. En máquinas de polos salientes, la forma de la cara del polo y la relación del arco polar al paso polar son los principales factores que determinan la distribución del flujo en el entre-hierro. Cualquier valor de onda periódica puede expresarse como una serie de ondas Seno y Coseno por el teorema de Fourier:

$$y = A.\text{sen } x + B.\cos x + A_2.\text{sen } 2x + B_2.\cos 2x + \ldots. \quad (6)$$

Los términos en coseno pueden reemplarse por términos en seno:

$$y = A'.\text{sen } x + A''\text{sen}(2x + \theta_2) + A'''.\text{sen}(3x + \theta_3) + A^{IV}.\text{sen}(4x + \theta_4) + \ldots \quad (7)$$

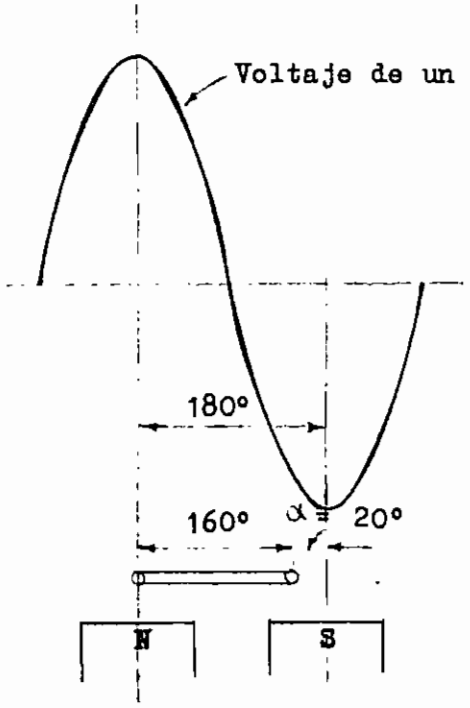
El primer término de la ecuación (7) se llama "fundamental" y los otros son llamados "armónicas". Así, $A''\text{sen}(2x + \theta_2)$ se llama segunda armónica, y así sucesivamente; la magnitud de estas armónicas decrecen con el incremento de su orden, por esta razón las armónicas más altas son de menor consecuencia.

El tipo de distorsión de onda causada por una segunda armónica se indica en la Fig. 3-3. De las curvas puede verse que el desplazamiento relativo de las armónicas es importante en la determinación de la forma final de onda. Un bobinado de campo convenientemente distribuido, es capaz de producir una onda tan aproximadamente sinusoidal que puede ser tratada como tal, con poco error.

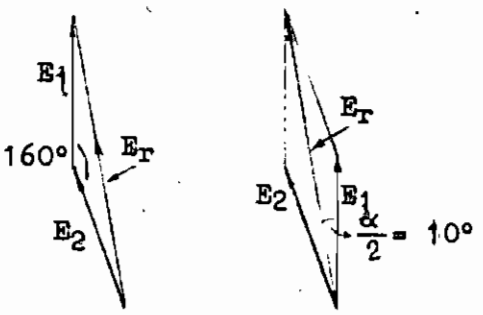
3-03. BOBINADO DE PASO FRACCIONAL.-

Paso polar, es la distancia entre las líneas centrales de los polos N y S, medido a lo largo de la circunferencia en la superficie de la armadura. Si los dos lados de una bobina de armadura están separados una distancia igual al paso polar, el bobinado de armadura es de tiro completo. Desde que el paso polar es siempre 180° eléctricos, el tiro de la bobina puede estar dado también en grados eléctricos o simplemente como una fracción del paso polar. Si el tiro de la bobina es menor que 180° eléctricos, el bobinado se llama de "paso fraccional", en este caso los voltajes generados en los dos lados de la bobina estarán fuera de fase. La Fig. 3-4a, ilustra una bobina de 160° eléctricos de paso; esto es 20° menos que el tiro completo.

Si E_1 y E_2 son, respectivamente, los valores efectivos generados en cada lado de la bobina, el voltaje resultante de la bobina es el vector diferencia de E_1 y E_2, formando un ángulo de 160°; o el vector suma de los dos vectores si se los considera formando un ángulo de 20°.



(a)



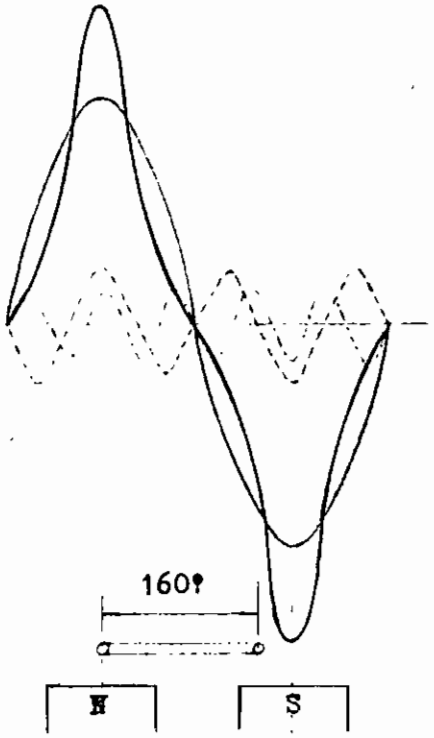
$e = E_m \cdot \operatorname{sen} wt$

$E_{ef.} = E_r/\sqrt{2}$

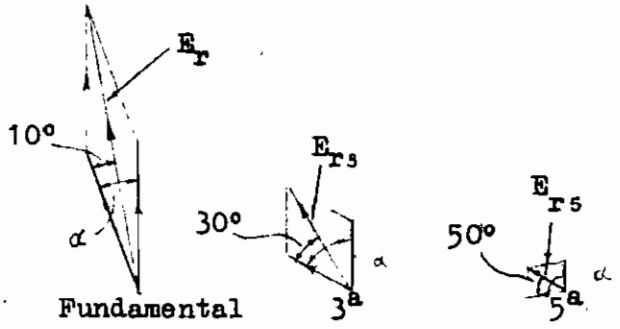
$e = E_m \cdot \operatorname{sen} wt - E'_m \cdot \operatorname{sen} 3wt + E''_m \cdot \operatorname{sen} 5wt$

$E_{eff.} = \sqrt{\dfrac{E_r + E_{r3} + E_{r5}}{2}}$

(e = voltaje de un conductor)



(b)



9ª

α = 20° para la fundamental
α = 180° para la 9ª armonc.
Er = cero para la 9ª armonc.

(c)

Fig. 3-4.

Se asume que la onda de flujo es equivalente a una onda fundamental, una 3ª y una 5ª armónicas. La Fig. 3-4b muestra el vector suma de la fundamenta, 3ª y 5ª armónicas en ambos lados de la bobina.

Una 9ª armónica no estaría presente en la onda de voltaje de la bobina anterior, a causa que los 20° de desplazamiento en la fundamental serían equivalentes a 180° de la 9ª armónica. Esto es, una 9ª armónica de voltaje, en un lado de la bobina se neutralizaría con la 9ª armónica en el otro lado de la bobina. Esto se muestra en la Fig. 3-4c.

3-04.- FACTOR DE TIRO.-

En un bobinado de paso completo los voltajes generados en los dos lados de la bobina se suman directamente. Un bobinado de paso fraccional da una adición vectorial que es siempre menor que la suma aritmética. Por tal razón debe introducirse un factor en la ecuación de la f.e.m., para tomar en cuenta la reducción en el voltaje resultante. Este se llama "factor de tiro".

Haciendo referencia a la Fig. 3-4a, el voltaje E_r, generado por los dos lados de la bobina, es el vector suma de E_1 y E_2. Ya que los valores efectivos de los dos voltajes son los mismos, tenemos:

$$E_1 + E_2 = 2E_1 \cos 10° \qquad (7)$$

$$E_r = 2E_1 \cos(\alpha/2) \qquad (8)$$

También puede escribirse:

$$E_r = 2E \operatorname{sen} \lambda(\alpha/2) \qquad (9)$$

donde λ = paso de la bobina/paso polar
α = diferencia entre paso polar y paso de la bobina en ° eléc.

El término $\lambda\pi/2$ es el factor de tiro, y se abrevia k_p. Este factor puede definirse como la relación del voltaje generado en un bobinado de tiro-fraccional el cual se generaría si el bobinado tendría paso completo, con igual número de espiras.

El tiro del bobinado no puede escogerse independientemente, sino que sus valores dependen del número de ranuras por polo. Así, si hay 6 ranuras por polo, el tiro solamente puede tener los valores tales como: 7/6, 6/6, 5/6, 4/6. Bobinados de más del tiro completo se usan rara vez. Los factores de tiro más comunes están indicados en la Tabla 4.

TABLA 4. Factores de Tiro, k_p (para la componente fundamental).

Ranuras por polo	2	3	4	6	8	9	10	12	Factor de Tiro
	1	1	1	1	1	1	1	1	1,000
								11/12	0,991
							9/10		0,988
						8/9			0,985
					7/8				0,981
				5/6				10/12	0,966
							8/10		0,951
λ						7/9			0,940
Relaciones posibles			3/4		6/8			9/12	0,923
de Tiro.							7/10		0,891
		2/3		4/6		6/9		8/12	0,866
					5/8				0,831
							6/10		0,809
								7/12	0,793
						5/9			0,766
	1/2		2/4	3/6	4/8		5/10	6/12	0,707

3-05.- DISTRIBUCION DE BOBINAS.-

Usualmente las bobinas de una fase de un alternador polifásico no se encuentran concentradas en una ranura bajo cada polo. Es práctica común localizar el bobinado de una fase en algunas ranuras bajo cada uno de los polos. En la Fig. 3-5b el paso polar se muestra por los 180° de tiro que comprende el espacio asignado para las tres fases. En este diagrama elemental hay tres ranuras por polo por fase. Si se usa un bobinado de tiro completo, una bobina ocupará las ranuras a-a'. La segunda bobina ocupará b-b'

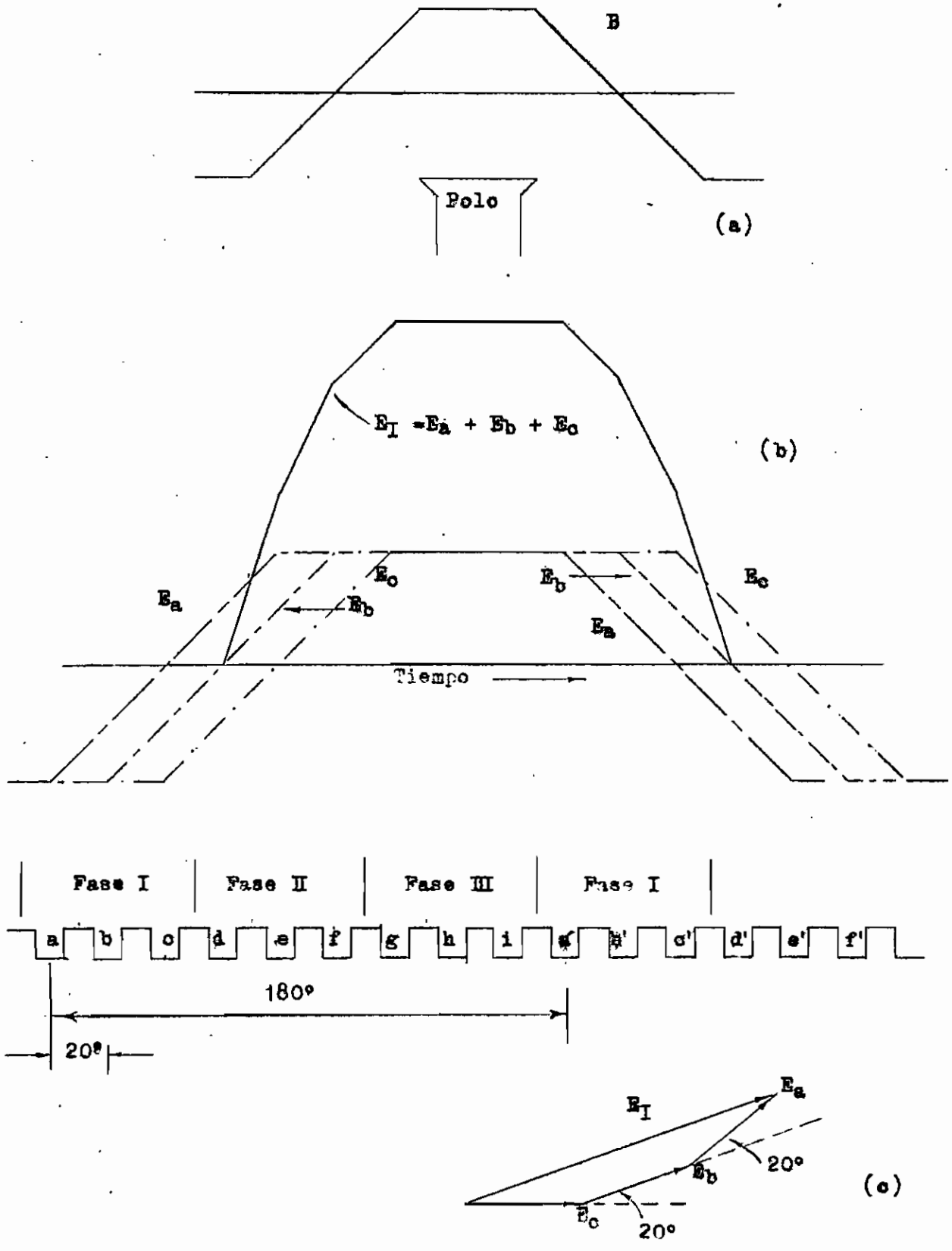


Fig. 3-5. (a) Forma de la onda de flujo
(b) Formas de los voltajes de bobina y de fase
(c) Suma de voltajes de bobina-componente fundamental-

y la tercera c-c', etc... Se supone que la onda de flujo producido por el polo tiene una densidad B, como se muestra en la Fig. 3-5a. Luego, cómo el polo se mueve de izquierda a derecha, se inducirá un voltaje Ea en la bobina a-a'. El voltaje Eb, inducido en la bobina b-b', tendrá la misma forma como Ea pero retrazada en el tiempo, en 20° eléctricos. Por haber 9 ranuras por polo, el ángulo de espacio entre ranuras es 20° eléctricos. Por la misma razón, Ec atrasará a Eb en 20° eléctricos.

Si las tres bobinas de la fase I se conectan en serie, el voltaje final de esta fase será:

$$E_I = Ea + Eb + Ec$$

El valor de la raíz cuadrada media de E_I es siempre menor que la suma aritmética de los valores efectivos(r.m.s.) de Ea, Eb y Ec.

Cualquier bobinado que tiene sus bobinas distribuídas en dos o más ranuras, tendrá un voltaje siempre menor que la suma aritmética de los voltajes en las bobinas individuales, esto se debe a una constante definida como Factor de distribución k_d.

Si los voltajes Ea, Eb y Ec fueran sinuscidales en lugar de trapezcidales, el factor de distribución se expresaría como:

$$k_d = \frac{E_I}{Ea + Eb + Ec} = \frac{\text{Suma vectorial } Ea+Eb+Ec}{\text{Suma aritmét. } Ea+Eb+Ec}$$

La suma vectorial puede determinarse por el uso de la construcción de la Fig. 3-5c

$$E_I = Ea+2Ea.\cos 20°$$

$$= 2,878Ea$$

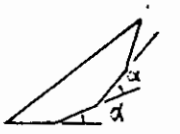
$$k_d = 2,878/3,00 = 0,960$$

Existen diferentes métodos para derivar el valor de k_d. Una de las formas más simples es admitir que el valor de un voltio se induce en cada lado de la bobina. Luego, si las ranuras son igualmente espaciadas, como es usual, la diferencia de fase α entre ranuras adyacentes es 180° dividido por las ranuras por fase.

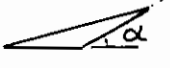
En los diagramas que se indican en la Tabla 5, el factor de distribución es:

k_d = Longitud de la resultante/Suma de las long. de las componentes.

TABLA Nº 5

Ranuras por polo	2	4	6	8	12
α.		45°	30°	$22\frac{1}{2}$°	15°
Ranuras por polo / fase	1	2	3	4	6
Diagrama Vectorial	→				
Fórmula	$\frac{1}{1}$	$\frac{2\cos 22\frac{1}{2}^\circ}{1+1}$	$\frac{1+2\cos 30^\circ}{1+1+1}$	$\frac{2\cos 11\frac{1}{2}^\circ + 2\cos 33\frac{3}{4}^\circ}{1+1+1+1}$	$\frac{2\cos 7\frac{1}{2}^\circ + 2\cos 22\frac{1}{2}^\circ + 2\cos 37\frac{1}{2}^\circ}{1+1+1+1+1+1}$
k_d =	1	0,924	0,911	0,906	0,903

$$k_d = \frac{\text{LONGITUD DE LA RESULTANTE}}{\text{SUMA DE LAS COMPONENTES}}$$

Ranuras por polo	3	6	9	12	
α.		30°	20°	15°	
Ranuras por polo / fase	1	2	3	4	
Diagrama Vectorial	→				
Fórmula	$\frac{1}{1}$	$\frac{2\cos 15^\circ}{1+1}$	$\frac{1+2\cos 20^\circ}{1+1+1}$	$\frac{2\cos 7\frac{1}{2}^\circ + 2\cos 22\frac{1}{2}^\circ}{1+1+1+1}$	
k_d =	1	0,966	0,960	0,958	

3-06.- EFECTO DE LA DISTRIBUCION EN LAS ARMONICAS.-

Si la distribución del flujo en el entre-hierro no es sinusoidal, las ondas de voltaje generadas en las bobinas de armadura y las varias partes de las ranuras, pueden ser analizadas usando sus componentes armónicas.

El resultado neto de la Distribución de bobinas en las fases de un alternador, son: reducción o eliminación de varias armónicas, reducción del voltaje efectivo, producción de una baja reactancia de dispersión para el bobinado, mejor distribución del calor desde las bobinas de armadura, y finalmente la forma de onda de un bobinado distribuído es más parecida a la onda sinusoidal como se demuestra en la Fig. 3-5a.

El efecto puede ser considerado numéricamente como sigue (utilizando la Fig. 3-5); la distribución del flujo en el entre-hierro contiene una 3ª y una 5ª armónicas, de tal manera el voltaje inducido en cada espeira de la armadura, sería:

$$e = E(\operatorname{sen} wt + \frac{1}{3} \operatorname{sen} 3wt + \frac{1}{5} \operatorname{sen} 5wt)$$

Suponiendo que el alternador tiene 8 espiras, por polo, por fase, y ellas están concentradas en un par de ranuras, el voltaje resultante es:

$$e = E(8 \operatorname{sen} wt + \frac{8}{3} \operatorname{sen} 3wt + \frac{8}{5} \operatorname{sen} 5wt)$$

Las magnitudes relativas de las ondas, son:

Fundamental	100%
3ª armónica	$33\frac{1}{3}$%
5ª armónica	20%

Si las 8 espiras están distribuídas en 4 ranuras por polo; son 12 ranuras por polo, ó 4 ranuras por polo, por fase. El desplazamiento angular entre cada ranura y la siguiente es 15° eléctricos.

Las ecuaciones para la f.e.m. de cada bobina, referida al centro de la franja de fase(2 bobinas por ranura), son:

$$e_1 = 2E \operatorname{sen}(wt-25,5°) + \frac{1}{3} \operatorname{sen} 3(wt-25,5°) + \frac{1}{5} \operatorname{sen} 5(wt-22,5°)$$

$$e_2 = 2E \operatorname{sen}(wt-7,5°) + \frac{1}{3} \operatorname{sen} 3(wt-7,5°) + \frac{1}{5} \operatorname{sen} 5(wt-7,5°)$$

$$e_3 = 2E \operatorname{sen}(wt+7,5°) + \frac{1}{3} \operatorname{sen} 3(wt+7,5°) + \frac{1}{5} \operatorname{sen} 5(wt+7,5°)$$

$$e_4 = 2E \operatorname{sen}(wt+22,5°) + \frac{1}{3} \operatorname{sen} 3(wt+22,5°) + \frac{1}{5} \operatorname{sen} 5(wt+22,5°)$$

La resultante es el vector suma:

$$e = E(7,65 \text{ sen } wt + 1,74 \text{ sen } 3wt + 0,328 \text{ sen } 5wt)$$

Las magnitudes relativas, ahora son:

Fundamental	100%
3ª armónica	22,7%
5ª armónica	4,3%

La distribución de las bobinas ha reducido los efectos de las armónicas, produciendo una onda resultante más aproximadamente sinusoidal.

Los valores efectivos de los voltajes usados en este ejemplo, pueden obtenerse en la siguiente forma:

Bobinado concentrado directamente bajo el polo.

$$E = \frac{8E}{\sqrt{2}} \sqrt{1^2 + \left(\frac{1}{3}\right)^2 + \left(\frac{1}{5}\right)^2}$$

$$= 8,56\ E/\sqrt{2}$$

Bobinado distribuído bajo el polo.

$$E = \frac{E}{\sqrt{2}} \sqrt{7,65^2 + 1,74^2 + 0,328^2}$$

$$= 7,98\ E/\sqrt{2}$$

3-07.- FACTOR DE FORMA.-

La relación del valor efectivo de onda (o raíz cuadrada media) a su valor promedio, se llama "Factor de Forma".

Para una onda sinusoidal, con un valor máximo unidad, el valor efectivo es 0,707; el valor promedio 0,636, y el factor de forma para esta onda es: 0,707/0,636 = 1,11.

En la ecuación elemental de voltaje $E = 4,44fN\emptyset 10^{-8}$ para f.e.m. generada, tenemos el factor 4,44; esto es 4 multiplicado por el factor de forma.
Este análisis se basa en una onda sinusoidal; si la onda tiene diferente forma, este factor también tendrá otro valor. Para ondas no sinusoidales, la ecuación para voltaje generado por bobina, puede escribirse:

$$E = 4.\text{factor de forma}.fN.\emptyset_p.10^{-8} \text{ voltios}$$

donde N = número de espiras por bobina.

Obviamente, si E se dá en términos del voltaje de fase, el segundo miembro de esta ecuación debe multiplicarse por el número de bobinas por fase. El voltaje elemental puede ahora modificarse por las correcciones discutidas:

$$E = 4{,}44 k_p . k_d . f . \phi_{máx} . N . 10^{-8} \qquad (10)$$

En la cual k_p y k_d son los factores de forma y de distribución respectivamente.

TABLA 6. Factores de Tiro para varias armónicas

Armónica	TIRO 120° = 2/3	144° = 4/5	150° = 5/6
Fundamental	0,866	0,951	0,966
Tercera	0,000	0,588	0,707
Quinta	-0,866	0,000	0,259
Séptima	-0,866	-0,588	-0,359
Novena	0,000	-0,951	-0,707
Undécima	0,866	-0,951	-0,966

TABLA 7. Factores de Distribución para varias armónicas (Máquinas trifásicas)

Ranuras por polo	3	6	9	12
Fundamental	1,000	0,966	0,960	0,958
3ª armónica	1,000	0,707	0,667	0,653
5ª armónica	1,000	0,259	0,218	0,205
7ª armónica	1,000	0,259	0,177	0,157
9ª armónica	1,000	0,707	0,333	0,270
11ª armónica	1,000	0,966	0,177	0,128

CAPITULO 4
DEVANADOS DE ARMADURA

Clasificación teórica de los devanados del inducido. Clasificación práctica de los deganados del inducido. Devanados de paso fraccional. Devanados de ranurados fraccional. Conexiones Y i Δ .

4-01.- CLASIFICACION TEORICA DE LOS DEVANADOS DEL INDUCIDO.-

a) Conexión de las cabezas de bobina, concéntrico o IMBRICADO.
b) Forma de las cabezas de bobina, TRAPEZOIDALES, de barril.
c) Número de capas, esto es, número de lados de bobina por ranura, una o DOS.
d) Tipo de ranuras, ABIERTAS, cerradas o semicerradas.
e) Número de fases, una, dos o TRES.
f) Conexión de las máquinas trifásicas, "Y" o Δ .
g) Extensión de una sección o fase, 60 ó 120° para máquinas trifásicas, 120 a 180° para máquinas monofásicas.
h) Ranuras por polo, número entero o fraccionario.
i) Paso del devanado, paso entero o francionario.
j) Número de circuitos.
k) Espiras por bobina.
l) Valor de la oblicuidad, desde CERO hasta el paso de una ranura.

4-02.- CLASIFICACION PRACTICA DE LOS DEVANADOS DEL INDUCIDO.-

Para que sea completa la clasificación, es necesario la anterior clasificación teórica, pero en la práctica son tan pocas las combinaciones posibles que se usan, que pueden hacerse un resúmen mucho más sencillo.

a) El devanado más usado tiene las características indicadas anteriormente con letra mayúscula, esto es, un devanado en dos capas, trifásico, conectado en Y, imbricado, con ranuras abiertas, secciones que abarcan 60° y bobinas romboidales sin oblicuidad. Los números de ranura por polo, de circuitos y de espiras por polo, así como el paso del devanado, deben escogerse de modo que den un voltaje y forma de onda que se desee.

b) Igual que a la clasificación anterior, excepto que es un devanado de simple capa, conectado en Δ . Este tipo se usa sola-

mente como un medio de obtener voltajes que no podría obtenerse con un devanado en doble capa conectado en Y.

c) En máquinas muy pequeñas se usa un devanado de bobinas de tipo trapezoidal o tipo concéntrico dispuesto en forma de corona o de"rosquilla",alojado en ranuras semicerradas.

Se considera un bobinado monofásico concentrado,de la máquina de 6 polos,de la Fig. 4-1,en la cual todos los conductores están en serie y se localizan en ranuras igualmente espaciadas para el número de fases. Todos los conductores en cada instante generarán f.e.ms. iguales y cada uno en fase con dada uno de los otros en la dirección del bobinado,y la forma de onda de f.e.m. resultante será igual a la de distribución de intensidad de campo en el espacio. Las conexiones de los extremos de los conductores activos pueden ser dispuestos en cualquiera de las dos formas mostradas en los diagramas desarrollados de la Fig. 4-2. Estas son eléctricamente idénticas,la disposición (a) conocida como medio bobinado;mientras que la (b) como bobinado completo. En el caso del medio bobinado,el número de bobinas (por fase) es igual a la mitad del número de polos;mientras que en el bobinado completo el número de bobinas es igual al número de polos.

Algunas ventajas importantes se desprenden del uso del bobinado distribuído,el cual difiere del tipo concentrado en que los conductores simultaneamente sujetos a la acción inductiva de un solo polo, ocupa dos o más ranuras adyacentes en la forma indicada en la Fig.4-3. Las f.e.ms. generadas en los conductores que ocupan ranuras adyacentes están desplazadas entre sí en el tiempo,así que la f.e.m. total del bobinado es menor que en el caso de un bobinado concentrado que tenga el mismo número de conductores;pero la forma de onda en general es mejor,la reacción de armadura es menor y la más amplia área disponible de las bobinas contribuyen a una mejor disipación del calor desarrollado por pérdidas óhmicas.

Las conexiones de las cabezas de un devanado distribuído pueden disponerse de varias formas,todas eléctricamente idénticas,como se ve en la Fig. 4-3a,b,c;todos estos diagramas son dél tipo de medio bobinado. El orden de agrupación y la forma resultante del devanado ha dado origen a las respectivas designaciones: tipo espiral,imbricado y ondulado.

Los devandos de las Figs. 4-2 y 4-3 son de una capa,pero es posible disponer las bobinas en doble capa como se muestra en la Fig. 4-4, siendo el bobinado imbricado el más usado para este objeto. El bobinado de doble capa de la Fig. 4-4 pertenece al tipo de bobinado completo;pero también es posible disposiciones análogas en el caso de bobinados espiral y ondulado.

001491

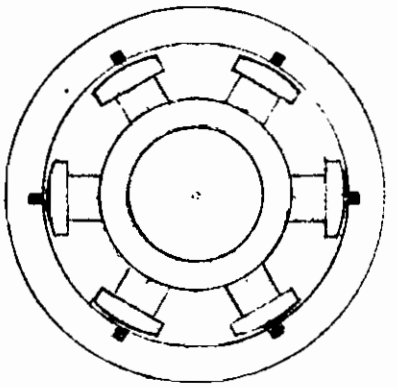
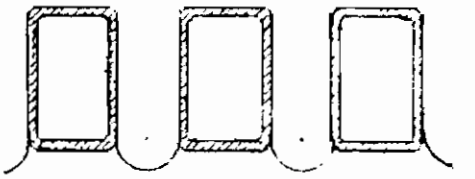
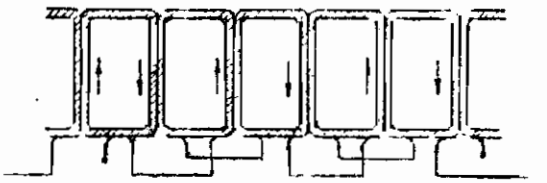


Fig. 4-1. Bobinado monofásico concentrado.

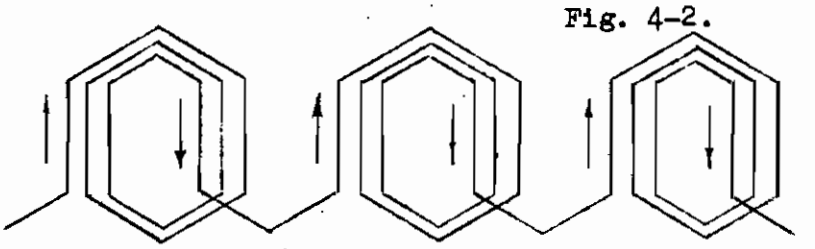


a) Medio bobinado.

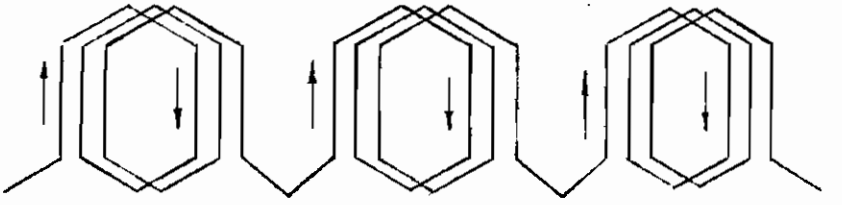


b) Bobinado completo.

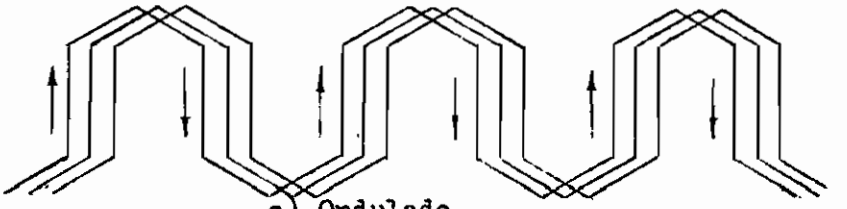
Fig. 4-2.



a) Espiral.



b) Imbricado.



c) Ondulado.

Fig. 4-3. Tres tipos de conexiones de los extremos de las bobinas.

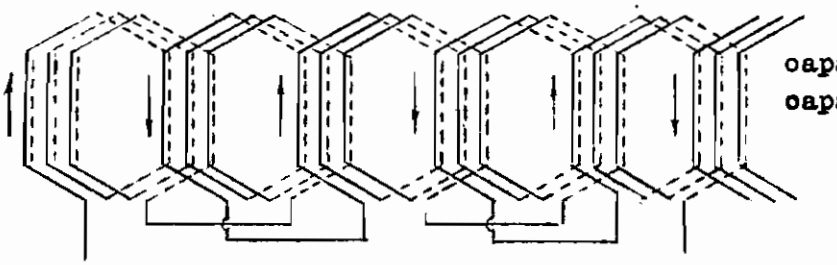


Fig. 4-4. Bobinado imbricado de doble capa.

Todos los devanados mencionados hasta aquí son monofásicos y de tiro completo;la extensión para el caso de máquinas polifásicas sigue naturalmente desde el hecho que pueden localizarse bobinados independientes adicionales,en el espacio vacante entre las ranuras del bobinado original. Así,la Fig. 4-5a y 4-5b muestra la máquina de la Fig. 4-1 dispuesta para bobinados bifásico y trifásico,respectivamente. En la máquina monofásica se localiza un bobinado idéntico,ahora instalado,en las ranuras que se encuentran a medio camino entre aquellas del primer set,de tal manera que las f.e.ms. de las dos bobinas tendrán un desplazamiento relativo de 90°;en la Fig. 4-5b se puede ver que se han instalado dos bobinas adicionales B y C,cada una como la original A,pero localizados en dos sets de ranuras simétricas al primero. Es importante anotar que si el punto 1 de la fase A en la Fig. 4-5b está designado como el comienzo del bobinado,luego los puntos 2 y 3,a 120° y 240° respectivamente desde el punto 1,son correspondientemente los comienzos de las fases B y C,y deben considerarse así para la conexión de las bobinas en Y o △

4-03.- BOBINADOS DE PASO FRACCIONAL.-

Cuando la franja que comprende una fase es menor que el paso polar,se dice que el bobinado es de paso o tiro fracional,tales bobinas son ampliamente usados en razón de la forma de onda,también debido al ahorro de cobre y mayor rigidez de las bobinas por ser cortas las conexiones de los extremos. Esta última razón es especialmente importante en el caso de turbo-alternadores bipolares de alta velocidad,a causa de los grandes esfuerzos producidos en los extremos de las bobinas en condiciones de corto-circuitos.

Los devanados de paso fraccional son generalmente del tipo imbricado de doble capa,aunque ocasionalmente también se usan de una sola capa.

El empleo del paso fraccional hace posible el uso de un número de ranuras que no sea un múltiplo exacto del número de polos,tendiendo de tal manera a suprimir las pulsaciones del flujo.

La Fig. 4-6 ilustra un devanado imbricado de doble capa para un generador trifásico que tenga 6 ranuras por polo y un paso de bobina igual a 2/3 del paso polar. Nótese que cada ranura contiene lados de bobinas pertenecientes a diferentes fases,lo cual tiene un efecto sobre la reactancia de dispersión del bobinado y sobre la f.m.m. resultante del bobinado.

4-04.- BOBINADOS DE RANURADO FRACCIONAL.-

Todos los devanados hasta aquí discutidos se caracterizan por la condición,que el número de ranuras por polo es un número entero. Nótese que el número de ranuras

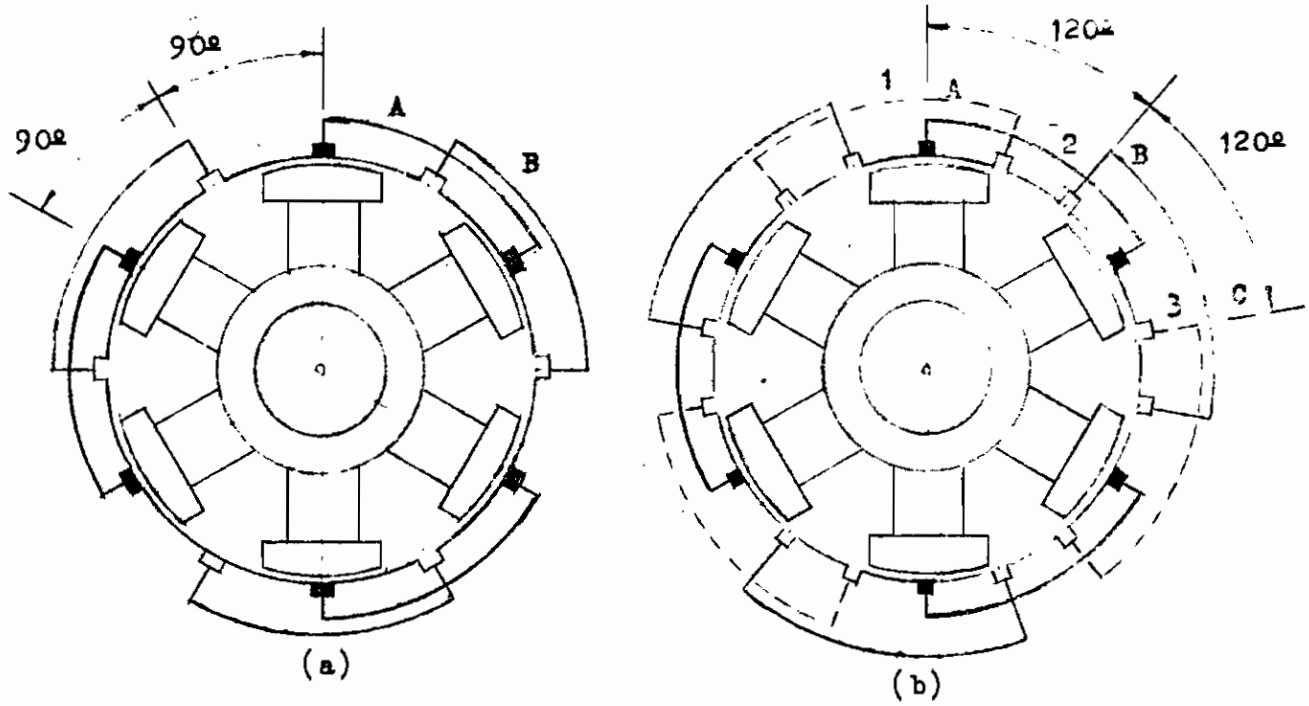


Fig. 4-5. Bobinados Bifásico y trifásico -medio bobinado-.

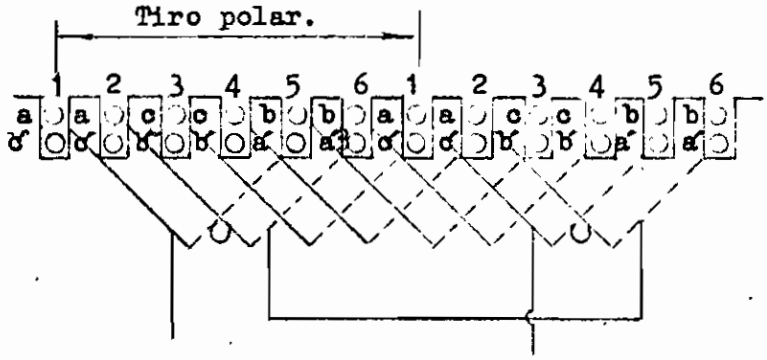


Fig. 4-6. Bobinado imbricado de doble capa y paso fraccinal para una máquina trifásica.

por polo y por fase es también un número entero, siendo 1 en las Figs. 4-1 y 4-5, y 2 en la Fig. 4-6.

A los bobinados en los cuales el número de ranuras por polo es entero, pueden llamarse "bobinados de ranurado integral"; o también se puede decir, que es aquél en el cual el número de ranuras es un múltiplo del número de polos. Sin embargo es posible diseñar devanados en los cuales el número de ranuras no es un múltiplo del número de polos y se llaman "bobinados de ranurado fraccional".

En un bobinado de ranurado fraccional, los lados de la bobina de cada fase se distribuyen en forma de onda sobre los polos, obteniendo así comparativamente pocas bobinas y ranuras. Otra ventaja del bobinado distribuído de paso fraccional es la suavidad de la forma de onda de f.e.m. y la reducción o eliminación de armónicas . Por economía, los manufactureros no diseñan nuevas láminas para el estator de cada tipo de generador a construirse.

Considerando un generador de 8 polos que tenga 9 ranuras por polo, o sea un total de 72 ranuras. Para tener un bobinado trifásico, serían últiles 3 ranuras por fase por polo, esto determina el factor de distribución:

$$\frac{\text{Ranuras totales}}{\text{Polos por fases}} = \frac{72}{8x3} = 3 \text{ (el bobinado es simétrico).}$$

Una consideración siguiente: se construye un bobinado de 10 polos usando las mismas láminas estatóricas.

$$\frac{72}{10 \times 3} = 2\frac{6}{15}$$

Hay ahora $2\frac{6}{15}$ ranuras por fase, por polo, y es obvio que el espaciamiento uniforme del bobinado usual no es posible, el bobinado resultante se le conoce con el nombre de bobinado de ranurado fraccional.

4-05.- CONEXIONES Y y $\triangle$.-

La mayoría de generadores trifásicos tienen sus bobinados conectados en Y; esta disposición ofrece las siguientes ventajas:

a) Para obtener un voltaje deseado entre los terminales exteriores de un generador, el voltaje generado en cualquier fase necesita ser solamente el 58% del valor medido en los terminales. De aquí se desprende que el 58% de espiras requeridas para una armadura conectada en $\triangle$, son necesarias en la conexión Y, con un consecuente bajo costo de aislación.

b) Un bobinado conectado en Y ofrece la ventaja del cuarto terminal o terminal neutro, siendo posible el uso de un sistema de 4 alambres con o sin neutro a tierra.

c) La forma de onda de un bobinado conectado en Y es corregida, debido a la eliminación de la 3ª armónica y todos los múltiplos de ésta para el voltaje de terminales. Además, el uso de un bobinado de 5/6 de tiro, en los generadores trifásicos, reduce la 5ª y 7ª armónicas; en caso se presenten, son casi nulas, y la armónica más baja que puede presentarse es la 11ª.

CAPITULO 5

Factores que intervienen en la Regulación

Causas del voltaje de regulación. Resistencia efectiva. Componentes de reactancia de armadura. Reacción de armadura. Flujo de dispersión del polo.

5-01.- CAUSAS DEL VOLTAJE DE REGULACION.-

Cuando los generadores de c-a se introdujeron en el uso general, la variación del voltaje de terminales causada por los cambios en la magnitud y factor de potencia de la demanda fué una fuente de molestias, a causa de los resultados poco aceptables en la luz de las lámparas incandescentes, las cuales constituyeron la mayor parte de la carga. Uno de los primeros intentos para vencer esta dificultad fué el empleo de transformadores, cuyo primario se instaló en la línea de salida y, el secundario conectado a través de un dispositivo de comuntación sobre el eje del generador que suministraba corriente unidireccional a un bobinado compound de los polos. El problema con esta disposición y con otros esquemas elaborados más tarde, fué que el bobinado compound mientras respondía a cambios de corriente, era incapaz de contrarestar el efecto de demagnetización (o magnetización), debido al cambio del factor de potencia de la carga.

Debido a estas circunstancias, el problema de la determinación de la regulación de voltaje de alternadores, fué de gran importancia para diseñadores y operadores.

El voltaje de regulación se define como el aumento de voltaje, expresado en porcentaje del voltaje nominal, cuando la carga se reduce a cero, manteniendo la frecuencia y excitación de campo en sus valores iniciales. Debe notarse, sin embargo, que la frase "aumento de voltaje" en la definición presupone una carga inductiva o resistiva; ya que si la carga es suficientemente capacitiva, el efecto magnetizante de la corriente en adelanto puede acusar un aumento de voltaje bajo condiciones de carga; en este caso, el efecto de reducción de la carga a cero produce una disminución de voltaje y la regulación debe tratarse como negativa en lugar de positiva.

Los factores que intervienen en la regulación del alternador, son: reacción de armadura, impedancia de dispersión de armadura; dispersión del campo, la que está acompañada de cambios en la excitación.

La Fig. 5-1 muestra características típicas de un alternador cuando alimenta cargas de diferentes factores de potencia; y la Fig. 5-2 indica

características típicas de un alternador que suministra corriente a cargas de factor de potencia unidad. Cada curva tiene un valor fijo de corriente de carga. De estas características, es evidente, que un alternador con una corriente de campo fija no es un dispositivo de voltaje constante; bajo estas consideraciones de operación, es una fuente de voltaje variable.

Para que el generador se comporte como un dispositivo de voltaje constante, es necesario proveer control automático sobre la corriente de campo tal que un cambio de la carga cause un reajuste de la corriente de campo, en magnitud suficiente para obtener la característica de potencial constante; el dispositivo se llama regulador de voltaje y cambia al alternador de máquina de voltaje variable a máquina de voltaje constante.

5-02.- RESISTENCIA EFECTIVA.-

La resistencia efectiva del devanado de armadura es mucho mayor que la resistencia que presenta el mismo conductor al paso de c-d. Esto se debe a la energía adicional, sobre el valor puro de I^2R, de la c-a. Los principales servicios de esta energía adicional de pérdida son: corrientes de Eddy en el material adyacente a las bobinas; histéresis magnética en el material inmediato; y corrientes de Eddy, o distibución desigual de corriente en el conductor mismo.

En muchos casos es suficientemente preciso medir la resistencia de la armadura por c-d e incrementar un valor ficticio, llamado "resistencia efectiva", R_e, el cual toma en cuenta estas pérdidas extras. El valor exacto puede variar ampliamente desde 1,25 hasta 1,75 multiplicado por su valor a corriente contínua. No es necesario extrema precisión de este factor para el cálculo de la regulación, ya que el cambio del voltaje debido a la resistencia es pequeño en comparación con los cambios producidos por la reactancia de dispersión y reacción de armadura.

5-03.- REACTANCIA DE DISPERSION DE ARMADURA.-

La corriente de carga que fluye a través del bobinado de armadura, generara un flujo local el cual es cortado por los bobinados y produce una f.e.m. contraria. Este efecto da a la armadura una reactancia la cual es numéricamente igual a $2\pi fL$ (L en henrios es la inductancia de dispersión del bobinado); llamada "reactancia de dispersión del bobinado" (X_L), ya que el flujo que causa este efecto está alrededor de la armadura solamente y no afecta el flujo de campo directamente. Este flujo de dispersión es proporcional a la corriente de armadura, ya que el camino magnético cubierto no es normalmente saturado. X_L varía con la posición de la armadura y los polos de campo.

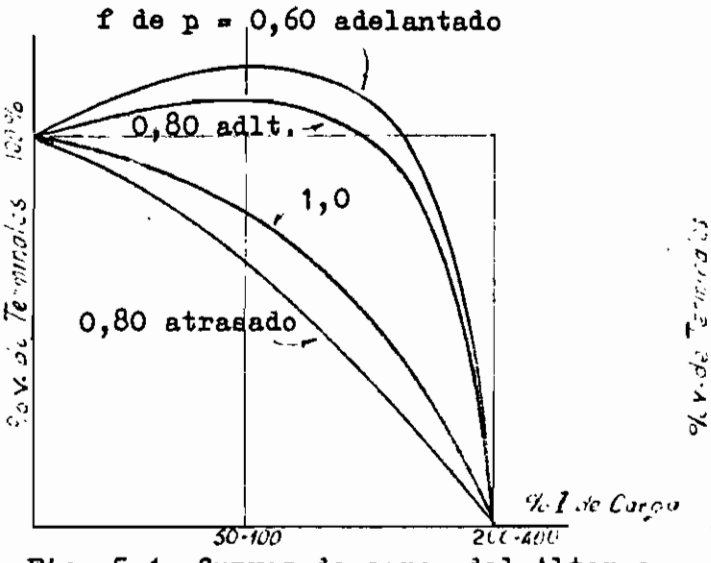


Fig. 5-1. Curvas de carga del Alternador indicando el efecto del f de p. Manteniendo constantes la velocidad y la corriente de campo.

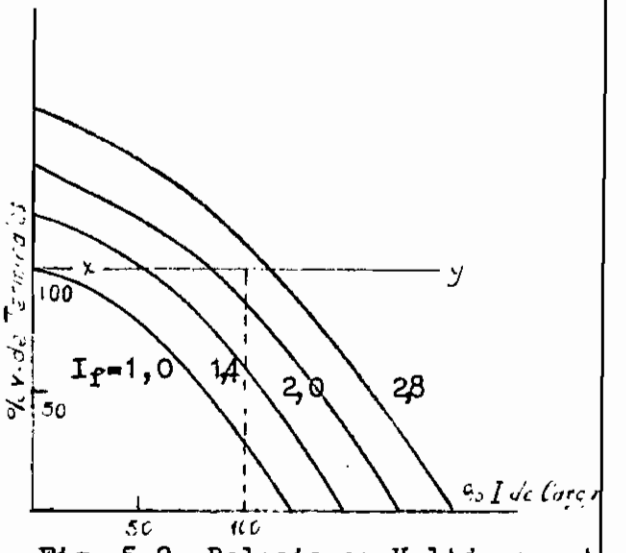


Fig. 5-2. Relaciones Voltj - corrt. del Alternador.

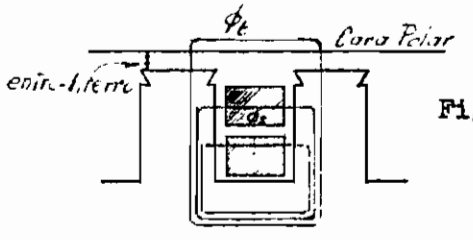
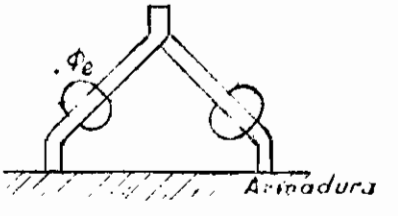
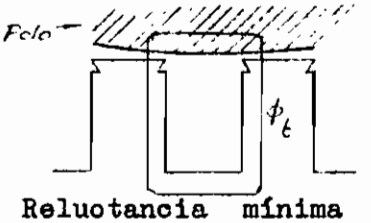


Fig. 5-3.

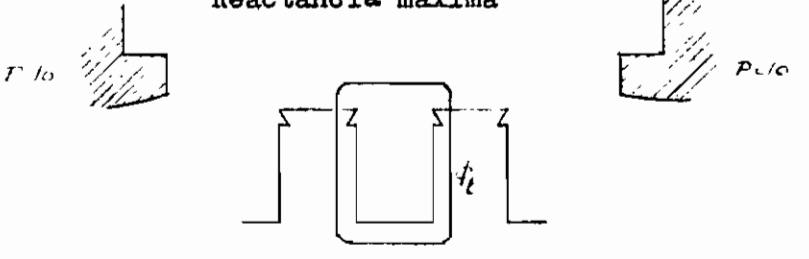
a) Flujo de ranura.



b) Flujo disperso del extremo de las conexiones.



a) Reluctancia mínima
ϕ_t máximo
Reactancia máxima



b) Reluctancia máxima
ϕ_t mínima
Reactancia mínima

Fig. 5-4.

5-04.- COMPONENTES DE REACTANCIA DE ARMADURA.-

Por conveniencia para el cálculo, el flujo de dispersión de armadura puede dividirse en dos partes: a) el flujo alrededor de las cabezas de bobina, el cual tiene un camino de aire; y, b) el flujo alrededor de los conductores que están localizados en las ranuras, este flujo es además subdividido en dos partes que dan lugar a la reactancia de ranura y reactancia de tope del diente, correspondientes a los sistemas de flujo ϕ_t y ϕ_s en la Fig. 5-3.

a) Reactancia de las cabezas de bobina: El flujo que rodea las cabezas de bobina se observa en la Fig. 5-3b. El flujo total variará con la longitud de éstas y de aquí el tipo de bobinado entra como un factor en su determinación.

b) Reactancia de ranura: Se consideran dos barras en la ranura de la Fig. 5-3a con el objeto de tener dos lados de bobina de un devanado de doble capa. Es evidente que la reactancia de la barra inferior será mayor que la de la superior, ya que la primera está rodeada de más flujo. Esto produce igual reactancia total para las varias bobinas, ya que cada bobina tendrá un lado en el fondo de la ranura y el otro lado al tope.
La desigual distribución del flujo sobre cada barra no sólo incrementa la reactancia del conductor del fondo, sino también da un gradiente de reactancia a través de la sección transversal del mismo conductor.
Las ranuras estrechas y profundas dan como resultado una alta reactancia de armadura, en tal caso puede ser útil un incremento en el ancho de la ranura, incrementando la reluctancia del camino del flujo. Una ranura muy abierta puede producir irregularidades en la distribución del flujo polar, el cual causa un incremento de pérdidas en las caras polares, o bajo ciertas condiciones puede causar una pulsación del flujo.

Reactancia del tope del diente: se considera el camino del flujo ϕ_s de la Fig. 5-3. La magnitud de este flujo depende de la reluctancia de este camino y por esta razón está afectada por la forma y el ancho del diente y la longitud del entre-hierro. Puesto que el flujo atraviesa el entre-hierro y la cara polar, la forma del polo es un factor en la determinación del valor de este flujo y la reactancia debida a ella. En máquinas de polos salientes, la reactancia del tope del diente variará de valor máximo a un mínimo conforme rota el campo, dependiendo si la ranura está bajo el polo o a medio camino entre polos Fig.5-4
Se introduce una variable adicional por el factor de potencia de la carga que variará el valor de la reactancia del tope del diente para una posición dada de la armadura. Sin embargo, el efecto promedio de reactancia de la armadura es leve.

5-05.- REACCION DE ARMADURA.-

Es la f.m.m. producida por las corrientes en los conductores de armadura. La naturaleza de esta fuerza magneto motriz se explicará para el bobinado trifásico, dos polos y de una sola capa de la Fig. 5-5a. Por simplicidad, se supone que el bobinado de cada fase está concentrado y que el número de espiras por fase es N_ϕ. Si cada fase se conecta a una carga, la cual está en fase con el voltaje generado(esto sería esencialmente a f.de p. unidad), la corriente estaría ligeramente adelantada al voltaje de terminales. Luego las corrientes I_a, I_b, e I_c estarían en fase con los voltajes $E_{a'a}$, $E_{b'b}$, y $E_{c'c}$, respectivamente. La corriente máxima I_a fluirá cuando los polos estén en la posición que se muestra en la Fig.5-5a, o a un tiempo t_1, Fig. 5-5d.

Si las corrientes son sinusoidales, I_b e I_c serán la mitad de su valor máximo. Las direcciones de I_a, I_b e I_c están indicadas por las flechas, en (b) está marcada la polaridad y no las direcciones instantáneas de las corrientes al tiempo t_1. En este instante las corrientes fluyen desde a, b, y c. Las direcciones instantáneas se muestran en los conductores de la Fig. 5-5a.

La fase a-a' producirá una f.m.m. $I_m.N_\phi$ en dirección horizontal. Las otras fases producirán una f.m.m. igual a la mitad de este valor. La f.m.m. total será obtenida tomando el vector suma de las tres.

$$\text{f.m.m.} = 1{,}5\ I_m.N_\phi \qquad (11)$$

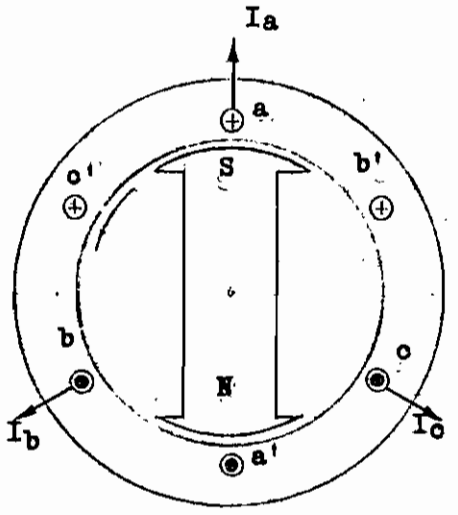
En este instante la f.m.m. del campo principal es descendente y la f.m.m. de armadura está a 90º eléctricos atrasada.

Investigando la f.m.m. de armadura al instante t_2, los polos están en posición horizontal, Fig.5-5d. Ahora la corriente $I_a = 0$; I_b e I_c son 0,866 veces su valor máximo. Ic no cambia de dirección durante el intervalo t_1 a t_2, y por ésto la dirección de su f.m.m. no ha cambiado. I_b ha cambiado en dirección y por ésto su f.m.m. tomará la posición indicada en la Fig. 5-5d. La suma de las f.m.ms. es otra vez:

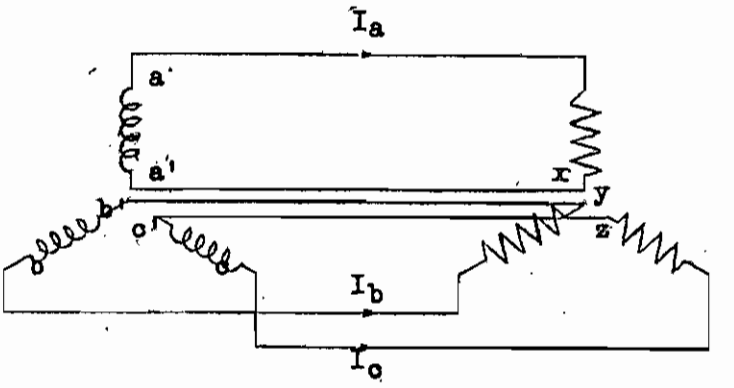
$$\text{f.m.m.} = 0{,}866 I_m N_\phi . 2\cos 30° = 1{,}5\ I_m N_\phi$$

Si se hacen investigaciones para cualquier instante sobre el eje del tiempo, se encontrará que para esta carga particular, la f.m.m. de armadura es constante con el tiempo y 90° distanciada detrás de la f.m.m. del campo y rotando a velocidad sincrónica.

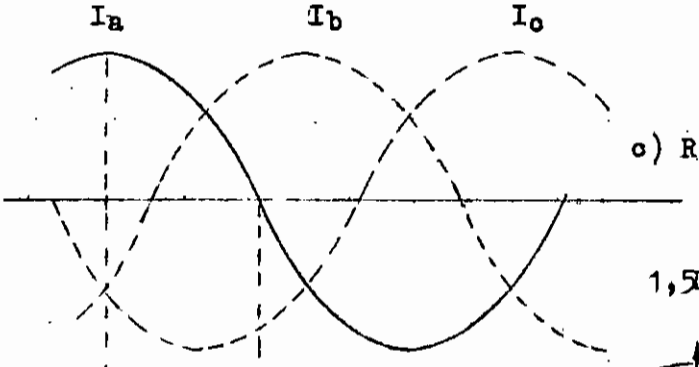
Si el generador estuviese supliendo energía a cargas inductivas, todas las corrientes estarían retardadas en el tiempo por 90° y la



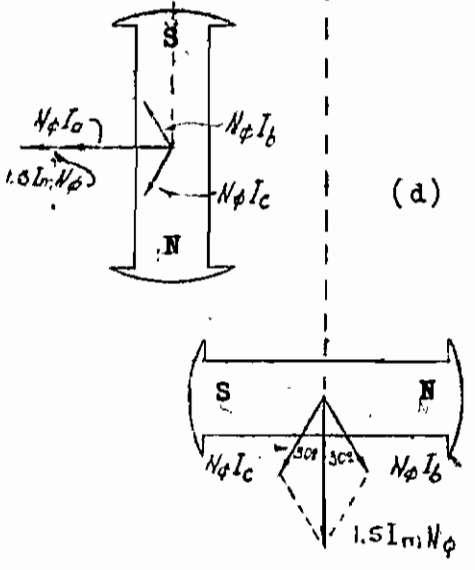
a) Localización de las bobinas en un Alternador Trifásico.



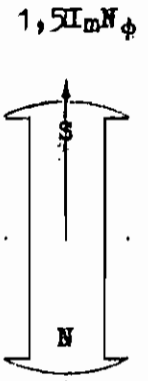
b) Conexiones de Alternador a cargas resistivas.



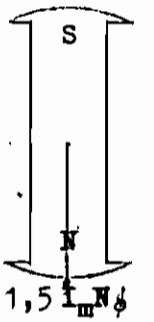
c) Relaciones de fase de las corrientes



(d)



(e)



(f)

e) Dirección de la f.m.m. de armadura para cargas atrasadas con respecto al Polo.

f) Dirección de la f.m.m. de armadura para cargas adelantadas con reepec to al Polo.

d) Dirección y magnitud de las f.m.ms. de armadura.

Fig. 5-5.

f.m.m. de armadura se desplazaría 90° con respecto a los polos, como se muestra en la Fig. 5-5e. Para este caso la f.m.m de armadura (reacción de armadura) tendería a desmagnetizar los polos causando una reducción del voltaje de terminales.

Cuando se alimenta cargas capacitivas, la f.m.m. de reacción de armadura se adelanta 90° con respecto a la posición que se indica en la Fig. 5-5d y la reacción de armadura causaría un incremento en el flujo de campo y aumenta el voltaje en los terminales.

Si las corrientes entregadas para los tres casos de carga: unidad, atrasada y adelantada, son iguales, las reacciones de armadura en todos los casos también serán iguales; sin embargo la reluctancia ofrecida a los flujos producidos por la reacción de armadura difieren, dependiendo de su posición con respecto a los polos. Las reacciones de armadura resultantes, debidas a cargas adelantadas o atrasadas, producen grandes cambios en el flujo de entre-hierro. Una carga de f. de p. unidad en un alternador de polos salientes, produce un flujo, el cual circulará en un circuito magnético de alta reluctancia, debiendo ser por ésto menor que aquel producido por la misma fuerza magnética resultante de cargas adelantadas o atrazadas.

Nótese en la Fig. 5-5b que las conexiones eléctricas entre a', b', c' y x, y, z, no afectarán las corrientes I_a, I_b e I_c. Las tres líneas a'x, b'y, c'z; podrían luego ser reemplazadas por un conductor unido a dos neutros. Este conductor transportaría la suma I_a, I_b, I_c, que es cero; por esta razón el neutro puede ser eliminado, ahorrando parte del cobre del sistema original, ventaja del sistema polifásico de transmisión.

La naturaleza de la reacción de armadura es tal que produce cambios en el voltaje de terminales en la misma manera como la reactancia de dispersión. Para cargas de f. de p. unidad, éstos dos fenómenos producen poco cambio en el voltaje de terminales. Para cargas atrazadas, la reacción y reactancia de dispersión de la armadura, causan grandes reducciones en el voltaje; para cargas adelantadas, un gran incremento de voltaje. Ambos cambios de voltaje son proporcionales a la corriente de armadura, a causa de la similaridad en los efectos, algunas veces se combinan y se expresan en términos de una reactancia total, la cual se forma de la reactancia de dispersión X_l y la reactancia ficticia X_f. Esta última produce una caída de voltaje la cual es igual a la producida por la reacción de armadura. Esto permite la construcción de un diagrama de fasores para cada una de las fases, como se indica en la Fig. 5-6, donde:

V = voltaje de terminales por fase
I_a = corriente de fase

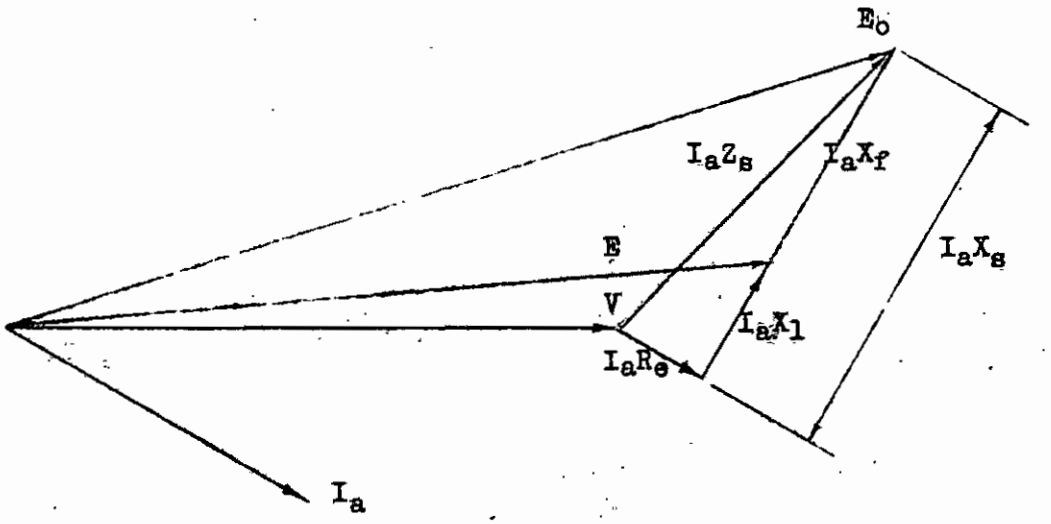


Fig. 5-6. Diagrama de fasores de una fase del Alternador.

R_e = Resistencia efectiva
X_l = Reactancia de dispersión
X_f = Reactancia ficticia, que produce el mismo cambio de voltaje por fase como el que sería producido por la reacción de armadura.

El fasor suma de V, $I_a.R_e$, $I_a.X_l$, e, $I_a.X_f$ es un voltaje E_o el cual es el voltaje sin carga del generador, y la regulación es:

$$Reg. = \frac{E_o - V}{V} \cdot 100\% \qquad (12)$$

5-06.- FLUJO DE DISPERSION DEL POLO.-

Además del flujo principal del campo que pasa a través del entre-hierro y a través de todo el circuito magnético, parte del flujo de campo pasa directamente entre los polos sin cruzar el entre-hierro, ésto se llama "flujo de dispersión polar" y su magnitud se expresa por el coeficiente de dispersión polar, que es igual a:

$$\frac{\text{Flujo útil + flujo de dispersión polar}}{\text{Flujo útil}}$$

Este coeficiente varía entre 1,1 a 1,4. La dispersión polar es mayor para grandes cargas que para pequeñas y también más grande para bajos factores de potencia que para altos.

CAPITULO 6

Regulación a partir de pruebas sin carga

Métodos para determinar la Ragulación. Método de la Impedancia Sincrónica. Método del Instituto Americano de Ingenieros Eléctricos. Método de la Fuerza Magneto Motriz. Método de la Asociación de Standards Americano.

6-01.- METODOS PARA DETERMINAR LA REGULACION.-

Se han desarrollado muchos métodos para determinar la regulación de un alternador por métodos distintos a los de prueba de carga actual y lecturas directas; estos métodos se han dividido en dos grupos: 1) hallar la regulación por medio de pruebas sin carga, realizadas en una máquina en funcionamiento; y 2) determinar la regulación a partir de datos de diseño antes de construirse la máquina.

Se han desarrollado cuatro métodos basados sobre pruebas sin carga, éstos son:

a) Método de la Impedancia Sincrónica
b) Método del Instituto Americano de Ingenieros Eléctricos (AIEE)
c) Método de la Fuerza Magneto Motriz
d) Método de la Asociación de Stándards Americano (ASA)

6-02.- METODO DE LA IMPEDANCIA SINCRONICA.-

Se supone que el alternador es de tipo de rotor cilíndrico, y además que el circuito magnético no está saturado. Si estas suposiciones no están de acuerdo a los hechos actuales, es posible analizar las características de funcionamiento, pero a costa de la apreciación. Este método fué usado para computar el funcionamiento de máquinas de polos salientes que tenían más o menos circuitos magnéticos saturados, hoy ha sido abandonado a causa de los resultados inexactos.

La Fig.6-1 indica los diagramas de fasores que se usan para determinar la regulación de un alternador por el método de la Impedancia Sincrónica. Si se determinan los fasores V y E, voltajes a plena carga y sin carga, respectivamente, es posible calcular la regulación.

Estos diagramas se construyen en términos de cantidades de fase, sin tomar en cuenta que la máquina sea: monofásica, bifásica o trifásica (triángulo o estrella). Las cantidades de fase I_a, R_e, X_s, y Z_s, pueden determinarse sobre la base de la suposición hecha; ya que la regulación se expresa como porcentaje, será igual si se calcula con voltajes de fase o voltajes de línea.

DATOS NECESARIOS PARA EL USO DE ESTE METODO.-

1.- Resistencia Efectiva de Armadura.-

Para una primera aproximación, la resistencia efectiva del circuito de armadura, puede tomarse como 1,6 veces la resistencia medida a c-d. El efecto Skin en los conductores de armadura, puede incrementar la resistencia efectiva a valores tan altos como 6 veces su valor de c-d. Otras pérdidas se combinan algunas veces para incrementar la resistencia efectiva. Los valores tomados para la resistencia efectiva(R_e), en general no varian los resultados de la regulación.

Debe tomarse en cuenta que la resistencia por fase de un alternador trifásico, no es la que se mide entre terminales. En la conexión Δ la resistencia por fase será $1\frac{1}{2}$ veces la resistencia entre terminales. Un método conveniente para proceder con la conexión Y (en la cual la resistencia por circuito derivado es $\frac{1}{2}$ de aquélla medida entre terminales), es medir la resistencia de las tres líneas, tomándolas de dos en dos; siguiente, sumar estos tres valores de resistencia y dividir por 6. Esto da un valor promedio de resistencia por fase, el cual cuando se multiplica, digamos por 1,6, puede ser usado como resistencia efectiva por fase.

Un método experimental para determinar la R_e, es aplicar un voltaje alterno a los terminales del bobinado de armadura y medir la corriente consumida por una fase, la Re es luego:

$$R_e = \text{Potencia impresa} / I^2$$

2.- Reactancia sincrónica de armadura.-

Si la armadura del alternador fuera cortocircuitada, el diagrama de fasores se reduciría a aquél de la Fig.6-2. Esto es, bajo condiciones de cortocircuito, no hay voltaje de terminales y todo el voltaje generado es $I_a.Z_s$, donde

I_a = corriente de armadura, y

Z_s = impedancia sincrónica.

Para obtener la reactancia sincrónica de armadura, el generador a probarse, deberá operar a ó cerca de la frecuencia nominal, con excitación reducida y los terminales deberán estar cortocircuitados. Luego se incrementa la excitación hasta obtener 1,5 ó 2 veces la corriente nominal que fluye a través de la armadura. Se toman lecturas del amperaje de armadura y amperios de campo.

Examinado la Fig.6-2, puede verse que el alternador está operando a bajo factor de potencia. Bajo estas condiciones la f.m.m. de armadura, reacciona fuertemente contra la f.m.m. del campo y la saturación de la máquina será baja. Esto significa que la

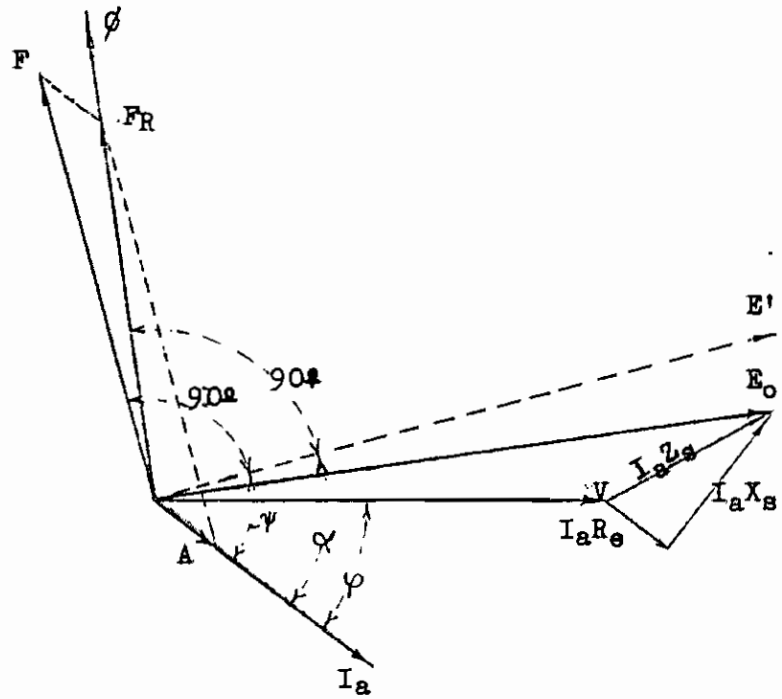


Fig. 6-1. Diagrama general de fasores de un Alternador para una oarga con f de p.atrasado.

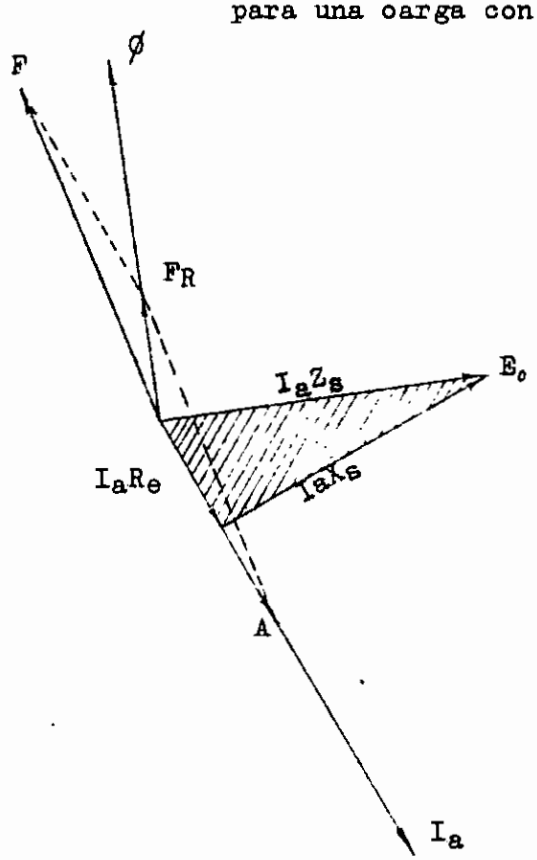


Fig. 6-2. Relaciones de fases,en condiciones de corto-circuito.

corriente de armadura será directamente proporcional a la excitación del campo;de aquí,que la característica de cortocircuito es una línea recta,excepto para altas corrientes y también para bajas velocidades en cuyo caso X_s se aproxima a R_a.

Para la determinación de la impedancia sincrónica es necesaria la obtención de la característica de la máquina a circuito abierto,la que se determina operando el alternador a frecuencia nominal variando la excitación del campo y registrando el voltaje de terminales,sin carga.

Cálculo de la reactancia sincrónica.-

La Fig.6-2 muestra que el voltaje generado por la armadura en corto-circuito, se consume como caída $I_a.Z_s$. Si la máquina estuviera corriendo a la misma velocidad a circuito abierto y con la misma excitación,podría obtenerse el voltaje E_o de la curva característica de circuito abierto.

Dividiendo el voltaje de circuito abierto por la corriente correspondiente de corto-circuito,se obtiene la impedancia sincrónica para este valor particular de corriente de campo. De la Fig. 6-3. se tiene:

$$Z_s = FE/\sqrt{3}\ FI_a \approx X_s \qquad (13)$$

Este valor se usa frecuentemente como reactancia sincrónica,ya que es aproximadamente igual a X_s. El error es notable solamente en pequeños alternadores que tienen una apreciable resistencia en el bobinado estatórico,y deberá usarse la fórmula:

$$X_s = \sqrt{Z_s^2 - R_a^2} \qquad (14)$$

El término"reactancia sincrónica no saturada" usado en la literatura técnica,se calcula como sigue: construyendo la línea de entre-hierro OE'_o,tangente a la parte baja de la curva,como se muestra en la Fig.6-3. Para E'_o e I_a y para una excitación OF',tenemos:

$$Z_s(\text{no saturada}) = X_s(\text{no saturada}) = F'E'_o/\sqrt{3}.F'I'_a \quad \text{por fase} \qquad (15)$$

Cuando se use este valor de reactancia sincrónica no saturada,deberán hacerse correcciones a los cálculos para tomar en cuenta el grado de saturación presente en las condiciones investigadas.

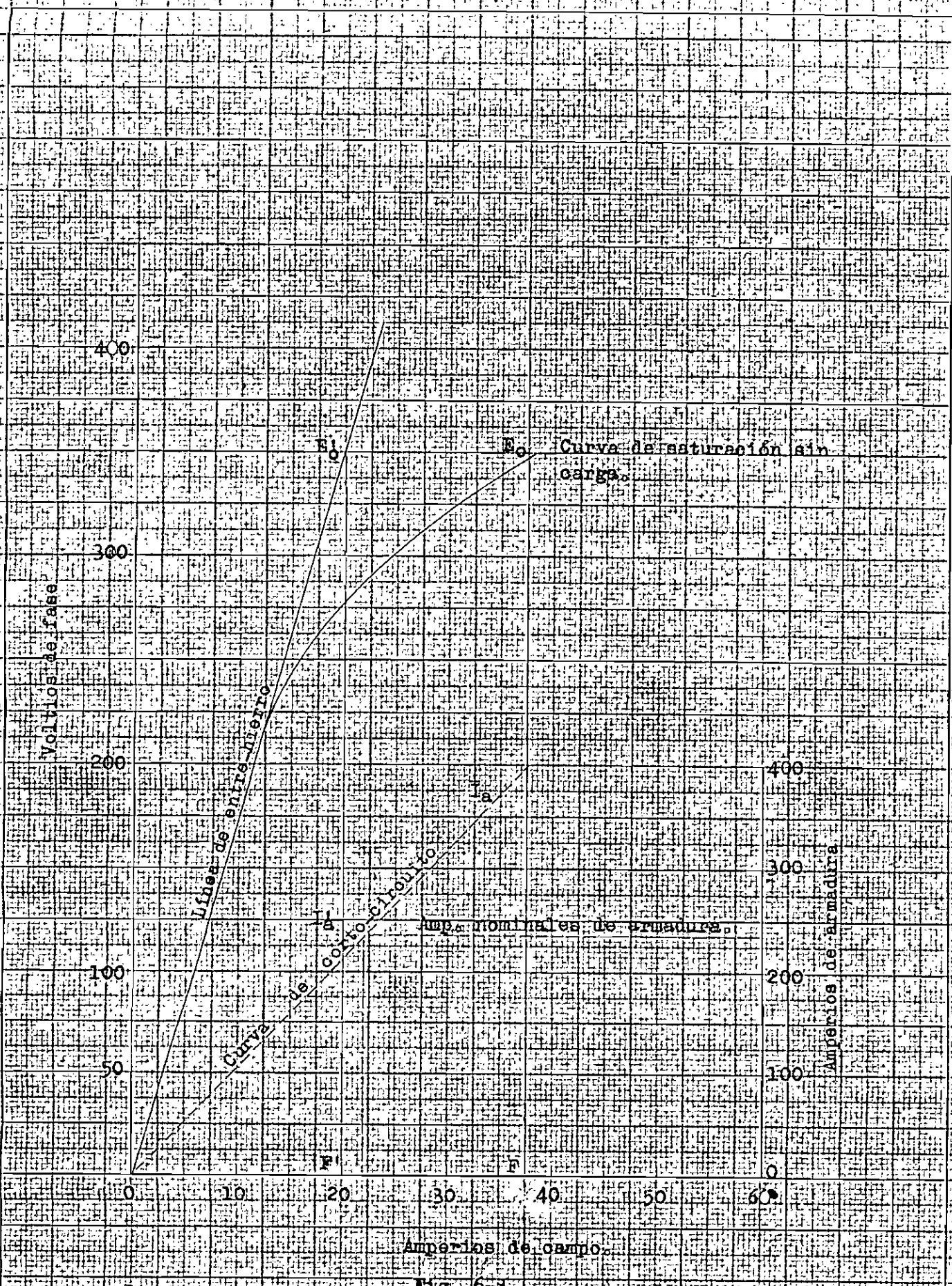

400
300
200
100
50
0
Voltios de fase
E_0'
E_0
Curva de saturación sin carga.
Línea de entre-hierro
Curva de corto-circuito
I_a
I_a'
Amp. nominales de armadura.
400
300
200
100
0
Amperios de armadura
F'
F
0
10
20
30
40
50
60
Amperios de campo.

Fig. 6-3.

EJEMPLO DE CALCULO DE LA REGULACION POR EL METODO DE LA IMPEDANCIA SINCRONICA.-

El procedimiento para calcular la regulación, por cada uno de los métodos a estudiarse en este capítulo, se seguirá en un alternador trifásico que tiene las siguientes características nominales de placa:

180 KVA	3 fases (conexión estrella)	60 ciclos
300 RPM	440 voltios	R_e = 0,048 a 75°C

Las características a circuito abierto y a corto-circuito se indican en la Fig.6-3.

Corriente a plena carga por terminal:

$$I_a = 180.000/\sqrt{3} \times 440 = 43 \text{ Amp.}$$

Voltaje al neutro:

$$V = 440/\sqrt{3} = 254 \text{ vol.}$$

El voltaje máximo a circuito abierto en la curva de la Fig.6-3 es 350 voltios por fase. A este voltaje le corresponde una corriente de campo de 37,5 Amp., y esta misma excitación produce una corriente de corto-circuito de 400 Amp. Con estos valores calculamos el valor de X_s:

$$Z_s = 350/400 = 0,875 \text{ ohm. por fase}$$

La resistencia efectiva por fase 0,048 ohm, será despreciable frente a 0,875 ohm en la determinación de X_s, de tal manera que:

$$X_s = 0,875 \text{ ohm.}$$

1.- Cálculo de la Regulación a f. de p. unidad; se toma como referencia el voltaje de terminal Fig.6-4.

$$\mathring{E} = V + I_a R_e + j X_s$$

$$\mathring{E} = 254 + 236 \times 0,048 + j\, 0,875 \times 236$$

$$= 265,33 + j\, 203,3; \qquad E = 334 \text{ voltios}$$

$$\text{Reg.} = \frac{334 - 254}{254} \times 100 = 31,5\%$$

2.- Cálculo de la Regulación a f. de p. 80% y a plena carga; referirse a la Fig.6-5 para el diagrama de fasores:

$$\mathring{E} = V + I_a(R_e + j X_s)(\cos\varphi - j \operatorname{sen}\varphi)$$

$$\mathring{E} = 254 + 236(0,048 + j\, 0,875)(0,8 - j\, 0,6)$$

$$= 386 + j\, 158; \qquad E = 417 \text{ voltios}$$

$$\text{Reg.} = \frac{417 - 254}{254} \times 100 = 64,17\%$$

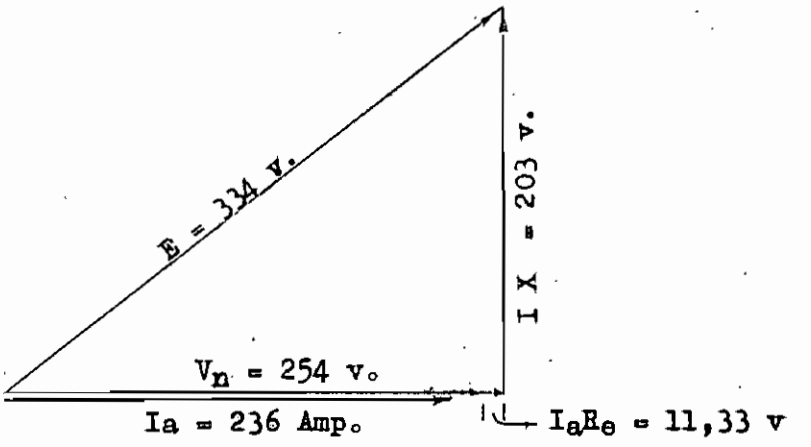


Fig. 6-4. Diagrama de la impedancia sincrónica para una carga f. de p. unidad.

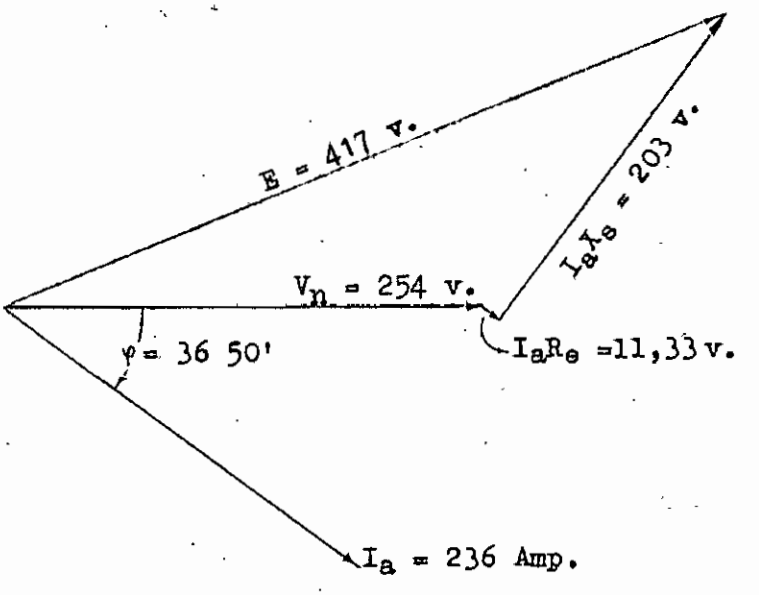


Fig. 6-5. Diagrama de la impedancia sincrónica para una carga de f. de p. 80% atrasado.

Errores en el método de la impedancia sincrónica.-

De los varios métodos de cálculo de regulación, éste da probablemente los resultados más inexactos. Las pruebas actuales demuestran que los valores obtenidos son tan altos que al método lo han llamado pesimista; sin embargo, este método es teóricamente preciso para máquinas de polos no salientes, con bobinados de campo distribuidos, cuando no se considera la saturación.

El procedimiento de prueba para medir Z_s y X_s, como se indica teóricamente, requiere la determinación de las características de la máquina a corto-circuito y a circuito abierto.

La característica a circuito abierto, contraría a la suposición de no saturación, muestra la curvatura ordinariamente encontrada. Si la ordenada de voltaje correspondiente a cualquier valor de excitación de campo se divide por la corriente de corto-circuito para la misma excitación, el cuociente sería la impedancia sincrónica (como se indicó anteriormente); repitiendo este proceso para algunos valores de corriente de campo, se observa una variación de la impedancia sincrónica.

Si las características a corto-circuito y a circuito abierto fueran líneas rectas, el cuociente sería constante. Actualmente es variable, decreciendo con el incremento de excitación; ésto se debe al hecho de que el rango de trabajo de la característica a circuito abierto incluye una zona parcialmente saturada, mientras que todo el rango de la característica a corto-circuito, aún hasta dos o tres veces los valores de corriente a plena carga, corresponde a una condición no saturada.

Ya que la impedancia sincrónica cambia con la variación de la excitación, es lógico seleccionar un valor tan aproximadamente como sea posible al valor promedio de la excitación bajo condiciones de carga.

6-03.- METODO DEL AMERICAN INSTITUTE OF ELECTRICAL ENGINEERS.- Utiliza un método más preciso para la determinación Z_s, que aquél empleado en el método anterior. La información necesaria para aplicar este método, consiste en: curva característica de voltaje a circuito abierto y la curva de factor de potencia cero.

1.- Triángulo y reactancia de POTIER.-

Consideremos un alternador conectado a una carga que consiste de una reactancia inductiva pura, tal que la corriente de armadura I_a retrase 90º al

voltaje de armadura V. El diagrama general de la Fig.6-1 toma la forma de la Fig.6-6, la cual muestra que para propósitos prácticos la excitación neta F_R es la diferencia numérica entre la f.m.m. de campo y armadura, y que el voltaje de terminales V puede tomarse como la diferencia numérica entre la fuerza electromotriz inducida E y la caída por reactancia de armadura $I_a.X_l$.

Si se varía la carga reactiva externa, mientras que al mismo tiempo la excitación de campo F se ajusta tal que la corriente I_a permanezca constante en su valor nominal, el gráfico de relación entre el voltaje de terminales V y la excitación de campo F tomará la forma mostrada en la Fig.6-7, como la curva $F_oP''P$ la cual se llama curva característica a f. de p. cero.

La Fig. 6-7 muestra que cuando la excitación de campo es igual a OF (a la cual corresponde el voltaje a circuito abierto FR), la excitación neta es OM, la cual es menor que OF en un valor igual a la f.m.m. de armadura A. La excitación neta induce un voltaje E = MN, pero de este total se restará I_aX_l = NQ, obteniendo como voltaje de terminales MQ = FP = V, y por eso P es un punto sobre la curva característica a f. de p. cero.

Es fácil ver que si la corriente I_a se conserva constante, se pueden localizar otros puntos tales como P' y P'' sobre la curva característica de f. de p. cero, deslizando el triángulo NQP, llamado el <u>triángulo de Potier</u>, paralelo así mismo de tal manera que N permanezca sobre la característica de circuito abierto. El punto P' es de particular interés porque corresponde a la excitación oF_o, la cual es justamente suficiente para que circule corriente de plena carga cuando la máquina está cortocircuitada.

La Fig.6-7 incluye dos curvas de carga características, una de ella para el caso de carga no inductiva ($\cos\varphi = 1$) y la otra para la carga de f. de p. $\cos\varphi = 0,8$ (atrasado), pero en ambos casos se mantiene la corriente constante a su valor de plena carga.

La característica a f. de p. cero, sin embargo, puede obtenerse experimentalmente por observación directa, cargando el generador con uno o más motores sincrónicos de suficiente capacidad de consumo para absorver la corriente que suministra el generador. El f. de p. de este tipo de carga no será cero, ya que las pérdidas debidas a fricción y ventilación, pérdidas de cobre y hierro debe suministrar el generador bajo prueba,

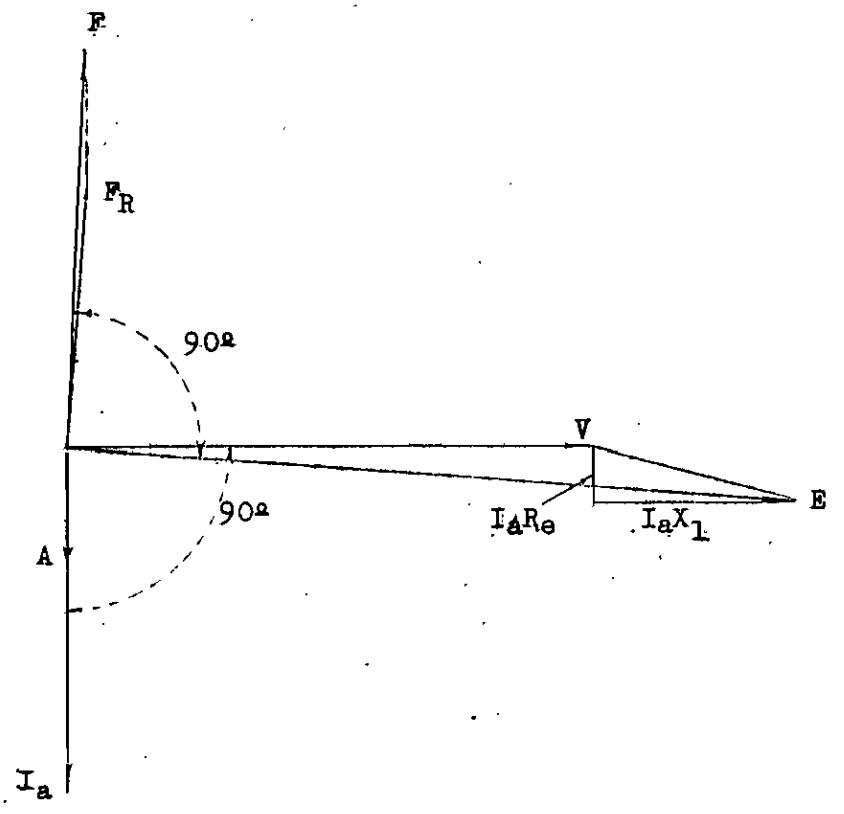


Fig. 6-6. Diagrama general de fasores, para una carga de f de p. Cero.

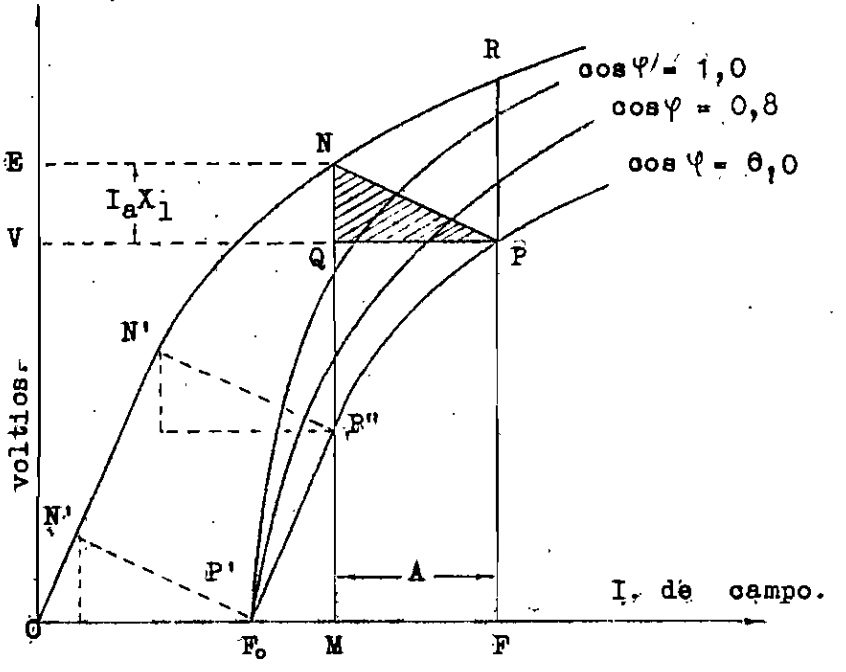


Fig. 6-7. Caracteristicas de carga del Alternador.

pero el f. de p. resultante puede mantenerse a 20% ó menos.

Obsérvese que la curva característica de la carga para cos φ igual 0,8, se localiza más allá de medio camino entre las curvas de cos φ = 1 y cos φ = 0; lo que significa que el voltaje de terminales es muy afectado por los cambios de f. de p. para valores muy cercanos a la unidad, y casi insensible cuando el f. de p. se aproxima a cero.

La construcción de la característica a f. de p. cero que se indica en la Fig.6-7, puede obtenerse a la inversa del procedimiento seguido para la determinación experimental de X_l, reactancia de dispersión de la armadura y la f.m.m. de armadura A, correspondientes a la corriente nominal I. Así, en la Fig.6-8, la curva C_0, característica a circuito abierto, se determina experimentalmente y la curva de f. de p. cero C'_0 no es necesario determinarla en toda su extensión; son suficientes dos puntos, siendo el un punto F_0 obtenido de la característica del corto-circuito; el otro tal como P, se obtienen por medio de una carga de un motor sincrónico desexcitado, tal que la excitación de campo OF del alternador sea aproximadamente igual a su valor normal de plena carga o igual. Luego, la distancia OF_0 lo aplicamos sobre PO'; la línea NO' se construye de tal manera que haga un ángulo α con la horizontal, la intersección de O'N con la curva de saturación sin carga determina su longitud, una perpendicular desde N a la línea O'P establece el punto Q y determina la magnitud NQ igual a IX_l y QP igual a A (A = f.m.m. de armadura correspondiente a la corriente I). El valor de A, determinado experimentalmente debería satisfacer el valor dado por la ecuación

$$A = \frac{2\sqrt{2}}{\pi} m.k_p k_d.N.I \qquad \text{amper-vueltas por polo}$$

El triángulo NQP se le denomina de Potier y puede deslizarse hacia atrás determinado la curva.

La reactancia determinada en esta forma tiene el nombre de "reactancia de Potier".

Definición del A.I.E.E. para la reactancia de Potier.- La reactancia de Potier X_p es una cantidad característica de las máquinas sincrónicas, determinada de una curva de saturación sin carga y una de f. de p. cero. Es útil para calcular la excitación de la máquina a diferentes cargas y factores de potencia. La altura del triángulo de Potier determina la caída por reactancia; y la reactancia X_p es igual a la caída por reactancia dividida por la corriente.

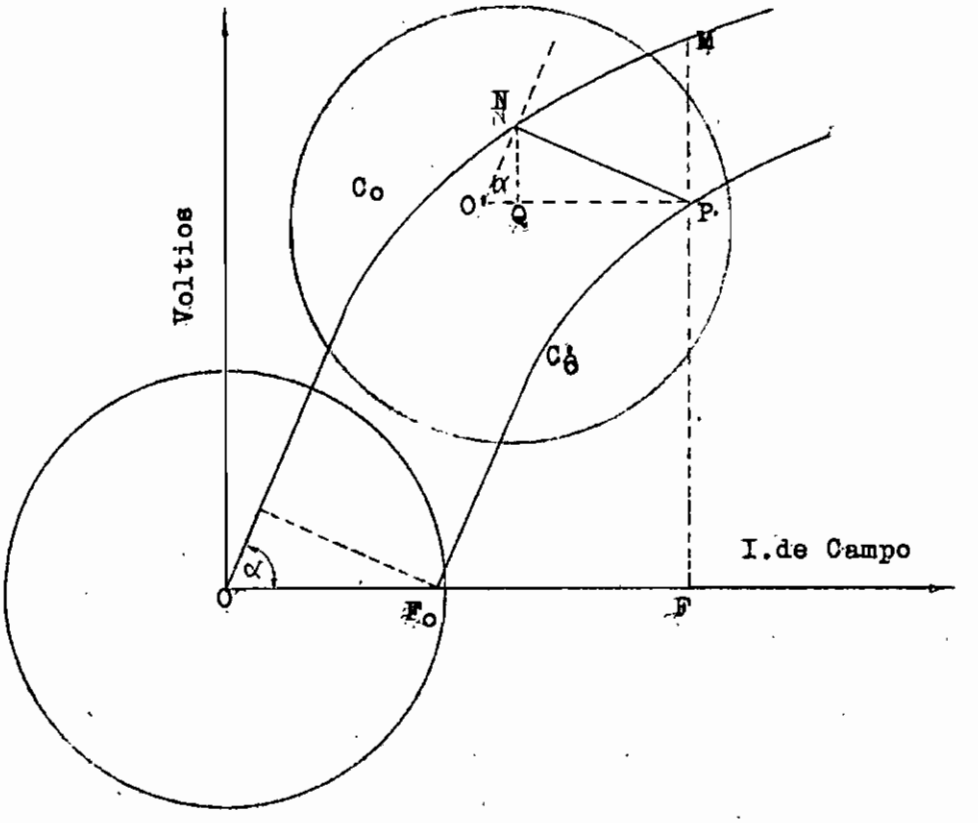


Fig.6-8. Método de Potier para determinar la Reacción de armadura y Reactancia de dispersión.

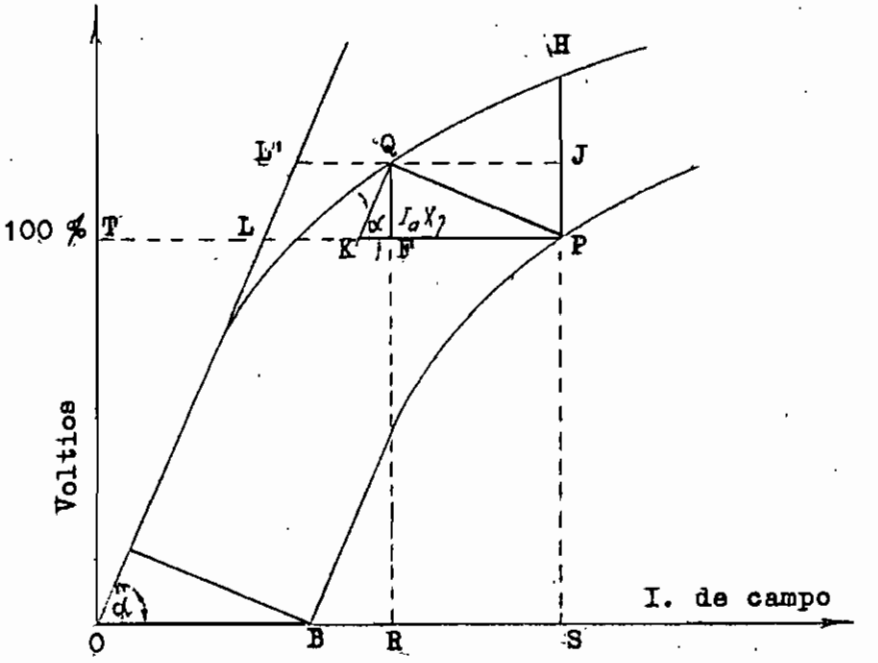


Fig.6-9. Característica de voltaje de un alternador, indicando el triángulo de Potier.

Pueden obtenerse otras relaciones de la Fig.6-9, como sigue:
SH = voltaje a circuito abierto
SP = voltaje nominal
PH = caída por reactancia sincrónica
JP = caída por reactancia de dispersión
JH = caída de voltaje debido a reacción de armadura

Si se construye una tangente a la parte baja de la curva de saturación sin carga que corte a PT en el punto L y la máquina está operando en el punto P, porciones de la excitación total TP son usadas para obtener lo siguiente:
TL, produce el voltaje SP si no se presenta saturación
KF, cubre el efecto de reactancia de dispersión
FP, cubre el efecto de reactancia de armadura
LK, cubre el efecto de saturación ya que LK = L'Q y el grado de saturación es una función del voltaje generado RQ, mas no el voltaje de terminales SP

6-04.- METODO DE LA FUERZA MAGNETO MOTRIZ.-

El método de la F.M.M. se basa sobre la idea que cada f.m.m. que actúa sobre un circuito magnético no saturado, puede ser reemplazado por la f.e.m. que produciría actuando separadamente; lleva a la conclusión que cada f.e.m. puede ser reemplazada por la f.m.m. que la produce; ésta es la idea básica del método para la determinación de la regulación y las características de carga.

El diagrama de fasores de la Fig.6-10 indica las mismas relaciones fundamentales de la Fig.6-1; a saber:

$$\overline{F}_R = \overline{F} + \overline{A} \qquad (16)$$

$$\overline{E} = \overline{V} + \overline{I}(R_e + jX_l) \qquad (17)$$

Y también que $\overline{E}$ está a 90° detrás de $\overline{F}_R$, este hecho se expresa por la ecuación:

$$\overline{E} = -jo\overline{F}_R \qquad (18)$$

Si se instala una bobina exploradora de alambre fino en las mismas ranuras ocupadas por los conductores de una de las bobinas de fase; un voltímetro conectado a sus terminales, leería el voltaje inducido en el bobinado. Este voltaje actual sería debido a todas las líneas de flujo, incluyendo el flujo de dispersión y por esta razón sería igual a la f.e.m. indicada por E_1 en la Fig.6-10. Pero E_1 será la resultante de V e $I_a R_e$; así que

$$\overline{E}_1 = \overline{V} + \overline{I}_a R_e \qquad (19)$$

Y, $$\bar{E} = \bar{E}_1 + j\,\bar{I}_a X_\gamma \qquad (20)$$

La evidencia presentada por el voltímetro conectado a la bobina exploradora, es prueba que la f.e.m. E_1 tiene una existencia real, y que E e $I_a X_\gamma$ deben ser consideradas como componentes ficticias, útiles para propósitos de análisis, pero sin existencia independiente como ente separada. La f.e.m. inducida actualmente E_1, en términos de f.m.m. teórica, debe ser considerada producida por una f.m.m. resultante F_{R_1}, adelantada E_1 a F_{R_1} en 90°; así que por analogía con la ecuación (18), podemos escribir:

$$\bar{E}_1 = -\,j\,c\,\bar{F}_{R_1} \qquad (21)$$

El voltaje $I_a X_\gamma$, ficticio, puede ser considerado en la misma forma por una f.m.m. ficticia A_x, tal que :

$$-j\,\bar{I}_a X_\gamma = -j\,c\,\bar{A}_x \qquad (22)$$

Substituyendo las ecuaciones (18), (21) y (22) en la ecuación (19), tenemos:

$$-j\,c\,\bar{F}_R = -j\,c\,\bar{F}_{R_1} \quad , \text{ de donde:}$$

$$\bar{F}_R = \bar{F}_{R_1} - \bar{A}_x \qquad (23)$$

Reemplazando el valor de F_R en la ecuación (16), tenemos:

$$\bar{F} = \bar{F}_{R_1} - (\bar{A} + \bar{A}_x) \qquad (24)$$

La forma de la ecuación (24) indica que la reacción de armadura A ha sido incrementada por un valor A_x, este incremento se debe al efecto de reactancia de dispersión del bobinado de armadura. En otras palabras, mientras el método de F.E.M. reemplaza la reacción de armadura por una reactancia equivalente, el método de la F.M.M. reemplaza la reactancia de armadura por una reacción equivalente.

Para el caso de una carga reactiva pura ($\cos\varphi = 0$), el diagrama de la Fig.6-10 toma la forma de la Fig.6-11. El voltaje de terminales V es prácticamente igual a E_1, este último es debido a la excitación neta F_{R_1}, la cual es estrechamente igual a la diferencia numérica entre F y $(A + A_x)$. Estos hechos indican que la característica de f. de p. cero puede encontrarse por la construcción que se muestra en la Fig.6-12, donde OF representa un valor de excitación

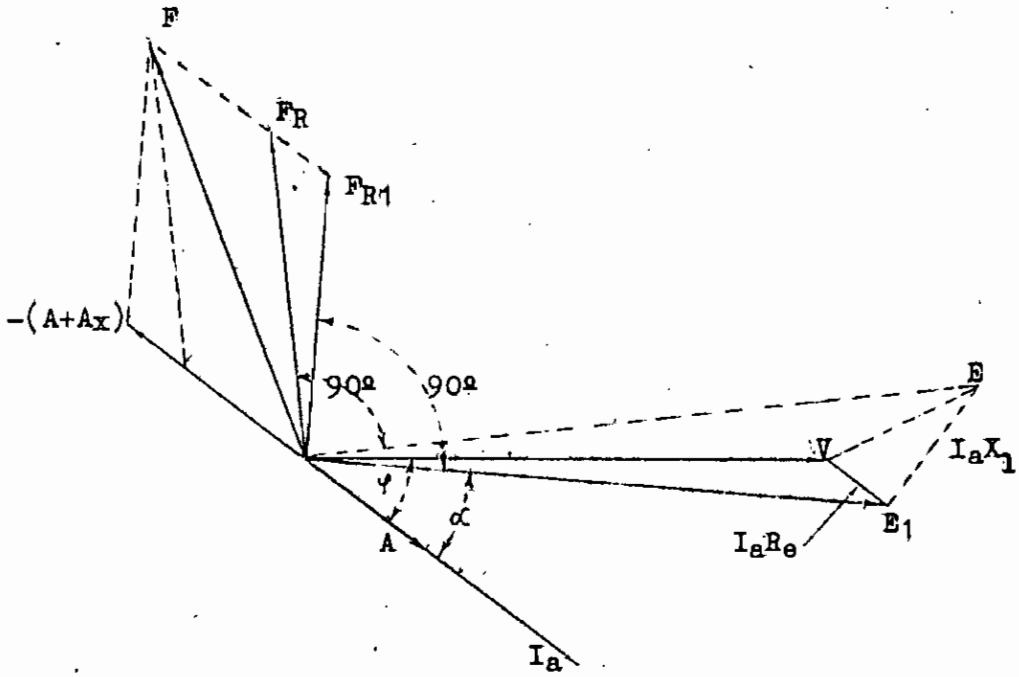


Fig. 6–10. Diagrama de fasores. Método de la F.M.M.

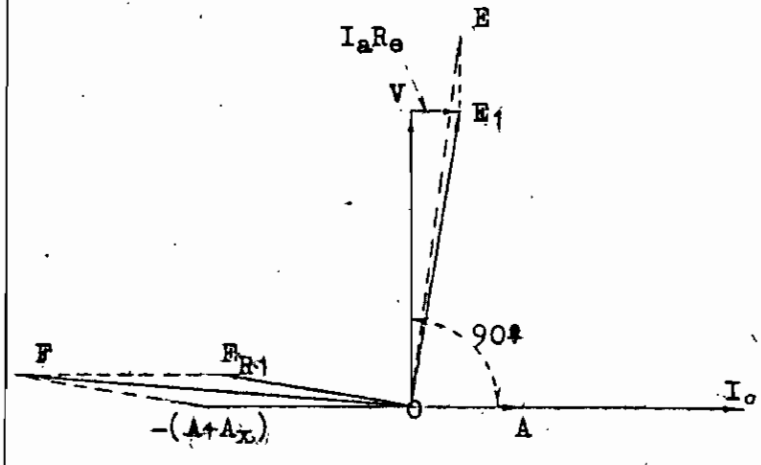


Fig. 6–11. Diagrama de fasores para una carga inductiva pura, método de la F.M.M.

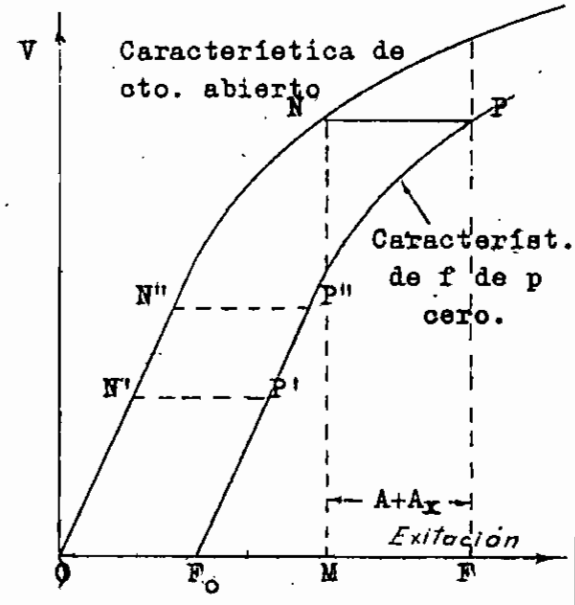


Fig. 6–12. Determininación de Amper-vuelta demagnetizantes de armadura, método de la F.M.M

y MF = A + A_x es la f.m.m. constante de demagnetización de armadura. El valor OF - MF = OM es la excitación neta F_{R1}, y ésto induce la f.e.m. MN = E_1 = V; por eso, proyectando el punto N sobre la ordenada de F, se localiza un punto P sobre la característica de f. de p. cero. Una construcción similar para otros valores de F muestra que el proceso es equivalente a un desplazamiento horizontal a la derecha de la característica sin carga, por una cantidad constante MF = OF_0 = A + A_x .

La construcción indicada en la Fig.6-12, supone que A + A_x se conoce. En caso de no conocer, una manera de encontrar este valor para una máquina dada, es el siguiente: a partir de las características a circuito abierto y f. de p. cero, midiendo el desplazamiento horizontal entre dos puntos tales como N y P, donde MN es el voltaje normal de la máquina. Otro método de encontrar A + A_x es usando las características a circuito abierto y a corto-circuito; se verá de la Fig.6-11 que si V es igual a cero, en corto-circuito, F_{R1} y E_1 también llegan a ser substancialmente cero, y A + A_x será igual a F, prácticamente; ésto significa que A + A_x es la excitación requerida para que circule la corriente de plena carga cuando la máquina está corto-circuitada.

EJEMPLO DE CALCULO DE LA REGULACION POR EL METODO DE LA F.M.M...-

A continuación se calculará la Regulación del Alternador Sincrónico, usado anteriormente, a plena carga y a f. de p. 80%. Las curvas características del alternador se indican en la Fig.6-3, y el diagrama de fasores correspondiente en la Fig.6-13. Las características nominales de placa son las siguientes:

180 KVA	3 fases (conexión Y)	60 ciclos
300 RPM	440 voltios	R_e = 0,048 Ω a 75°C

El voltaje al neutro es 254 voltios y la corriente de línea 236 Amp.

Refiriendo todas las cantidades de un eje que coincida con la corriente I_a, obtenemos, según la Fig.6-10, los siguientes valores:

$$V = 254(0,8 + j\ 0,6) = 203,2 + j\ 152,4$$

$$I_aR_e = 0,048 \times 236 = 11,33$$

$$= 11,33 + j\ 0$$

$$E_1 = V + I_aR_e = 214,5 + j\ 152,4$$

$$E_1 = 262 \text{ vol.}$$

De la curva característica a circuito abierto, a este voltaje le corresponde una corriente de excitación:

$$F_{R1} = 17,5 \text{ Amp.}$$

que está 90° en adelanto a E_1; y E_1 adelanta a la corriente por un ángulo α tal que:

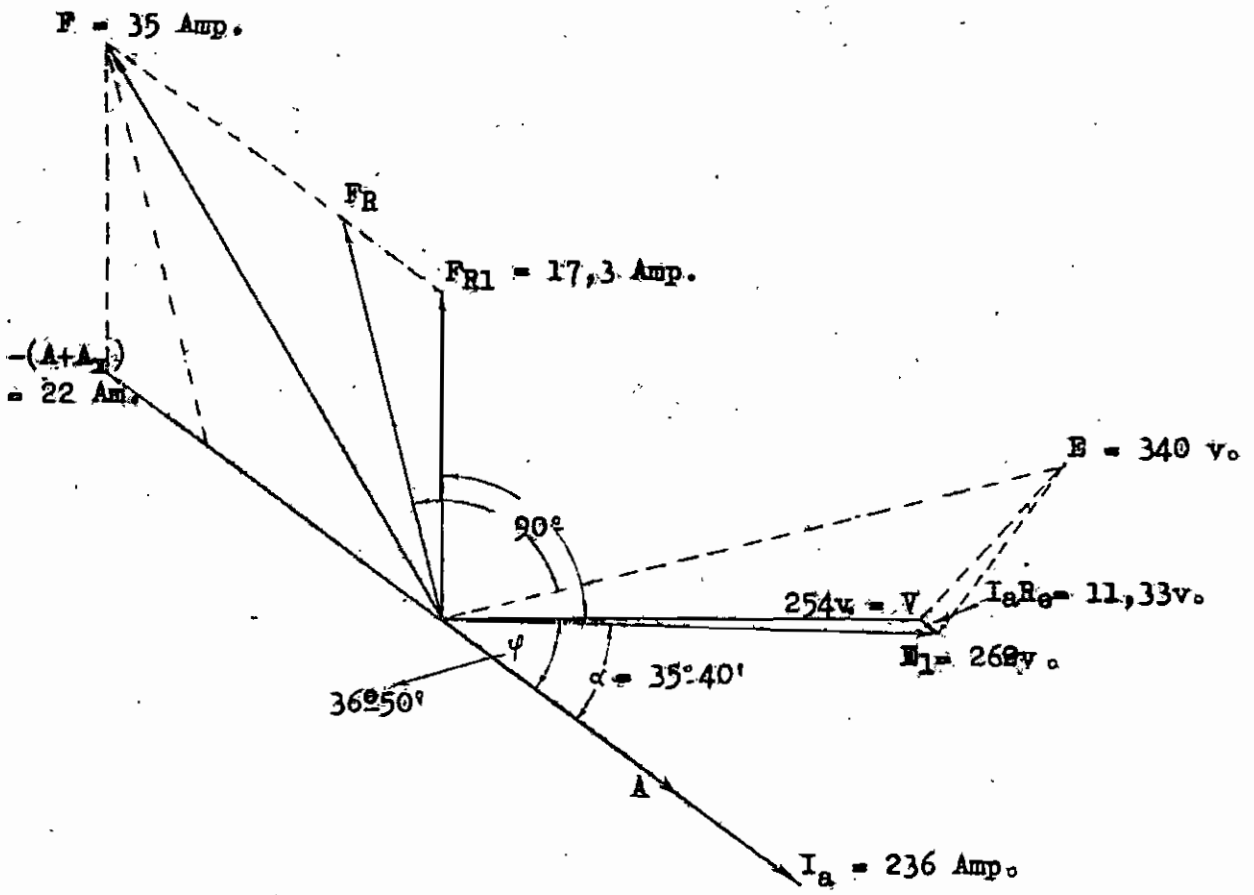

F = 35 Amp.
F_R
F_{R1} = 17,3 Amp.
$-(A+A_1)$
= 22 Amp.
E = 340 v.
90°
254v = V
I_aR_a = 11,33v.
E_1 = 268v.
φ
α = 35°40'
36°50'
A
I_a = 236 Amp.

Fig. 6-13 .-

$$\cos\alpha = 214,5/262 = 0,816; \quad \operatorname{sen}\alpha = 152,4/262 = 0,58$$

$$\dot{F}_{R1} = F_{R1}\left[\cos(90+\alpha) + j\,\operatorname{sen}(90+\alpha)\right]$$

$$= F_{R1}(-\operatorname{sen}\alpha + j\cos\alpha)$$

$$= 17,5(-0,58 + j\,0,816) = -10,15 + j\,14,28$$

La reacción de armadura equivalente $A + A_x = 22$ Amp.,(de la característica de c-c,Fig.6-3) está en fase con la corriente de armadura I_a.De tal manera que tendremos como valor de F el siguiente:

$$F = F_{R1} - (A + A_x) = -32,15 + j\,14,28$$

$$F = \sqrt{1034 + 204} = 35,2 \text{ Amp.}$$

A este valor de excitación de campo, 35,2 Amp., le corresponde un voltaje de 340 voltios,sobre la curva característica del alternador a circuito abierto. Por lo tanto la Regulación es:

$$\text{Reg.} = \frac{340 - 254}{254} \times 100 = 33,8\%$$

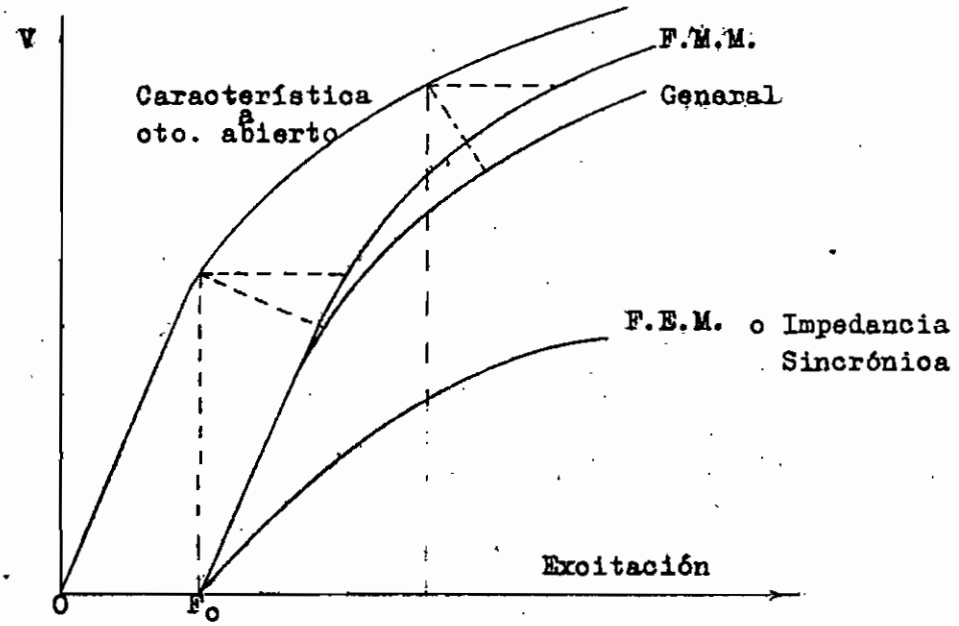


Fig. 6-14. Comparación constructiva de las curvas características de f de p. Cero.

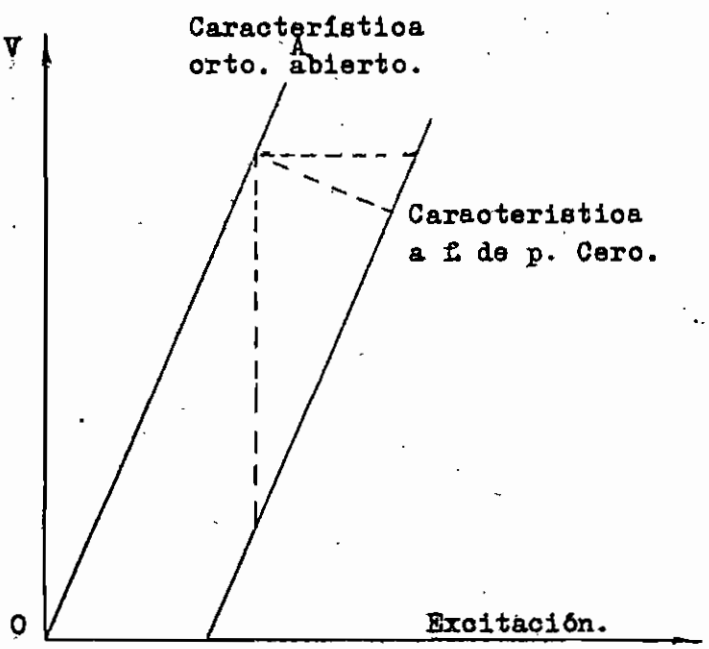


Fig. 6-15. Construcción de las características de f de p Cero en un circuito magnético no saturado.

6-05.- COMPARACION DE LOS METODOS: GENERAL, DE LA F.E.M. Y DE LA F.M.M.-

Los tres métodos para la construcción de la característica a f. de p. cero, se basan en las teorías que se expusieron en los artículos anteriores, todos están indicados en la Fig.6-14, la cual muestra claramente porqué el método de la f.e.m. dá resultados pesimistas, y el método de la f.m.m. tiende a ser optimista. Ambos métodos inicialmente se basaron en la suposición de un circuito magnético no saturado; por esta razón, de ninguno de ellos podemos esperar resultados exactos cuando se presente saturación aún en grado moderado. Si la caracterísitca a circuito abierto fuera una línea recta, como se indica en la Fig.6-15, todos los tres métodos darían obviamente los mismos resultados.

6-06.- METODO DE LA AMERICAN STANDARDS ASSOCIATION.-

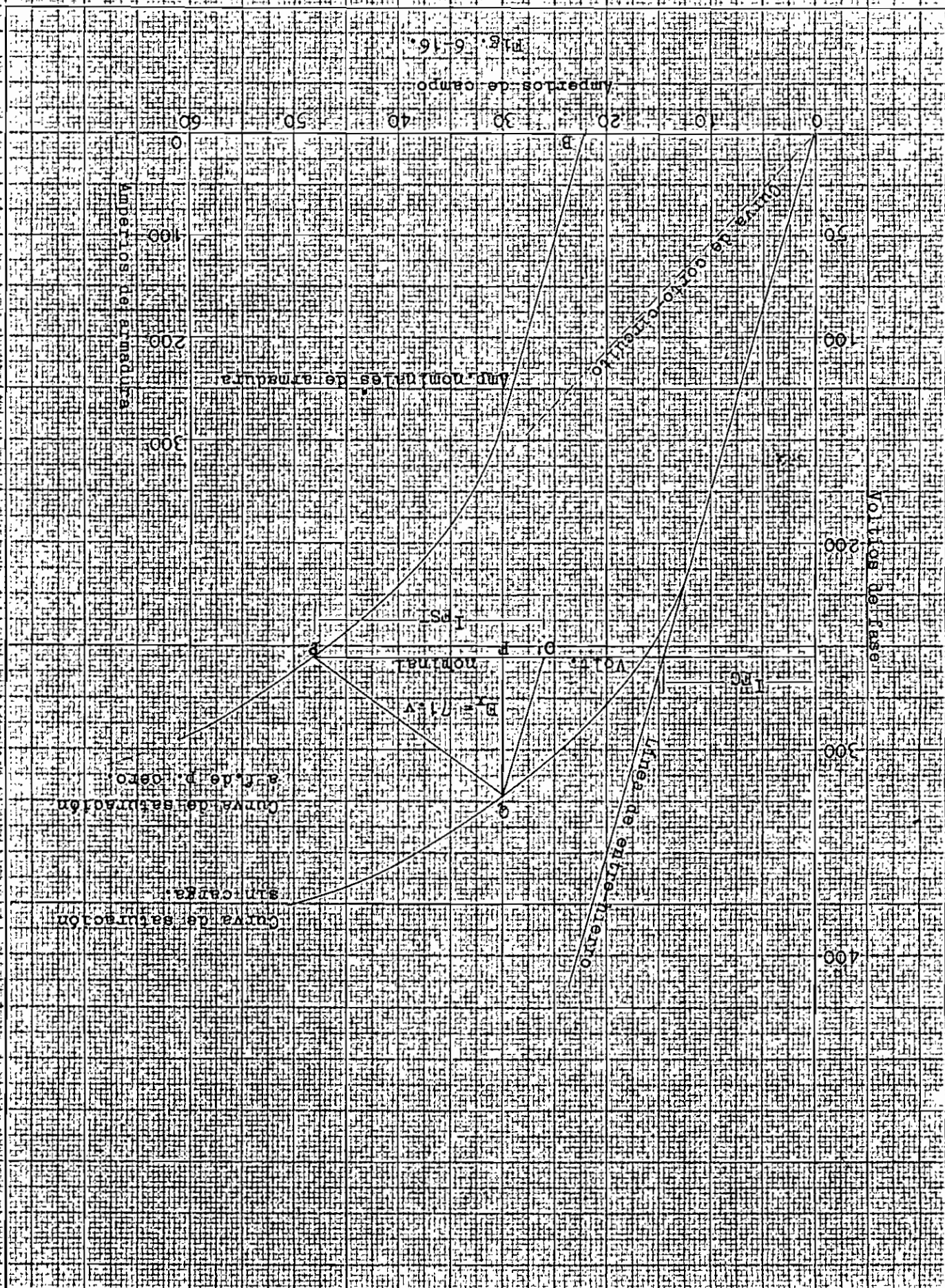
En el desarrollo de este método se emplearán algunos elementos del triángulo de Potier y del análisis de la f.m.m.; pero de ninguna manera la teoría desarrollada en los métodos anteriores.

Las curvas de prueba requeridas se indican en la Fig.6-16, éstas son: característica a circuito abierto o curva de saturación sin carga, característica a f. de p. cero, y la de corriente de línea en corto-circuito. Además, línea de entre-hierro (se obtiene dibujando una línea recta a través del origen, tangente a la parte baja de la curva de saturación sin carga); el triángulo de Potier, siguiendo el procedimiento previamente descrito; y algunos valores de excitación identificados.

Estas curvas pueden ser trazadas en voltios de terminales o voltios al neutro. En el ejemplo a estudiarse, se usará el voltaje al neutro.

Para obtener la regulación o la corriente de campo para el alternador a cualquier f. de p., se seguirá la construcción de la Fig.6-17:

1.- Sobre un diagrama de coordenadas rectangulares, se traza el voltaje nominal al neutro oV a un ángulo φ de f. de p., con el eje de las abscisas.
2.- Calcular la caída de tensión por resistencia de armadura, por fase, E_R y colocarle al extremo de oV paralela a la base.
3.- A esto se suma la caída por reactancia de Potier E_X, leída de la Fig.6-16. Luego se traza oE, éste corresponde al voltaje internamente generado, suponiendo que E_X es igual a $I_g X_1$.
4.- Proyectando oV y oE por medio de arcos sobre la vertical, se obtienen los voltajes V y E_g, respectivamente. Luego se proyecta estas intersecciones horizontalmente sobre la curva de saturación sin carga que ha sido dibujada.



Amperios de campo
Amperios de armadura
Amp. nominales de armadura
Curva de corto-circuito
Voltios de fase
Línea de entre-hierro
Curva de saturación a f. de p. cero.
Curva de saturación sin carga.
Volt. nominal

Fig. 6-16.

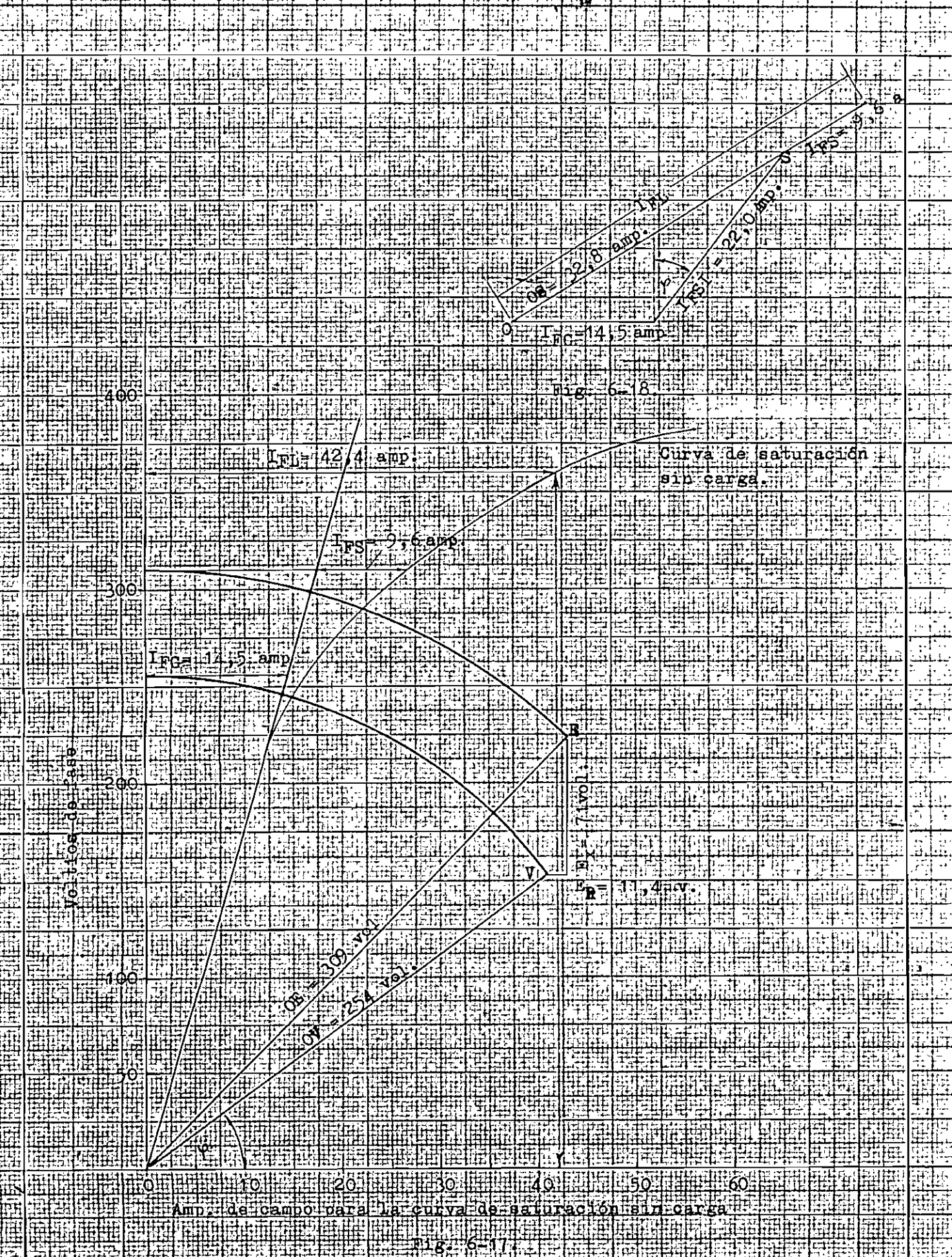


Fig. 6-18.

Fig. 6-17.

5.- Haciendo referencia a la Fig.6-18, trazar I_{FG} correspondiente a la corriente de campo requerida para obtener el voltaje nominal por fase, sin carga, si no se ha llegado a la saturación. (Identificar I_{FG} en la Fig.6-16)

6.- A corto-circuito, los amperes de campo necesarios para producir la corriente nominal de armadura, se muestra como I_{FSI}, lo cual está de acuerdo con la abscisa de la curva a f. de p. cero. Esta corriente de campo I_{FSI} se suma vectorialmente al valor I_{FG} a un ángulo φ de f. de p. con la vertical.

7.- Si no ocurre saturación, la corriente de campo requerida para producir un voltaje nominal de terminales a plena carga, sería OS en la Fig.6-18. Actualmente la saturación requiere que una f.m.m. correspondiente a I_{FS} (Fig.6-17), para forzar el flujo a través del hierro del circuito, al grado de saturación al que está operando el alternador. Por tanto, I_{FS} debe sumarse a OS, produciendo un total designado como I_{FL}.

8.- La transferencia de I_{FL} a la Fig.6-16 o a la Fig.6-17, facilita leer el voltaje correspondiente a esta excitación. El voltaje E_o sin carga, es aquel correspondiente a una excitación I_{FL}, y la regulación será como siempre:

$$\text{Reg.} = \frac{E_o - V}{V} \times 100$$

PROCEDIMIENTO DE CALCULO DE LA REGULACION POR EL METODO DE LA A.S.A.

A continuación se calculará la regulación del mismo alternador sincrónico del ejemplo anterior a plena carga y a un f. de p. 80%. Las características nominales de placa del alternador, son las siguiente:

180 KVA	Tres fases, conectado en Y
300 RPM	440 voltios
60 ciclos	R_e = 0,048 ohmios a 75°C.

Las curvas características del alternador se indican en la Fig.6-16. El voltaje al neutro es 254 voltios, y la corriente de línea 236 Amp.;

$$E_x = 71 \text{ voltios, de acuerdo a la Fig.6-16}$$

$$X_p \sim X_l = 71 / 236 = 0,301 \text{ ohmios.}$$

Para calcular la regulación a 80% de f. de p., se debe hacer referencia a la Fig.6-17.

Al ángulo 36° 50', que corresponde al f. de p. 80%, se tiene oV = 254 v.

$$I_a \cdot R_e = E_R = 0,048 \times 236 = 11,4 \text{ voltios}$$

$$E_x = 71 \text{ voltios}$$

$$oE = 309 \text{ voltios (voltaje interno)}$$

Proyectando los puntos V y E sobre el eje vertical y levantando perpendiculares hasta interceptar la curva de saturación sin carga, se tiene:

$$I_{FG} = 14,5 \text{ Amps.}$$

$$I_{FS} = 9,6 \text{ Amps.}$$

$$I_{FSI} = 22,0 \text{ Amps.}$$

Construyendo la Fig.6-18 con los datos encontrados, se tiene:

$$\overline{I}_{FG} + \overline{I}_{FSI} = \overline{oS} = 32,8 \text{ Amps.}$$

$$\overline{I}_{FL} = 32,8 + 9,6 = 42,4 \text{ Amps.}$$

Una corriente de excitaoión de 42,4 Amsp., produce 360 voltios sobre la curva de saturación sin carga. Por lo tanto, el porcentaje de regulación será:

$$\text{Reg.} = \frac{622 - 440}{440} \times 100 = 41,7\%$$

La corriente de plena carga de 42,4 Amps., para un f. de p. de la carga de 80%, proporciona una indicación de la capacidad de la excitatriz requerida para este alternador sincrónico. El cálculo, para otros valores de f. de p., seguirá el mismo procedimeinto expuesto.

6-07.- DISCUSION DE LOS METODOS PARA DETERMINAR LA REGULACION.-

Valores de Regulación obtenidos por los diferentes métodos:

Método de la Impedancia Sincrónica	64,17%
Método de la Fuerza Magneto Motriz	33,80%
Método de la A.S.A.	41,70%

La exposición realizada de los métodos originales de la Impedancia Sincrónica o de la f.e.m. y de la f.m.m., para calcular el voltaje de regulación y las características de carga, sirven para demostrar claramente que ninguno de los dos métodos, en la forma en la cual se desarrollaron originalmente, son capaces de proporcionar resultados dignos de confianza. La insuficiencia de los resultados obtenidos por estos dos métodos estriva principalmente en la suposición irreal de un circuito magnético no saturado; y cuando se aplica estos métodos a máquinas de polos salientes, como se hizo regularmente antes de que se desarrollen los alternadores de rotor cilíndrico, el error de las predicciones fueron aún más notorias como se puede observar de los resultados del ejemplo estudiado.

Una característica que puede ser mencionada a este respecto, es que las f.m.ms. de armadura y del devanado de excitación de campo pueden combinarse vectorialmente solamente cuando ellos actúan sobre el mismo circuito magnético. Esta condición es aplicable en el caso de alternadores que tengan rotor cilíndrico, pero ésto no satis-

face plenamente en máquinas del tipo de polos salientes;por esta razón la aplicación de los métodos originales de f.m.m. y de impedancia sincrónica a este tipo de alternadores,dan resultados erróneos.

Sin embargo,de la falta de exactitud de estos dos métodos,conducen a construcciones simples que proporcionan buenos resultados, y ésta es la razón principal para que la A.S.A. haya adoptado una forma modificada del método de la f.m.m. para el cálculo del voltaje de regulación.

Refiriéndonos al diagrama de f.m.ms.,Fig.6-10,se puede ver que la excitación de campo F,es la suma de los fasores F_{R_1} y $-(A+A_X)$; estas relaciones se reproducen en la Fig.6-18,donde también se indica que el ángulo $I_{FSI} = -(A + A_X)$ y la perpendicular levantada del extremo de $I_{FG} = F_{R_1}$ (el cual en la Fig.6-10 es igual a α)puede tomarse igual a φ ,donde $\cos\varphi$ es el f. de p. de la carga;esta aproximación se justifica ya que la caída óhmica $I_a.R_e$ es muy pequeña. Pero la excitación de campo OS determinada en la suposición de un circuito magnético no saturado (Fig.6-18),se lo incrementa en una cantidad I_{FS} para tomar en cuenta la excitación adicional requerida por el circuito parcialmente saturado;de aquí el éxito de este método.

Este método,que podría oficializarse en nuestro País con el objeto de entrega-recepción de alternadores instalados, dá resultados eficaces para los dos tipos de maquinaria,esto es alternadores de polos salientes y alternadores de campo cilíndrico.

CAPITULO 7

Cálculo de la Ractancia y de la Reacción de Armadura

Cálculo de la resistencia. Reacción de armadura. Método usual. Método de la curva escalonada. Método basado en las series de Fourier. Reacción de armadura de un alternador monofásico. Método monofásico aplicado a máquinas polifásicas. Cálculo de la reacción de armadura. Reactancia de dispersión. Reactancia de la ranura. Reactancia del extremo de las conexiones. Cálculo de la reactancia de dispersión de armadura.

INTRODUCCION.-

En el capítulo anterior se han presentado algunos métodos para determinar las características de un alternador a partir de datos de prueba, pero, muy frecuentemente es necesario determinar las características a partir de datos de diseño. Para hacer estas predicciones del funcionamiento sin ayuda de los datos de prueba, es necesario el análisis de las constantes de la máquina.

7-01.- CALCULO DE LA RESISTENCIA.-

La resistencia de una máquina sincrónica es la que presenta la armadura a corriente alterna, la cual es mayor que la resistencia a c-d, debido a la no uniformidad de la densidad de corriente y pérdidas locales de hierro. Esta resistencia es casi siempre despreciable en estudio de sistemas de fuerza, incluyendo estudios de operación normal y de estabilidad. Se exceptúa cuando se trata de un corto-circuito trifásico en o cerca a los terminales del generador.

La resistencia por fase del circuito de armadura puede ser calculada partiendo de la longitud del conductor, área del conductor, número de conductores en serie y número de caminos paralelos de todo el devanado. El valor de resistencia se especificará a 75° C de acuerdo a los Stándards del A.I.E.E.. La resistencia para cualquier temperatura puede expresarse como sigue:

$$R = (1 + 0{,}004\ t°C).9{,}7.\ l_c N_a/a.n \qquad (25)$$

donde: $t°C$ = temperatura en grados centígrados
l_c = longitud media de una espira
N_a = espiras en serie por fase
a = área del conductor en circular mils
n = número de caminos paralelos por fase

(1 pulgada cuadrada = 1.273.000 circular mils).

El valor encontrado para R se incrementará por los factores necesarios para obtener la resistencia efectiva. En general, se multiplicará por 1,6 para obtener un valor efectivo para máquinas de 60 ciclos, y por 1,2 para máquinas de 25 ciclos.

7-02.- REACCION DE ARMADURA.-

En el desarrollo del artículo 5-05, se mostró que el valor máximo de la f.m.m. producida por un alternador trifásico, dos polos, con devanado de tiro completo, es $1,5\ I_m N_\phi$ cuando las corrientes de las tres líneas son sinusoidales, teniendo un valor máximo I_m, y N_ϕ es el número de espiras por fase de la armadura. Este valor máximo de la f.m.m. de la armadura es algunas veces llamado "valor de cresta".

En operación normal esta f.m.m. produce un flujo, el cual atraviesa la armadura y los polos de la máquina. La reluctancia para este flujo se encuentra en las dos regiones del entre-hierro, donde el flujo sale de la armadura al campo y vice-versa.

Por conveniencia, el valor de cresta de la f.m.m. de reacción de armadura se expresa como los amperios-vuelta por polo A. Para el caso del ejemplo en consideración, la f.m.m. total es:

$$\text{f.m.m.}_{(\text{total})} = 1,5\ I_m N_\phi$$

donde $I_m = \sqrt{2}\ I_a$ (I_a valor de la raíz cuadrada media de la corriente del conductor), y el número total de conductores $Z = 6 N_\phi$

$$A = 1,5\ I_m N_\phi / P = 1,5\sqrt{2}\ I_a Z / 6P$$

$$A = 0,707\ I_a Z / 2P \text{ amperios por polo} \qquad (26)$$

La Fig.7-1 muestra la variación de la f.m.m. producida por la bobina a-a' de la Fig.5-5. La variación en amplitud de esta onda de f.m.m. es sinusoidal en el tiempo, ya que es producida por la corriente I_a la cual también es sinusoidal en el tiempo (Fig.5-5c). La f.m.m. producida por las tres bobinas al tiempo t_1 (Fig.5-5c) se muestra en la Fig.7-2. Puede verse que el valor de cresta ocurre entre los conductores c' y b. Este valor particular de cresta existe cuando las ondas de f.m.m., producidas por cada fase, son sinusoidales en el espacio y las amplitudes sinusoidales en el tiempo, y espaciadas 120°. Se mostrará más adelante que estas ondas de f.m.m. no son sinusoidales en el espacio, por esta razón el método está sujeto a error, pero su magnitud no es suficiente para invalidar el método.

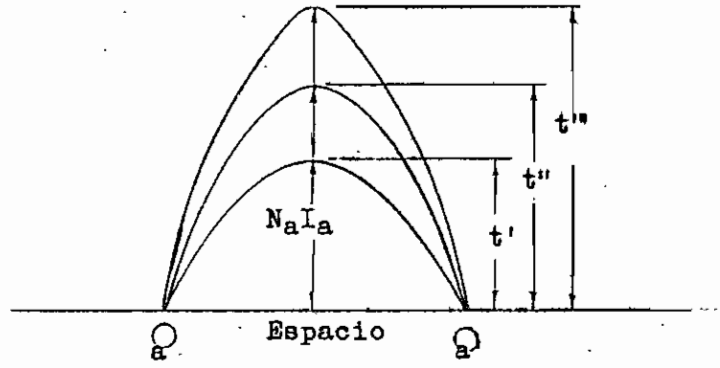


Fig. 7-1. Ondas de f.m.m. en una sola bobina.

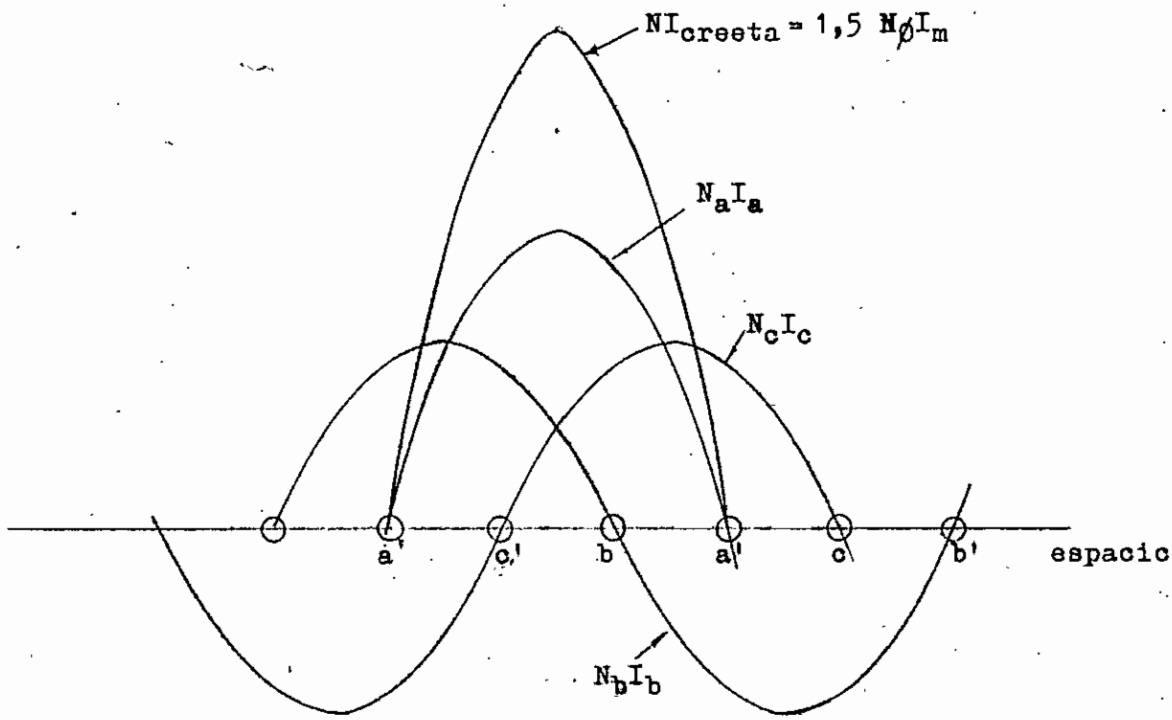


Fig. 7-2. Ondas de f.m.m. en una armadura trifásica.

Cuando se use bobinados de tiro corto o bobinado distribuído, el valor de cresta A es usualmente menor. El efecto se cubre en el cálculo multiplicando la ecuación (26) por los factores de distribución y tiro, como sigue:

$$A = \frac{0{,}707\ I_a\ Z}{2P} \cdot k_d \cdot k_p \qquad (27)$$

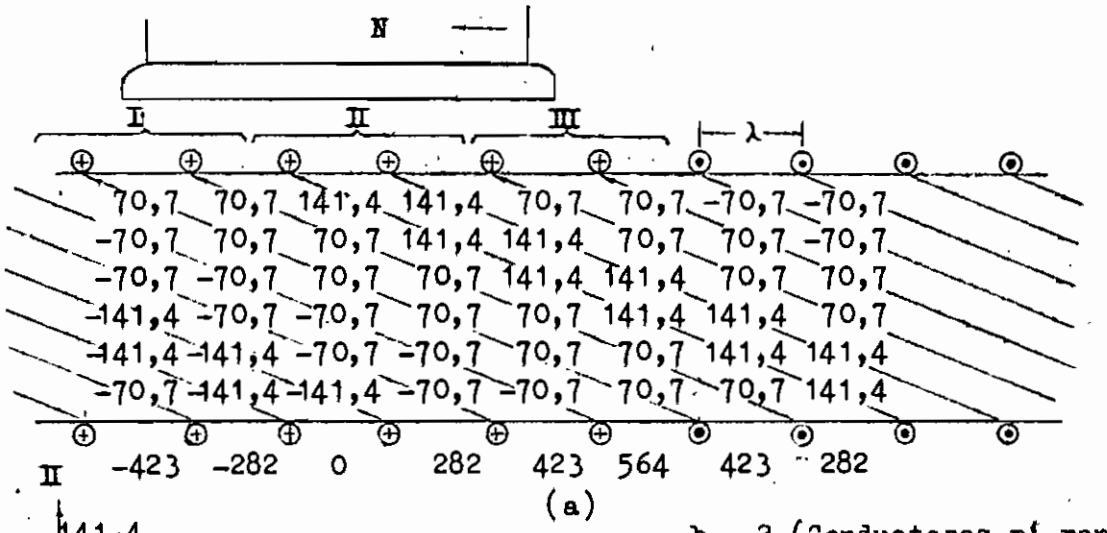
7-03.- METODO DE LA CURVA ESCALONADA.-

Este método de evaluación de la reacción de armadura es más exacto que el descrito anteriormente; los resultados varían muy poco de aquéllos del primer método, excepto en alternadores que tengan solamente unas pocas ranuras por polo. El método se explicará aplicándolo a una máquina que tenga las siguientes características:

Número de fases = 3
Número de ranuras por polo = 6
Número de conductores por ranura = 2
Devanado de doble capa y tiro completo

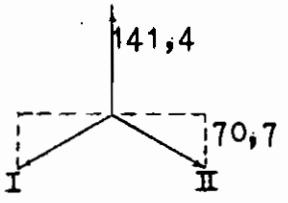
Las bobinas de esta armadura se localizan una con respecto a otra, como se ve en la Fig.7-3a. Las tres fases se representan por la notación I, II y III. Se supone, que todos los conductores de la parte superior de las varias ranuras, están en la hilera superior, y todos los conductores del fondo de las ranuras se localizan en la hilera inferior. Los conductores localizados verticalmente con respecto a otro, ocupan la misma ranura. Las líneas oblícuas dibujadas desde los conductores del tope a los conductores del fondo, pueden asumirse como espiras finales de las bobinas individuales de armadura. La separación vertical de estas dos hileras de conductores tiene por objeto facilitar la explicación.

Se supone que la máquina es cargada hasta que la corriente de armadura sea 100 amperios por terminal y que las corrientes de armadura estén en fase con los voltajes producidos por el flujo de campo. Hacer referencia a la Fig.7-3. Al instante indicado, el voltaje y corriente de la fase II, tienen sus valores máximos. El valor máximo de la corriente en la fase II es 141 Amp., y desde que se supone una espira por bobina, los valores de corriente mostrados en la Fig.7-3a, también serán los mismos como los amperios-vuelta para las bobinas particulares. Estos valores de amperios-vuelta se suman algébricamente y se indican en la Fig.7-3c. Esta curva escalonada muestra la distribución de la f.m.m. de reacción de armadura alrededor del entre-hierro. El valor de cresta de esta onda es de 564 Amp-vuelta o



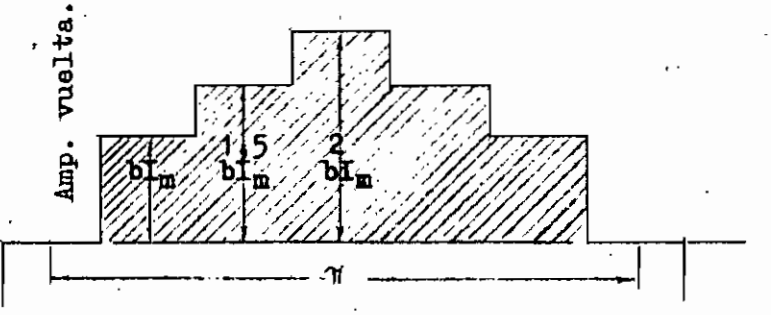
(a)

b = 2 (Conductores p' ranura)



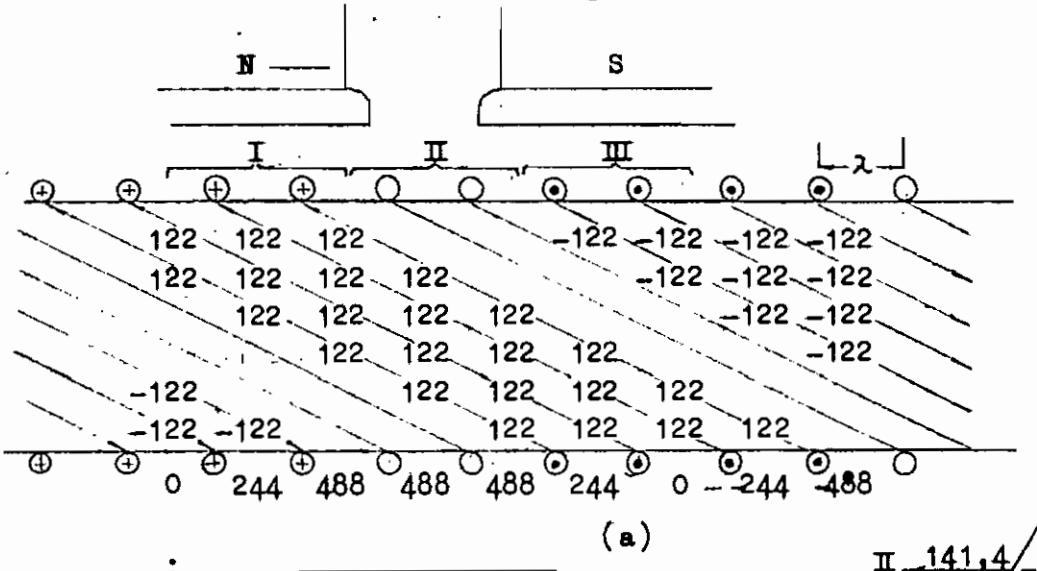
(b)

Las proyecciones de los vectores de corriente sobre el eje vertical indican los valores instantáneos.

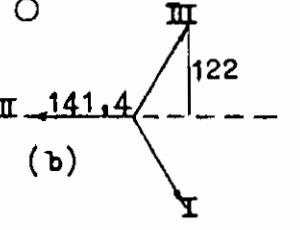


(c)

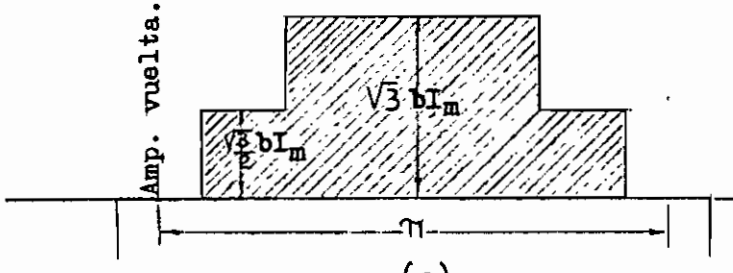
Fig. 7-3.



(a)



(b)



(c)

Las proyecciones de los vectores de corriente sobre el eje vertical indican los valores instantáneos.

Fig. 7-4.

en términos más generales:

$$2b.I_m = 564$$

donde b = conductores por ranura. En este caso b = 2

La siguiente consideración al instante al cual el campo se ha movido 90°. Los valores instantáneos de las corrientes en las bobinas de armadura son como se muestran en la Fig.7-4a. Los amper-vuelta en cada posición en el entre-hierro se suman algébricamente y se obtiene la curva escalonada de la Fig.7-4c como la distribución de reacción de armadura.

De las varias posibilidades para evaluar los amper-vuelta de reacción de armadura, se mencionan tres métodos:

1.- Los amper-vuelta promedio de reacción de armadura por polo pueden tomarse como el promedio de los dos valores de cresta.

2.- Los amper-vuelta promedio de reacción de armadura por polo pueden ser tomados como el promedio de las dos áreas bajo las curvas.

3.-4 Los amper-vuelta de reacción de armadura por polo pueden ser calculados como valores de cresta de una onda de seno con una área igual al promedio de las dos áreas anteriores.

Los métodos 1 y 3 son los más comunmente utilizados.

Fórmulas para amper-vuelta dadas para curvas escalonadas.- Para evitarse el trazado de las curvas escalonadas cada vez que se desee un valor, a continuación se dan fórmulas para resolver por cada uno de los dos métodos más usados.

METODO 1.-

El valor de cresta de la curva indicada en la Fig.7-3c es: $2b.I_m$; el valor de cresta mostrado en la Fig.7-4c es $\sqrt{3}\ b.I_m$. El promedio de estos dos valores es:

$$A = \frac{2+\sqrt{3}}{2}.b.I_m = \frac{2+\sqrt{3}}{2}.b.\sqrt{2}.I_a \qquad (28)$$

Si el total de conductores en la armadura es Z, luego Z/P es el número de conductores por polo. En el ejemplo hay 6 ranuras por polo:

$$Z/6P = b \text{ (conductores por ranura)}$$

La expresiones anteriores se convierten en:

$$\frac{2+\sqrt{3}}{2} \cdot \frac{Z}{6P} \cdot \sqrt{2} \cdot I_a = 0,88 \frac{Z}{2P} \cdot I_a \qquad (29)$$

Como se ve, el método de la curva escalonada para la determinación de los amperios-vuelta de reacción de armadura por el promedio de las crestas, da una constante igual a 0,88, comparable con 0,707 del método usual.

METODO 3.-

Para usar este método, se deben determinar las áreas bajo las curvas de las Figs.7-3c y 7-4c. Considerar λ igual al paso de la ranura.

Luego el área bajo la curva de la Fig.7-3c es:

$$\begin{array}{r} 1,0\ b.I_m\lambda \\ 1,5\ b.I_m\lambda \\ 2,0\ b.I_m\lambda \\ 1,5\ b.I_m\lambda \\ 1,0\ b.I_m\lambda \\ \hline 7,0\ b.I_m\lambda \end{array}$$

En forma similar, se encuentra el área bajo la curva de la Fig.7-4c igual a $6,93\ b.I_m\lambda$. El promedio de estas áreas es igual a $6,965 \times b.I_m\lambda$. Si $NI_{prm.}$ representa los amperios-vuelta bajo el polo, luego el área bajo la curva (con 6 ranuras por polo), será $NI_{prm.} .6\lambda$.

Luego $NI_{prm.} .6\lambda = 6,965\ b.I_m .\lambda$

$$NI_{prm.} = 1,166\ I_m.b = 1,16 \times 2 \times 1,41\ I_a = 3,26\ I_a$$

Para esta máquina $Z = 12P$, y

$$NI_{prm.} = 3,26\ I_a.Z/12P = 0,547\ Z.I_a/12P$$

Con la f.m.m. de reacción de armadura representada como una onda de seno que tiene una área igual al promedio de la área obtenida anteriormente, el valor de cresta de la onda sería:

$$A = \frac{\pi}{2} \cdot NI_{prm.} = 0,861 \cdot Z \cdot I_a/2P \qquad (30)$$

TABLA 8.- Constantes para determinar los Amper-vuelta de Reacción de Armadura, por el método de la "Curva escalonada". Corregidas para varios tiros y ranuras por polo.

NI de cresta por polo = K.b.I
b = conductores por ranura
I = corriente efectiva por conductor

Tres Fases

Ranuras por polo	Tiro	K	Ranuras p'polo	Tiro	K
3	1	1,382	15	1	6,450
				14/15	6,443
6	1	2,580		13/15	6,370
	5/6	2,582		12/15	6,165
	4/6	2,236		11/15	5,920
	3/6	1,890		10/15	5,620
				9/15	5,230
9	1	3,870		8/15	4,895
	8/9	3,844			
	7/9	3,680			
	6/9	3,380			
	5/9	2,978			
12	1	5,285			
	11/12	5,170			
	10/12	5,000			
	9/12	4,825			
	8/12	4,478			
	7/12	4,140			
	6/12	3,660			

Dos fases- Tiro completo

Ranuras por polo	K	Ranuras por polo	K
2	0,949	8	3,160
4	1,579	10	3,220
6	2,437	12	4,740

Si se trazan las curvas, el método de la curva escalonada corrige los factores de tiro y distribución, por lo tanto no se necesitará hacer ninguna otra corrección. Sin embargo, las constantes determinadas anteriormente son válidas solamente para el número dado de ranuras por polo. En la Tabla 8 se indican las constantes calculadas para varias combinaciones de ranuras y tiros, usando el método 3. El uso de la tabla elimina construir la curva para cada nueva condición.

7-04.- METODO BASADO EN LAS SERIES DE FOURIER.-

Usando el teorema de Fourier, es posible expresar cualquier expresión periódica por una serie de ondas de seno. Considerando el conjunto de f.m.ms. Fig.7-5 (generado por una bobina de N_c espiras), teniendo un valor de "y" constante entre "x" igual a cero y "x" igual a π.

Luego: $y = N_c \cdot I_a$, $\quad 0 < x < \pi$

El coeficiente de la armónica de orden m en una serie de Fourier:

$$A_m = \frac{2}{\pi} \int_0^{\pi} f(x) \operatorname{sen} mx \, dx$$

Aquí $f(x) = y = N_c I_a$

$$A_m = \frac{2}{\pi} \int_0^{\pi} N_c I_a \operatorname{sen} mx \, dx = \frac{2N_c I_a}{\pi} \times \left(-\frac{1}{m} \cos mx\right)_0^{\pi}$$

Cuando m es impar:

$$A_m = \left(2N_c I_a / \pi . m\right)(1+1) = 4N_c I_a / \pi . m$$

Cuando m es par:

$$A_m = \left(2N_c I_a / \pi . m\right)(-1+1) = 0$$

Luego, para la serie completa:

$$y = N_c I_a = \left(4N_c I_a / \pi\right)\left(\operatorname{sen} x + \frac{1}{3} \operatorname{sen} 3x + \frac{1}{5} \operatorname{sen} 5x..\right) \quad (31)$$

Esto es, reemplazando una figura rectangular de base 0 a π por esta serie de Fourier; la onda fundamental tendrá un valor pico de $4/\pi$ veces la altura del rectángulo. De aquí la ecuación para amperios-vuelta de reacción de armadura, despreciando todas las armónicas y considerando todas las fundamentales, sería:

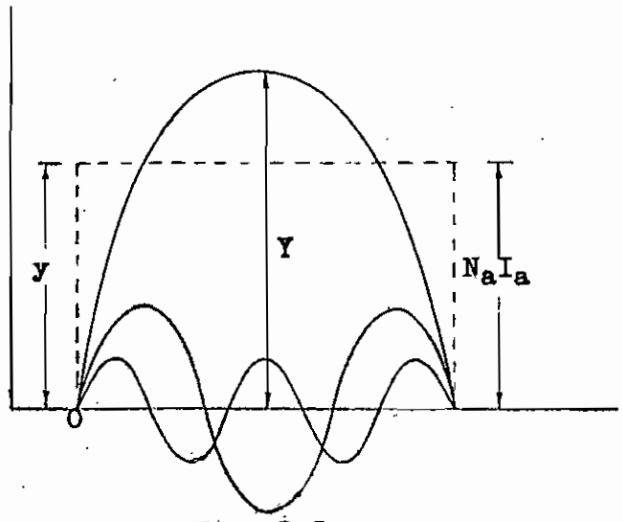


Fig. 7-5

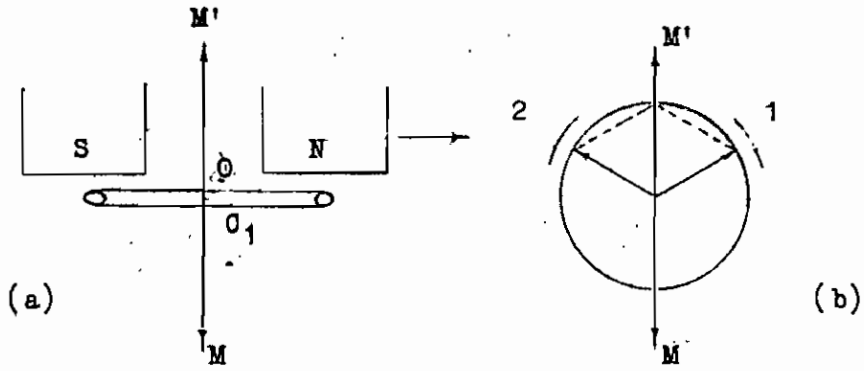


Fig. 7-6. Vector oscilante de Reacción de Armadura

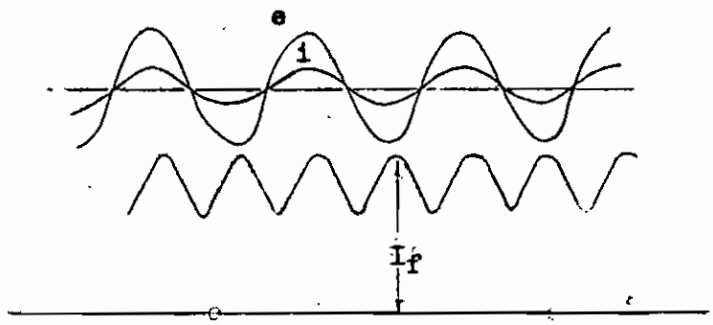


Fig. 7-7. Curvas de voltaje y corriente de un Alternador monofásico sobre una carga de f de p. unidad .

$$\text{cresta f.m.m.} = \sqrt{2}\ \frac{4}{\pi} N_c I_a \quad \text{por par de polos} \qquad (32)$$

Esta para una bobina en términos de espiras N_c y amper efectivos.

Para una máquina de dos polos que tenga N_c espiras concentradas por fase, por par de polos, los amper-vuelta en la cresta llegarían a ser:

$$\text{cresta f.m.m.} = \sqrt{2}.\ \frac{4}{\pi} N_c I_a \quad \text{por par de polos}$$

pero $N_c = Z/2P$; y

$$A = \sqrt{2}\ \frac{4\ Z\ .I_a}{\pi\ 2x2P} = 0{,}9\ Z\ I_a/2P \qquad (33)$$

El resultado es el mismo para una máquina trifásica. Estas ecuaciones deben ser corregidas por el factor de tiro y distribución.

7-05.- REACCION DE ARMADURA EN UN ALTERNADOR MONOFASICO.-

Para desarrollar la teoría de reacción de armadura, se usará una máquina monofásica, con bobinado de tiro completo, como se indica en la Fig.7-6.

La bobina de armadura transporta una corriente que está en fase con el voltaje del circuito abierto inducido en ella. La f.m.m. de armadura se indica como vector M. Como el campo rotá, esta f.m.m. variará desde M pasando por cero a M'. Esto es, la reacción de armadura oscilará a lo largo del eje MM' de la bobina de armadura y permanecerá fijo en el espacio con respecto a la armadura. Como el vector varía sinusoidalmente, puede ser reemplazado por dos vectores de la mitad de su magnitud y rotando en direcciones opuestas con igual frecuencia a la original. El vector oscilante M es equivalente de los dos vectores rotantes indicados en la Fig.7-6b. La resultante de 1 y 2 se localiza a lo largo de MM'. Los dos vectores rotan en direcciones opuestas con velocidad sincrónica, con respecto a la armadura estacionaria, y con respecto al campo móvil, el un vector es estacionario y el otro rota al doble de la velocidad sincrónica.

Si Z es el número total de conductores de armadura, la reacción de armadura de esta parte la cual está fija con respecto al campo, es:

$$\text{Reacción de armadura por polo} = \tfrac{1}{2}.\ \frac{\frac{1}{2}Z}{P}\ .\sqrt{2}\ I_a$$

$$A = 0{,}707\ ZI_a/2P \qquad (34)$$

O desde el punto de vista de las series de Fourier, sería:

$$A = 0{,}9\ Z\ I_a\ /\ 2P$$

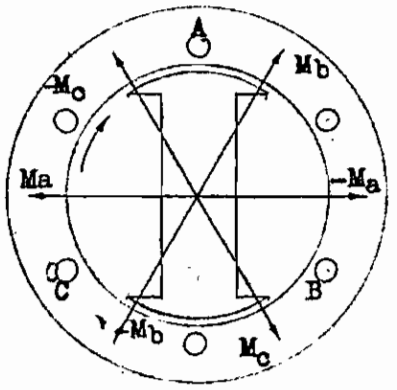
En cada caso se usarán los factores k_p.k_d, como se requiera.

La componente que rota en dirección opuesta al campo, o a dos veces la velocidad sincrónica con respecto a ella, tiene el mismo valor y causa un flujo pulsátil a través de las caras de los polos de campo y una pulsación del flujo del polo principal. Esta componente de doble frecuencia (con respecto al campo), resulta en una tercera armónica de voltaje generado en el bobinado de armadura, y da orígen a una segunda armónica de corriente en el bobinado de campo de c-d, que está superpuesta sobre la c-d usada para la excitación, como se indica en la Fig.7-7. Estos efectos pueden eliminarse en su mayor parte por el uso de una jaula de ardilla u otro bobinado amortiguador emplazado en las zapatas polares.

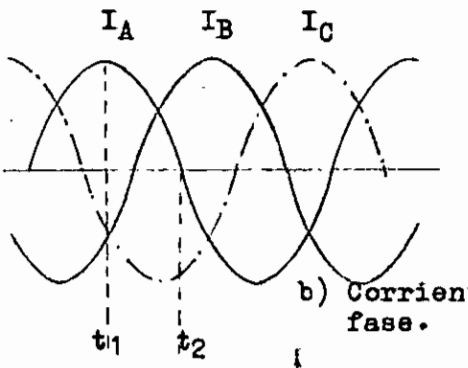
7-06.- METODO MONOFASICO AMPLIADO A MAQUINAS POLIFASICAS.- El método tratado en el artículo anterior para máquinas monofásicas, puede extenderse a máquinas polifásicas. El siguiente desarrollo se aplicará a un alternador trifásico como el de la Fig.7-8a. Las tres corrientes I_A, I_B e I_C son positivas cuando fluyen hacia dentro de A, B y C. Los valores positivos de I_A, I_B e I_C originan f.m.ms. M_a, M_b y M_c en las direcciones que se muestra en la Fig.7-8a.

A un instante t_1 (Fig.7-8b) el valor máximo de la corriente I_A producirá M_a. Esta f.m.m. tiene sus componentes de retraso y de adelanto A_b y A_f, ~~respectivamente~~ Fig.7-8c. Las componentes de adelanto y de retraso de M_b y M_c son B_f, B_b y C_f y C_b, respectivamente. Todos los diagramas de la Fig.7-8c-d-f-g, son diagramas en el espacio. Para este mismo instante las f.m.ms. M_b y M_c con sus componentes, se indican en las Figs.7-8d y 7-8e, respectivamente. La suma de las componentes de adelanto de las tres fases se muestran en la Fig.7-8f, y de las componentes en retraso en la Fig.7-8g. Se notará que las componentes de adelanto de las f.m.ms. de las tres fases están en fase, siendo su suma 1,5 $N\phi.I_m$, donde I_m es el valor máximo de corriente de una fase. Las componentes de retraso se indican en la Fig.7-8g, están espaciadas 120° y por esta razón su suma es cero. De tal manera, que las f.m.ms. que solamente están operando, son aquellas que se indican en la Fig.7-8f.

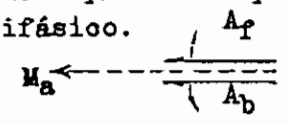
Una investigación de estas f.m.ms. y sus componentes a un tiempo t_2, manifestará que las componentes han rotado 90° con respecto a su localización en t_1 (Fig.7-8c-d'-e'-f'-g'). Nuevamente, la suma de las componentes en adelanto es igual en magnitud a aquélla de la Fig.7-8f.



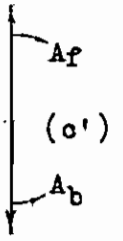
a) F.m.m. producida por un estator trifásico.



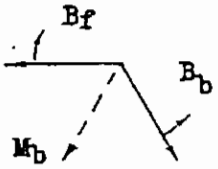
b) Corrientes de fase.



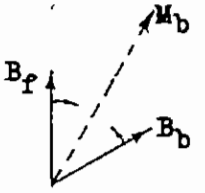
(c)



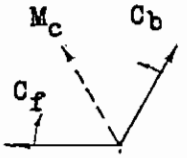
(c')



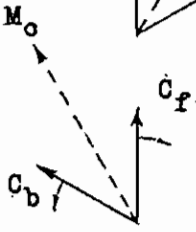
(d)



(d')

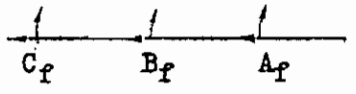


(e)

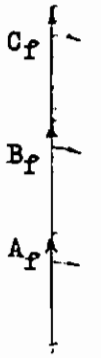


(e')

c,d,e) Componentes en adelanto y retraso de las corrientes de fase.

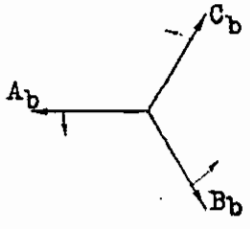


(f)

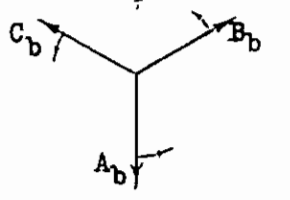


(f')

f) Componentes en adelanto de todas las fases.



(g)



(g')

g) Componentes en adelanto de todas las fases.

Fig. 7-8 .

pero con un adelanto de 90°. La suma de las componentes de atraso (Fig.7-8g') para el tiempo t_2, es cero. Si se hacen determinaciones de estas f.m.ms. a cualquier instante de tiempo, puede mostrarse que la suma de las tres componentes atrasadas siempre será cero y que la f.m.m. total es constante en magnitud, rotando en una dirección adelantada, igual a la suma de las tres componentes adelantadas, como en la Fig.7-8f y Fig.7-8f'. La suma de estas tres componentes es 1,5 veces el valor de M_a de la Fig.7-8c, y la f.m.m. total por polo, es:

$$A = 1{,}5\ N\phi . I_m / P$$

$$A = 1{,}5\ Z . I_a . \sqrt{2} / 6P = 0{,}707\ Z . I_a / 2P \qquad (35)$$

Este valor confirma el obtenido por el método usual. En la práctica el valor de la ecuación debe ser corregido por los factores de tiro y distribución.

Ejemplo de cálculo de la reacción de armadura.-

Las características nominales de la máquina, para la que se calculará la reacción de armadura, son las siguientes:

180 KVA	24 polos	300 R.P.M.
3 fases	60 ciclos	440 voltios

Las curvas características de esta máquina, se indicaron en la Fig.6-16.

Datos de diseño:

Armadura: 144 ranuras, Bobinado de doble capa, Tiro de la bobina 5/6. Cada bobina tiene 5 espiras. 4 conductores. Cada conductor es de 0,175" x 0,080". La armadura es conectada en Y con doble circuito. Longitud media de la espira 34". Ancho de la ranura 0,504". Profundidad de la ranura 2,5". Longitud axial neta del hierro 4,5".

Campo: Cada polo es bobinado con 128½ espiras. Las dimensiones del entre-hierro y del polo como se muestran en la Fig.7-9.

Solución:

$I_a = 180.000 / \sqrt{3} \times 440 = 236$ Amps.

Número de bobinas = 144 (el mismo número de ranuras en un bobinado de doble capa)

Espiras totales = 144 x 5 = 720

Total de conductores = 1.440

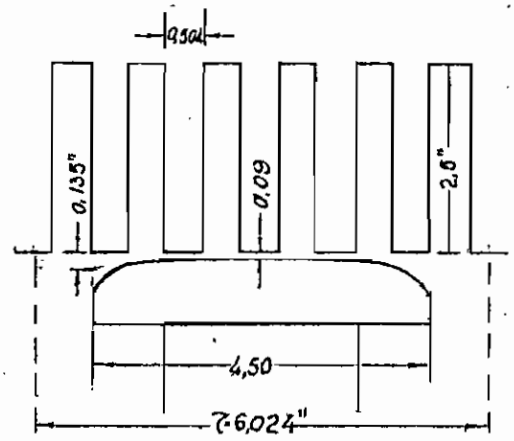
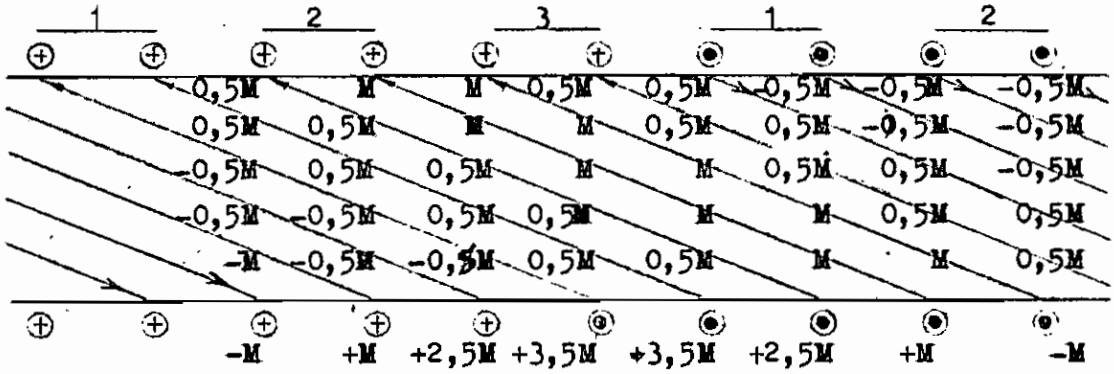
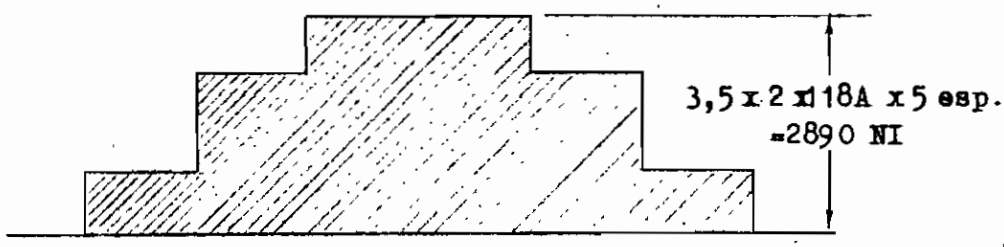
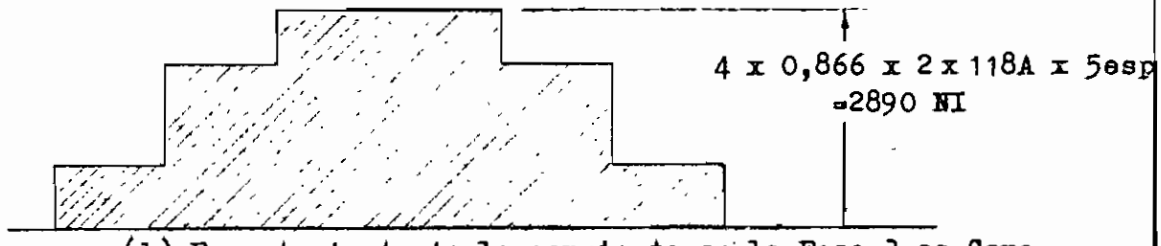


Fig. 7-9 .





(a) La corriente de la Fase 2 es Max.
de las Fases 1 y 3 es $\frac{1}{2}$Max.



(b) En este instante la corriente en la Fase 3 es Cero
en las Fases 1 y 2 son 0,866Max.

Fig. 7-10 .

Total de conductores en serie = 720 (bobinado de doble circuito)

Los cuatro conductores de cada espira se consideran como láminas de un conductor.

Corriente por conductor = 118 Amps.

1.- Cálculo de la reacción de armadura por el método usual.-

$0,707 \times Z \times I / 2P = 0,707 \times 1.440 \times 118 / 2 \times 24$
$= 2.500$ amper-vuelta por polo

Este valor debe ser corregido por los factores de tiro y distribución:

$k_p = 0,966$ (tabla 4)

$k_d = 0,966$ (tabla 5)

$2.500 \times k_p \times k_d = 2.336$ amper-vuelta por polo.

2.- Cálculo por el método de la curva escalonada.-

En la Fig. 7-10 tenemos los datos para la curva escalonada de reacción de armadura. Hay 118 amper por bobina a plena carga(debido a que el bobinado es doble). El método 1 supone que la corriente de la segunda fase tiene su valor máximo. Como ésta es una armadura trifásica, I_1 e I_3 tendrán un valor igual a la mitad de su máximo respectivo. El bobinado está indicado con 5/6 de tiro, y la dirección de las corrientes(indicada como M y 0,5 M por simplicidad) determina la magnitud de la onda escalonada.

El valor de cresta de la primera onda es 2.920 amper-vuelta, el valor de cresta de la segunda onda es 2.890 amper-vuelta. El valor promedio es 2.905 amper-vuelta.

3.- Cálculo por el método de la serie de Fourier.-

$0,9 Z.I / 2P = 0,9 \times 1.440 / 2 \times 24 = 3.190$ amper-vuelta por polo.

Corrigiendo por los factores de tiro y distribución:

$3.190 \times k_p \times k_d = 2.975$ amper-vuelta por polo.

A continuación se dan los valores de amper-vuelta por polo de reacción de armadura determinados por los varios métodos.
Método usual: 2.336 amper-vuelta por polo
Método de la curva escalonada: 2.905 amper-vuelta por polo
Método de la serie de Fourier: 2.975 amper-vuelta por polo

7-07.- REACTANCIA DE DISPERSION.-

Es la reactancia resultante de la diferencia entre el flujo total producido por la corriente de armadura actuando sola y el flujo fundamental en el entre-hierro.Consiste de tres partes,debido a los siguientes flujos:

1.- Flujo de dispersión de la ranura
2.- Flujo de los extremos de las bobinas
3.- Flujo de dispersión diferencial,que comprende armónicas del flujo del entre-hierro

La reactancia de dispersión de armadura es una cantidad calculada, y no medida. Forma una parte de las reactancias sincrónicas.

7-08.- REACTANCIA DE LA RANURA.-

Dispersión de la ranura.- Cuando un conductor o serie de conductores yacen en una ranura,el flujo de corriente da origen a un campo magnético,como se indica en la Fig.7-11. Las alternaciones de la corriente dan origen a la construcción y desaparición de este flujo alrededor de los conductores. Por esta razón,se induce un voltaje de dispersión de la ranura en el bobinado.

La reluctancia del camino del flujo se considerará solamente para el cobre o el aire,despreciando el hierro por tener una reluctancia muy pequeña.

De esta manera:

ϕ_1 = líneas de fuerza dispersas por amper,por conductor,por pulgada de longitud de ranura.
P = número de polos.
b_o = conductores en serie por ranura.
S_1 = número de ranuras del estator.
L = longitud total del núcleo en pulgadas.
q_s = ranuras por polo que contienen conductores de fase en serie.

El flujo de dispersión por ranura,por amper,es: $\phi_1.L.b_o$. Si cada línea de fuerza envuelve cada conductor en la ranura,las lazos por ranura,por amper,serían: $\phi_1.L.b_o^2$. Desde que cada fase tiene q_s ranuras por polo,conteniendo conductores de fase en serie,la reactancia de dispersión del flujo del bobinado,es:

$$X_{ranura} = 2\pi f.\phi_1.L.b_o^2.P.q_s.10^{-8} \text{ ohm.} \qquad (36)$$

Pero como cada línea de fuerza no envuelve cada conductor(o elemento de un conductor) en la ranura. Este hecho se considera por el uso de una "constante de ranura",la cual expresa la relación del flujo efectivo al flujo actual.

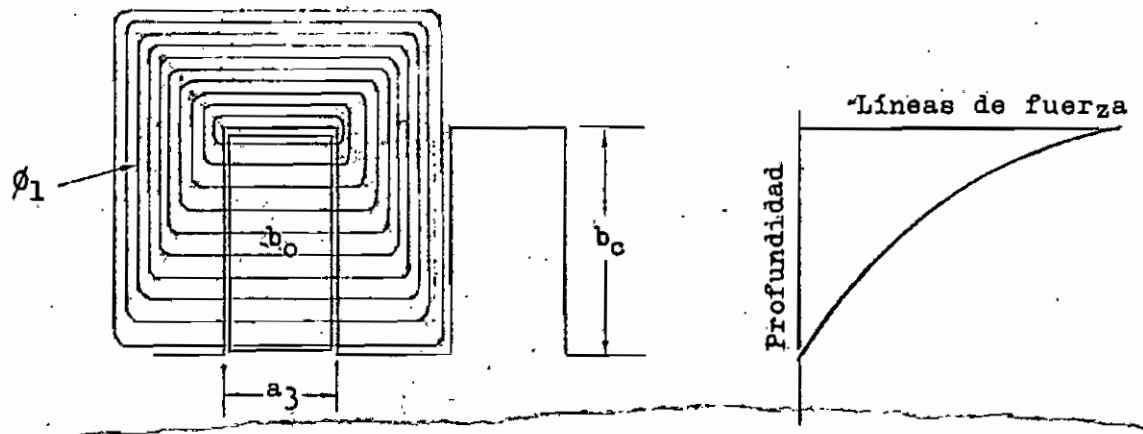


Fig. 7-11 .

Constantes de ranura.-

Haciendo referencia a la Fig.7-11, se considera que la ranura está llena de conductores (o contiene un gran conductor) que lleva la corriente distribuída uniformemente, en la práctica esto no es correcto. La distribución del flujo desde el tope al fondo de la ranura, es lineal, pero las líneas de fuerza interiores serán parabólicas. Desde que la altura media de una parábola es el 1/3 de su valor máximo, se obtiene el mismo resultado si el área efectiva del camino del flujo fuera:

$$1/3 . b_o . \text{longitud axial de la ranura.}$$

La permiancia del aire es proporcional al área dividida por la longitud del camino, luego tendremos como permiancia del flujo de dispersión de la ranura:

$$\lambda_s = 0,4\pi . \frac{1/3\ b_o}{a_3}$$

(Esta ecuación se multiplicará por 2,54 para usar la pulgada como unidad de longitud)

$$\lambda_s = 3,19 . \frac{b_o}{3a_3} \text{ por pulgada de longitud axial}$$

La constante de ranura K_s se definirá como el valor $b_o/3a_3$, y solamente valdrá para la forma de ranura estudiada.

La expresión previa (ecuación 36) para dispersión de ranura, comprende líneas de fuerza; ahora sabemos que igual a $3,19 . K_s$ por cada pulgada de longitud axial de ranura. Además si S_1 es igual al número total de las ranuras del estator y existen m fases, las ranuras por fase serán S_1/m. También $b_c . P . q_s$ debe representar el número total de conductores en serie por fase, lo que se representa por el símbolo C. Luego, para un núcleo de longitud L pulgadas, la reactancia de la ranura sería:

$$(37) \qquad X_{ranura} = 2\pi f . C^2 . m . 10^{-8} . \frac{4,2 . L . K_s}{S_1} \text{ ohm. por fase}$$

La ecuación anterior supone que todos los conductores están transportando corrientes en fase. En devanados de dos capas, el un lado de la bobina está en el tope y el otro lado en el fondo de la ranura, esto modificaría los efectos individuales, pero no variaría el valor promedio. Para bobinados de tiro fraccional, si el tiro es tal como para desplazar 9 grados entre los lados 1 y 2 de una bobina; luego el lado de la bobina 2 estará en una ranura con otro lado de una bobina que

tenga conductores transportando corriente θ grados adelante de la corriente en 2. Las componentes fuera de fase de los voltajes inducidos por los flujos de dispersión quedarán anulados, pero las componentes en fase quedarán reducidas. Esto dará como resultado una menor caída por reactancia, con una menor reactancia aparente. Tal efecto se lo considera por una corrección para el tiro, designado como k_s. Los valores de k_s para tiros comprendidos entre 0,5 y 1 se calcularán por la expresión $(0,625.p + 0,375)$, donde p = tiro expresado en forma decimal.

7-08.- REACTANCIA DE LAS CONEXIONES DE LOS EXTREMOS.-

El flujo formado alrededor de las cabezas de bobina, alternan en tal forma que dan finalmente una inductancia y por esta razón causan una caída por reactancia. Debido a su gran camino en el aire, el flujo por amper es bajo. El cálculo se complica debido a los conductores de ranuras adyacentes que pueden pertenecer a varias fases. Se han hecho análisis muy detallados, pero se puede usar una relación simple aplicada a la disper - sión de los extremos de las bobinas de motores de inducción, que considera τ/P como la permiancia del camino del aire del fin de las conexiones. Con esta permiancia, la reactancia de dispersión del fin de las conexiones, es:

$$X_{fin} = 2\pi f.C^2.m.\frac{\tau}{2P}.K_e.10^{-8} \qquad (38)$$

donde:

τ = tiro del polo en pulgadas
C = número de conductores en serie por camino
K_e = constante de construcción influenciado por la colocación de las bobinas. Para máquinas de polos salientes se tomará como 1,21

La ecuación 38 debe ser corregida por el tiro; y para tiros de 0,5 á 1 los valores de k_e se obtienen de la ecuación $k_e = 1,25.p - 0,25$.

7-09.- CALCULO DE LA REACTANCIA DE DISPERSION DE ARMADURA.-

Se usarán los mismos datos de la máquina para la que se calculó la reacción de armadura:

Conductores en serie por fase		= 240
Ancho de ranura	a_3	= 0,504"
Profundidad de ranura	b_3	= 2,5"
Tiro polar	τ	= 6,024"
Longitud axial	L	= 4,5"
Número de ranuras del estator	S	= 144
Fases	m	= 3
Polos	P	= 24

Tiro	$p = 5/6 \text{ ó } 0,833$
Constante de ranura	$K_s = b_c/3a_3 = 1,65$
Frecuencia	$f = 60$ ciclos

El bobinado de armadura por polo, está constituído de 10 conductores, cada conductor está compuesto de 4 láminas conectadas por dos caminos paralelos.

Usando la ecuación 37 para tiro completo:

$$X_s = 2\pi f . 240^2 . 3 . 10^{-8} . \left(\frac{4,2 . 4,5 . 1,65}{144}\right) = 0,140 \text{ ohm.}$$

$$k_s = (0,625p + 0,375) = 0,895$$

$X_s = 0,140 \cdot 0,895 = 0,125$ ohm. para tiro 5/6

Para la dispersión de las conexiones de los extremos, usando la ecuación 38:

Corrección debida al tiro del bobinado

$$k_e = 1,25 \cdot 5/6 - 0,25 = 0,79$$

$$X_e = 2\pi f \cdot 240^2 . 3 . 10^{-8} . \frac{6,024 \cdot 1,21 \cdot 0,79}{2 . 24} = 0,078 \text{ ohm.}$$

La reactancia de dispersión total es:

$$0,125 + 0,078 = 0,203 \text{ ohm.}$$

Este valor es un poco menor que la reactancia de Potier calculada para la misma máquina que es 0,301 ohm.

CAPITULO 8

ANALISIS DE LAS DOS REACCIONES

Análisis de las dos reacciones de Blondel. Diagrama de fasores, modificado. Reactancias Sincrónicas: del eje directo y del eje en cuadratura. Construcción del diagrama de las dos reacciones partiendo de datos de prueba.

8-01.- ANALISIS DE LAS DOS REACCIONES DE BLONDEL.-

Método de las dos reacciones.-

Debido a que el Diagrama General de Potier supone que los flujos de campo y armadura se distribuyen sinusoidalmente en el entre-hierro, hay una tendencia de este método para dar valores un poco más altos de aquéllos que dan los ensayos actuales. La distribución sinusoidal del flujo es bastante verdadera para campos que tienen cobre y hierro uniformemente distribuído, pero no es verdadero para máquinas de polos salientes.

Para mejorar el criticismo de los resultados en máquinas de polos salientes, el Profesor André Blondel publicó el siguiente método, que es aplicable a cualquier diseño o datos experimentales para la determinación de la regulación.

División de la F.M.M. en componentes de seno y coseno.-

Se ha explicado que a f. de p. cero, atrasado, la distribución de la corriente de armadura es tal que la F.m.m. de armadura se opone directamente a la f.m.m. del campo principal. A f. de p. unidad, de la carga, la f.m.m. de armadura atesta (amontona) el flujo en la parte posterior del polo, en el sentido contrario a la rotación. Esto da como resultado el reforzamiento de la parte posterior del polo y el debilitamiento de la parte anterior. La saturación en el pico del polo y los dientes de armadura, actúan para prevenir el aumento y la disminución de la densidad del flujo. El efecto neto es la reducción del flujo polar, aunque los amper-vuelta de armadura se sumen y resten en cantidades iguales. Este efecto, aunque no es enteramente despreciable, usualmente se lo desprecia.

Cuando un alternador está operando a f. de p. de 60% a 90%, que son muy comunes en cargas industriales, tiene lugar una combinación de estos dos efectos. Este se muestra detalladamente en la Fig.8-1. La parte de los amper-vuelta que debilita el flujo principal, se indica por la zona sombreada; y la parte que se ha reforzado, doblemente sombreada. Los amperios-vuelta de desmagnetización resultantes, pueden encontrarse por substracción de la última área de la anterior, y dividiendo por el ancho circunferencial de la zapata polar.

La Fig.8-1 indica la posición de las ondas de f.m.m. en el espacio con respecto al campo polar de un alternador cuando la corriente de armadura retrasar por un ángulo φ' grados eléctricos al voltaje E_o generado por el flujo de campo. Esto es, si la corriente de armadura está en fase con E_o, el valor máximo de la onda A se deslizará a un punto 90° a la derecha (o a la izquierda dependiendo de la dirección del movimiento del polo) de la línea central del polo. Una corriente de armadura que atrase a E_o en 90°, el valor máximo de A coincidirá con la línea central del polo.

La acción de demagnetización de la reacción de armadura para el caso general se basará en las notaciones y símbolos que se indican en la Fig.8-1. Expresando τ, φ', y x en radianes, ψ es la relación del arco del polo al tiro polar:

$$A_1 = A\int_0^{\frac{\psi\pi}{2}+\varphi'} \operatorname{sen} x\,dx$$

$$= A\left[-\cos x\right]_0^{\frac{\psi\pi}{2}+\varphi'}$$

$$A_1 = A\left[1-\cos\left(\varphi' + \frac{\psi\pi}{2}\right)\right] \qquad (39)$$

El área de la parte pequeña:

$$A_2 = A\int_0^{-\left(\frac{\psi\pi}{2}-\varphi'\right)} \operatorname{sen} x\,dx$$

$$= A\left[-\cos x\right]_0^{\left(\varphi'-\frac{\psi\pi}{2}\right)}$$

$$A_2 = A\left[1 - \cos\left(\varphi' - \frac{\psi\pi}{2}\right)\right] \qquad (40)$$

Desarrollando:

$$A_1 = A - A\left(\cos\varphi'.\cos\frac{\psi\pi}{2} - \operatorname{sen}\varphi'.\operatorname{sen}\frac{\psi\pi}{2}\right)$$

$$A_2 = A - A\left(\cos\varphi'.\cos\frac{\psi\pi}{2} + \operatorname{sen}\varphi'.\operatorname{sen}\frac{\psi\pi}{2}\right)$$

$$A_1 - A_2 = A.\ \operatorname{sen}\varphi' \ .\ 2\operatorname{sen}\frac{\psi\pi}{2}$$

Dividiendo esta área total por la base $\psi\pi$ para obtener los amper-vuelta de demagnetización:

$$\frac{A_1 - A_2}{\psi\pi} = A.\ \operatorname{sen}\varphi' \ .\ \frac{2\operatorname{sen}\frac{\psi\pi}{2}}{\psi\pi} \text{ amper-vuelta demagnetizant.}$$

Podría escribirse:

$$A_D = \left(A_1 - A_2\right)/\psi\pi = A\ .\ K\operatorname{sen}\varphi' \qquad (41)$$

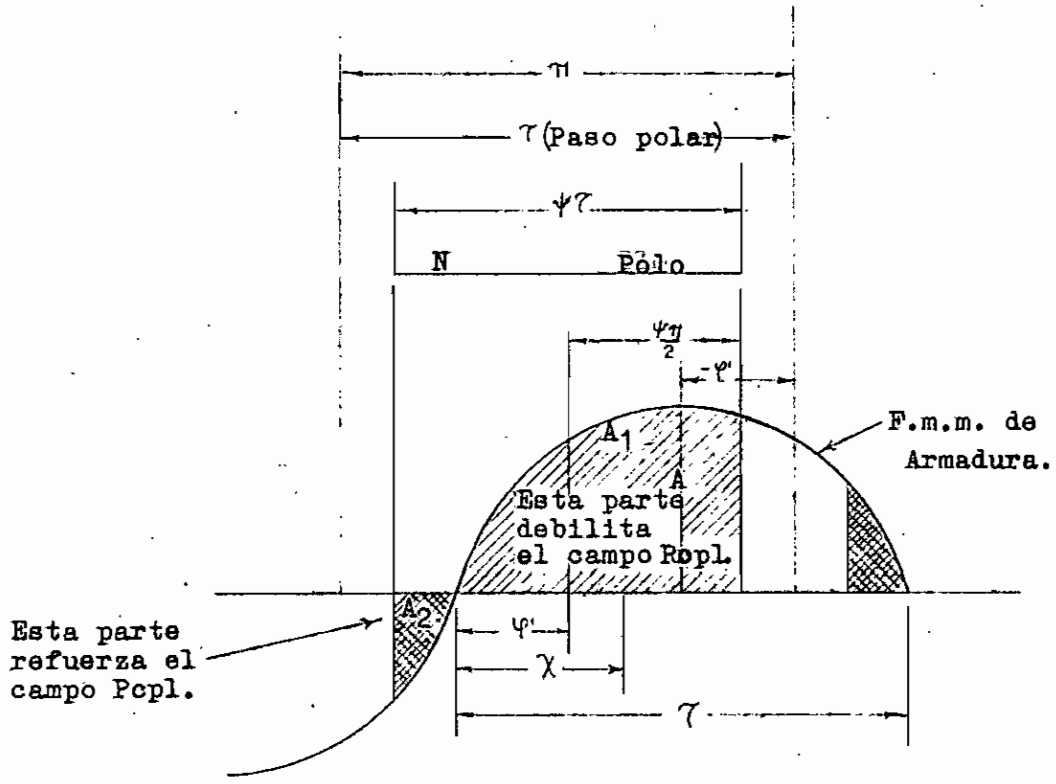

π
τ (Paso polar)
ψτ
N
Polo
ψπ/2
φ'
A1
A
F.m.m. de
Armadura.
Esta parte
debilita
el campo Ropl.
A2
Esta parte
refuerza el
campo Rcpl.
φ'
χ
τ

Fig. 8-1.

Esto muestra que los amper-vuelta de demagnetización para una máquina dada son proporcionales a sen φ'. Consecuentemente se puede concluir que los amper-vuelta de reacción de armadura constan de dos partes. Una es función de A.sen φ'; componente de demagnetización. La segunda es una función de A.cos φ', que corresponde a la magnetización transversal. (No confundir A.sen φ' y A.cos φ' con las áreas respectivas sobre y bajo el eje de la Fig.8-1) A.sen φ' es proporcional a la diferencia de estas dos áreas o los amper-vuelta netos de demagnetización. Este análisis desprecia el cambio de distribución del flujo en el entre-hierro debido a la carga.

Para aplicar este análisis al cálculo de regulación de alternadores, se deben calcular las componentes de demagnetización y de magnetización transversal, que varían con la relación del arco al tiro polar(ψ) y con el ángulo φ'. Además, se debe usar el valor de cresta de los amper-vuelta de reacción de armadura, A.

$$A = 0{,}9 \cdot \frac{Z.I_a}{2P} \cdot k_d \cdot k_p \quad \text{(usando las series de Fourier)}$$

De aquí los amper-vuelta demagnetizantes son:

$$A_D = 0{,}9 \cdot \frac{Z.I_a}{2P} \cdot k_d.k_p.\frac{2 \operatorname{sen}\left(\frac{\pi\psi}{2}\right)}{\psi\pi} \cdot \operatorname{sen}\varphi'$$

$$A_D = \frac{Z.I_a.k_d.k_p}{P}\left(0{,}9 \cdot \frac{1}{\pi} \cdot \frac{2 \operatorname{sen}\left(\frac{\pi\psi}{2}\right)}{\psi\pi}\right) \operatorname{sen}\varphi' \quad (42)$$

La expresión entre paréntesis se la denomina D y se encuentra tabulada para varios valores de ψ en la tabla 9 .

TABLA 9.-

ψ =	0,6	0,7	0,75	0,8	1,0
D =	0,386	0,365	0,353	0,341	0,286

La componente transversal.-

Es obvio que cualquier onda simusoidal, pueda separarse en dos componentes en cuadratura, produciendo una resultante igual a la original. El análisis realizado mostró una onda de f.m.m. separada en dos componentes proporcionales a sen φ' y cos φ'. Tales componentes se muestran en la Fig.8-2. Aplicando el principio a este problema, se ha determinado la componente de demagnetización y que se expresa por la ecuación (42). A continuación se determinará la componente transversal de magnetización.

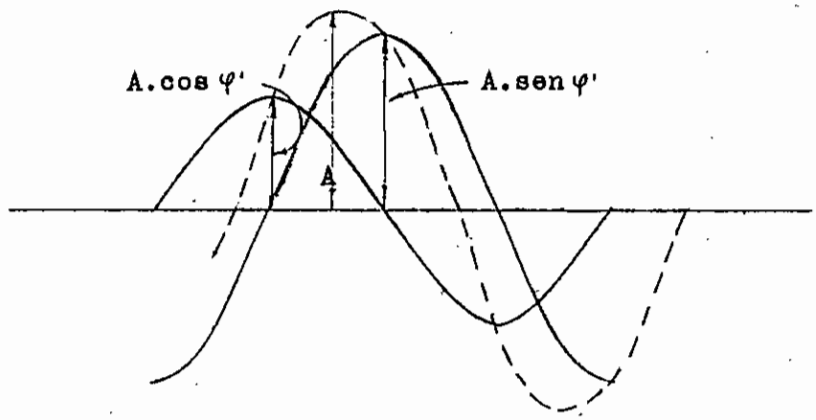


Fig. 8-2. Las Dos componentes de amper-vuelta de reacción de armadura.

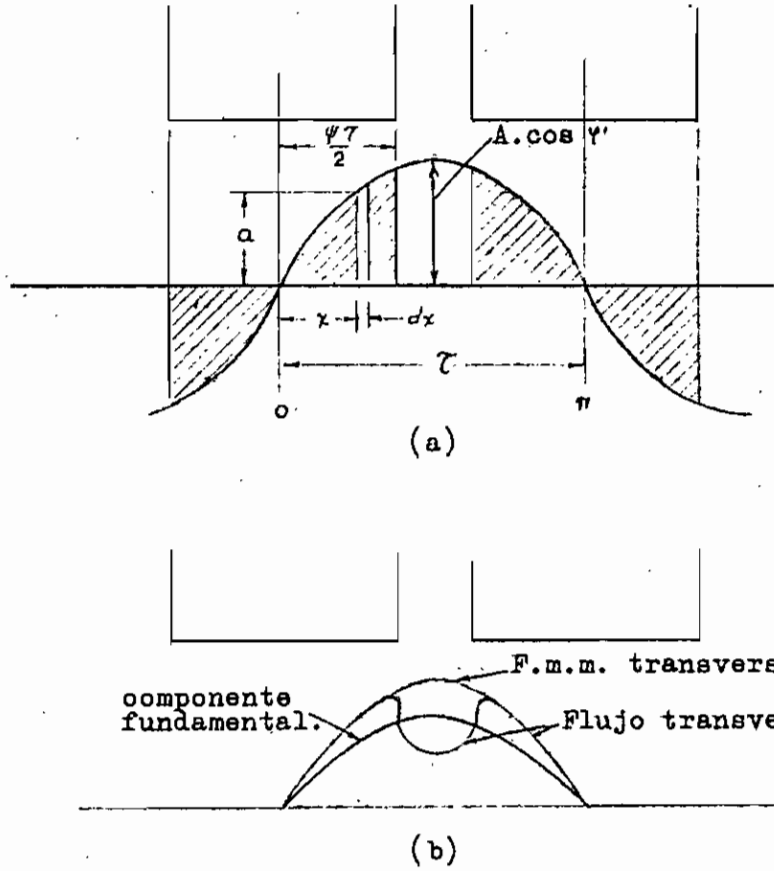


Fig. 8-3. Componente transversal de reacción de armadura.

La componente de magnetización-transversal ni incrementa ni decrece el campo de excitación totalmente, pero incrementa la f.m.m. actuando sobre la mitad de la cara polar y decrementa por un monto igual la f.m.m. actuando sobre la otra mitad de la cara polar. Este se indica en la Fig.8-3a. La parte sombreada muestra aproximadamente la f.m.m. transversal que es realmente efectiva.

En la Fig.8-3b se indica la f.m.m de la componente transversal y una curva de flujo que produciría esta componente. Se ha tomado en consideración el gran incremento de reluctancia del camino del aire entre los polos salientes.

Se considerará que este campo transversal tiene distribución sinusoidal, rotando a velocidad sincrónica y en posición fija con respecto a los polos. Por esta razón generará un voltaje E_c de frecuencia fundamental en la armadura. Sería posible determinar una componente fundamental del campo transversal a partir de un análisis usando las series de Fourier; pero no se usará en esta explicación. En su lugar, se determinará el valor promedio de una onda fundamental de f.m.m. que tiene la misma área como la sombreada entre 0 y π de la Fig.8-3a.

Evaluación de A_0.-

Considerando "a" como la f.m.m. a cualquier valor de "x"(ver Fig.8-3a).

$$a = A.\cos\psi'.\operatorname{sen} x$$

$$\text{Area}_{\text{sombr.}} = 2\int_0^{\frac{\psi\pi}{2}} a\,dx = 2A\cos\psi'\int_0^{\frac{\psi\pi}{2}} \operatorname{sen} x\,dx$$

$$= 2A\cos\psi'\left[-\cos x\right]_0^{\frac{\psi\pi}{2}}$$

$$= 2A\cos\psi'\left[1 - \cos\frac{\psi\pi}{2}\right]$$

$$\text{f.m.m}_{\text{prom.}} = \frac{\text{Area}}{\pi} = \frac{2A\cos\psi'}{\pi}\left[1 - \cos\frac{\psi\pi}{2}\right]$$

El valor promedio de la f.m.m. transversal por polo, es:

$$A_0 = \frac{2A\cos\psi'}{\pi}\left[1 - \cos\frac{\psi\pi}{2}\right] = A\,K'\cos\psi'$$

Substituyendo el valor de $A = 0{,}9\ ZI_a/2P$, se tiene:

$$A_0 = \frac{ZI_a}{P}\,k_d\,k_p\left[\frac{0{,}9}{\pi}\left(1 - \cos\frac{\psi\pi}{2}\right)\right]\cos\psi' \qquad (43)$$

El valor de la expresión entre paréntesis se designa por C, y en la tabla 10 se dan varios valores.

TABLA 10.-

ψ =	0,6	0,7	0,75	0,8	1,0
C =	0,119	0,156	0,176	0,198	0,286

Diagrama de fasores.-

El diagrama de la Fig.8-4 puede ser construído mediante el uso de las siguientes relaciones. Cuando el alternador delibera una corriente de I_a amperios, a un voltaje de terminales V y a un f. de p. φ , habrá una caída de voltaje en fase con la corriente debida a la resistencia de armadura I_aR_a y una caída por dispersión I_aX_1 en cuadratura con la corriente. Estos últimos valores se suman vectorialmente al voltaje de terminales para dar una f.e.m. E_g, que se genera en la armadura por el flujo del entre-hierro. La f.e.m. generada puede descomponerse en dos componentes, de las cuales E_f se debe al flujo del polo principal y E_c debido al flujo transversal localizado en el espacio inter-polar y en los bordes polares por la componente transversal de reacción de armadura.

Para generar el voltaje E_f, se requiere una f.m.m. resultante a lo largo de los ejes de los polos de campo, la cual se designa como M_f. La f.m.m. inicial del bobinado de campo es solamente M_o, pero la componente directa de reacción de armadura A_D se resta de ella para producir M_f. Esta resta, presupone una corriente atrasada; para corrientes adelantadas, la componente de demagnetización se sumaría a la del bobinado de campo.

De la explicación anterior se pueden deducir algunas ideas.

La componente transversal de reacción de armadura crea un flujo que corta a los conductores de armadura generando el voltaje E_c, que puede ser considerado como una caída de voltaje.

La componente demagnetizante de reacción de armadura A_D es una f.m.m. que se resta aritméticamente de la f.m.m. M_o del bobinado de campo.

A_C y A_D depende del ángulo φ' entre el voltaje E_f y la corriente de armadura. El ángulo φ' se deriva en parte de los valores relativos de E_c y E_f. Esto se explica a continuación.

El voltaje de terminales por fase se designa con V, y se desea la regulación a una carga de I_a amperios atrasados por un ángulo φ grados a V. Se conoce la resistencia de armadura y la reactancia de dispersión. Los fasores V, I_a , I_aR_a e I_aX_1, pueden localizarse en el diagrama de fasores y E_g puede calcularse.

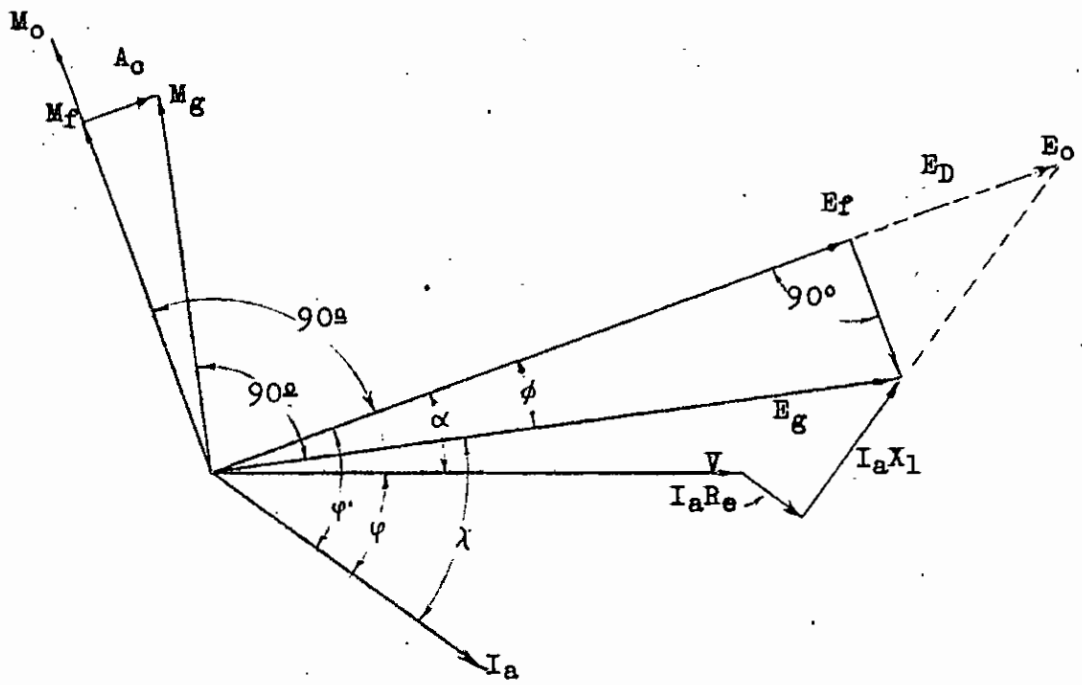


Fig. 8-4. Diagrama completo de fasores para alternadores, indicando voltajes y F.m.ms.

$$\varphi' = \varphi + \alpha$$

v = vlts. por amper-vuelta por polo, generados en la parte baja de la curva de saturación.

Luego se asume que:

$$E_o = v.A_o \quad \text{(ver ecuación 43)}$$

$$E_o = v.\frac{Z.I_a}{P} \cdot k_d.k_p.C \cos(\varphi + \alpha)$$

pero

$$E_g = E_g.\operatorname{sen}\phi \quad \text{(ver Fig. 8-4)}$$

De aquí

$$E_o = E_g.\operatorname{sen}\phi = v.\frac{Z.I_a}{P}.k_d.k_p.C.\cos(\varphi + \alpha)$$

pero $\varphi + \alpha = \phi + \lambda$

$$E_o/E_g = \operatorname{sen}\phi = v.\frac{I_a.Z}{P}.k_d.k_p.C.\cos(\phi + \lambda) \;/\; E_g$$

$$E_g = \frac{v.Z.I_a.k_d.k_p.C}{P}\left(\frac{\cos(\phi+\lambda)}{\operatorname{sen}\phi}\right)$$

$$E_g = \frac{v.Z.I_a.k_d.k_p.C}{P}\left(\frac{\cos\phi\cos\lambda - \operatorname{sen}\phi\operatorname{sen}\lambda}{\operatorname{sen}\phi}\right)$$

$$E_g = \frac{v.Z.I_a.k_d.k_p.C}{P}\left(\frac{\cos\lambda}{\operatorname{tg}\phi} - \operatorname{sen}\lambda\right)$$

$$\operatorname{tg}\phi = \frac{\left(v.Z.I_a/P\right).k_d.k_p.C.\cos\lambda}{E_g + \dfrac{v.Z.I_a.k_d.k_p.C.\cos\lambda}{P}} \qquad (44)$$

Los ángulos $(\lambda - \varphi)$ y λ pueden determinarse usando la fórmula:

$$E_g = V + I_a(R_a + j\,X_1)(\cos\varphi - j\operatorname{sen}\varphi) \qquad (45)$$

Luego pueden determinarse los valores de ϕ y $\varphi' = \phi + \lambda$ (46)

La determinación del ángulo φ' localiza la dirección del voltaje E_f con respecto a I_a. Esto provee el paso necesario para la construcción del diagrama de la Fig.8-4.

EJEMPLO DE CALCULO DE REGULACION POR EL METODO DE LAS DOS REACCIONES.-

Se usará la misma máquina para la que se calculó la reacción de armadura.

180 KVA 24 polos 440 voltios 300 RPM

Armadura: 144 ranuras, bobinado de doble capa, paso de la bobina 5/6. Cada bobina tiene 5 espiras de 4 conductores. La armadura está conectada en doble estrella.

$E = 440/\sqrt{3} = 254$ volt. por fase.

$I = 1.800/\sqrt{3} \cdot E = 236$ Amps. por terminal.

$R_e = 0,03 \cdot 1,6 = 0,048$ ohm. a 75°C por fase.

$X_l = 0,301$ ohm por fase.

Se calculará la regulación a un f. de p. de 80% (atrasado).

Según la fórmula 45, se tiene:

$$E_g = 254 + 236(0,048 + j\,0,301)\,(\,0,8 - j\,0,6\,)$$

$$E_g = 305,72 + j\,49,96$$

$$E_g = 309 \text{ voltios}$$

$$\operatorname{sen}(\lambda - \varphi) = 49,96 / 309 = 0,1615$$

$$\lambda - \varphi = 9°18'$$

Para el f. de p. 80%, se tiene $\varphi = 36°52'$

$\cos\lambda = 0,6926$ $\operatorname{sen}\lambda = 0,7214$

$Z.I_a / P = 1.440\ (236/2) / 24 = 7080$

$k_d = 0,966$ $k_p = 0,966$

$\psi = 4,5/6,024$, es decir 75%

$C = 0,176$ (de la tabla 10)

Para obtener "v" nos referimos a la curva de saturación sin carga de la máquina, indicada en la Fig.6-16. Se requieren 5 Amps. de campo para generar 90 voltios por fase. Cada polo tiene 128,5 espiras o sea 642,5 amper-vuelta. Por lo tanto se obtiene:

Volt.por amper-vuelta = 90/642,5 = 0,140

$$\frac{v.Z.I_a}{p}\, k_d.k_p.C.\cos\lambda = 0,140 \times 7.080 \times 0,966 \times 0.966 \times 0,176 \times 0,7214 = 116$$

$$\frac{v.Z.I_a}{p}\, k_d.k_p.C.\operatorname{sen}\lambda = 112$$

E_g = 309 voltios

$tg\,\phi = 116/309+112 = 0,275$

$\phi = 15°20'$

$\operatorname{sen}\phi = 0,2644 \qquad \cos\phi = 0,9644$

$E_a = E_g.\operatorname{sen}\phi = 309 \times 0,2644 = 81$ voltios

$E_f = E_g.\cos\phi = 309 \times 0,9644 = 298$ voltios

De acuerdo al diagrama de la Fig.6-16, para generar 298 voltios se requiere una corriente de campo de 24 Amps. Esto es 24 x 128,5 = 3.090 amper-vuelta por polo. Este valor se representa por M_f en la Fig.8-4.

La componente de demagnetización de reacción de armadura debe sumarse directamente a ésta (magnetización) para obtener M_o.

La componente de demagnetización es:

$$A_D = \frac{ZI_a}{p}\, k_d.k_p.D.\operatorname{sen}\varphi'$$

D = 0,353 (de la tabla 9)

$\varphi' = \psi + (\lambda - \psi) + \phi$

$= 36°52' + 9°18' + 15°20' = 61°$

$\operatorname{sen}\varphi' = 0,874$

$A_D = 2.050$

$M_o = M_f + A_D = 3.090 + 2.050 = 5.140$ amper-vuelta por polo

5.140/128,5 = 40 Amps., corriente de campo.

De la curva de saturación, los 40 Amps. de campo generan 354 voltios. Luego la regulación será:

$$\text{Reg.} = \frac{354 - 254}{254}.100 = 39,4\%$$

La regulación determinada para la misma máquina por el método de ASA fué 41,7% a f. de p. 80%. Este resultado es comparable al obtenido anteriormente.

8-02.- DIAGRAMA DE FASORES, MODIFICADO.-

La teoría de las Dos Reacciones de Blondel ha sido ampliada por Doherty y Nickle para proveer un análisis más completo y preciso. Dada su importancia, se presentará un bosquejo del análisis.

Por la teoría de Blondel se encontró que la parte demagnetizante era función de $A.\operatorname{sen}\varphi'$ y la componente transversal de magnetización dependía de $A.\cos\varphi'$. Ya que los amper-vuelta de reacción de armadura A, naturalmente comprenden la corriente de armadura, el primer paso en este proceso es la asociación de la corriente con los términos $\operatorname{sen}\varphi'$ y $\cos\varphi'$. De esta manera el diagrama de fasores de la Fig.8-4 se dibuja nuevamente como está indicado en la Fig.8-5. El efecto de demagnetización resultó en una variación de voltaje, representado por una diferencia de longitud de E_f y E_o. Ya que esta variación de voltaje es una función de $\operatorname{sen}\varphi'$ y está en cuadratura con la componente de la corriente de armadura, representada por $I_a.\operatorname{sen}\varphi'$, podría considerarse como una caída de tensión debida a una reactancia ficticia;

$$E_o - E_f = I_d.X'_d$$

Aún no se define el término X'_d pero se designará en general como una "componente directa" de reactancia, y similarmente la corriente I_d como la componente directa de corriente, está corriente está en cuadratura con la posición del voltaje sin carga.

En forma similar encontramos que la componente transversal de magnetización E_o será considerada como caída de tensión producida por una reactancia ficticia que es proporcional a $A.\cos\varphi'$ y en cuadratura con la componente de corriente $I_q = I_a.\cos\varphi'$;

$$E_o = I_q.X'_o$$

X'_o es una reactancia transversal, aún no definida.

La idea de asociación de las componentes correspondientes a una caída de voltaje en conformidad con las componentes de corriente, llevan un paso más adelante como se indica en la Fig.8-6. En este gráfico la caída por reactancia de dispersión se separa en dos componentes, asociadas con las componentes de corriente convenientes;

$$I_a.X_1 = I_d.X_1 + I_q.X_1$$

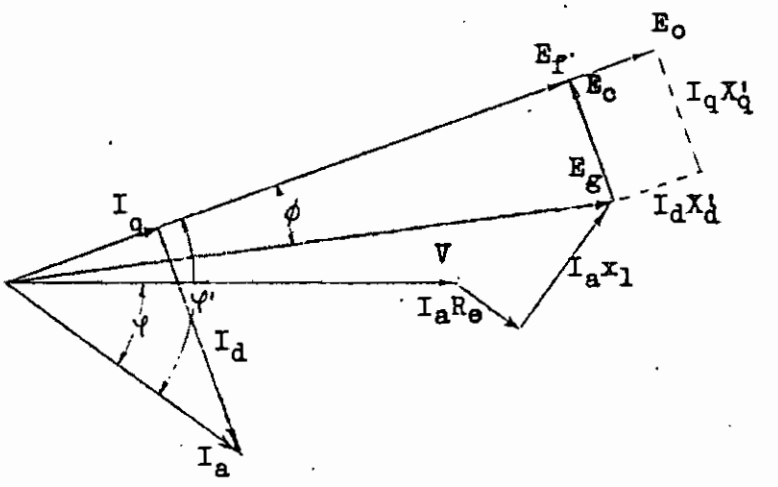


Fig. 8-5. Diagrama de transición, entre el análisis convencional de Blondel y la teoría de las Dos Reacciones.

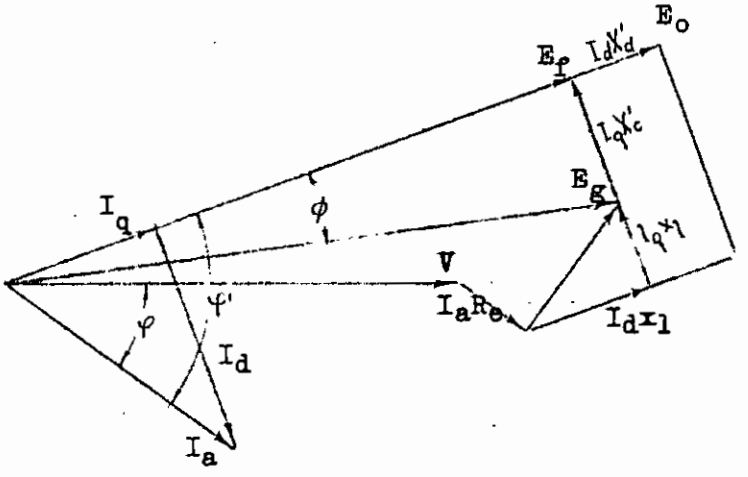


Fig. 8-6. Segundo paso en la transición. La reactancia de dispersión en dos componentes.

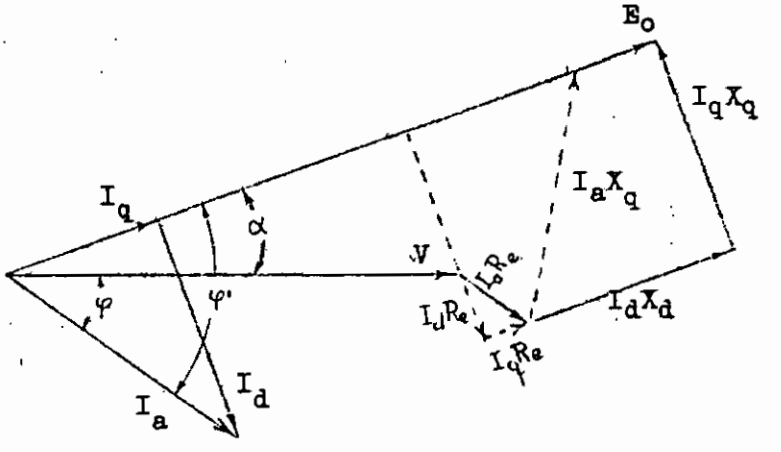


Fig. 8-7. Paso final en la tansición. Diagrama de las Dos Recciones construido con las reactancis sincrónicas: del eje Directo Y del eje en Cuadratura.

Las ranuras que contienen los conductores que llevan la corriente I_d pueden ocupar una posición diferente, con referencia a los polos, de aquellos que conducen la corriente I_q (presumiendo que cada componente de corriente tiene una existencia separada). En tal caso es posible que ciertas partes del flujo de dispersión puedan causar una diferencia en la reactancia de dispersión de las dos componentes. Cuando se calcula la reactancia a partir de datos de diseño, se puede considerar este efecto.

Como se ve en la Fig.8-6, el efecto de la reactancia X'_a reemplaza la caída de voltaje E_a; pero agrupando las reactancias asociadas con la componente de corriente I_q, se obtiene una nueva reactancia:

$$X'_a + X_l = X_q \qquad (47)$$

Similarmente, asociando las caídas reactivas y usando la componente directa de corriente, se obtiene una nueva reactancia:

$$X'_d + X_l = X_d \qquad (48)$$

Usando estos términos se puede construir un diagrama comparativamente más simple como el que se indica en la Fig.8-7.

Si es necesario, la caída por resistencia puede dividirse en dos componentes, aunque para encontrar la regulación este factor puede ser despreciado.

Cuando se conoce X_d y X_q, puede construirse el diagrama de fasores y encontrar la regulación. Es posible encontrar una fórmula para obtener el voltaje a circuito abierto E_o partiendo de las siguientes relaciones:

$$\text{tg}.\varphi' = \frac{V.\text{sen}\,\varphi + I_a.X_q}{V.\cos\varphi + I_a.R_a}$$

$$I_q = I_a.\cos\varphi'$$

$$I_d = I_a.\text{sen}\,\varphi'$$

Luego, $\qquad I_q = I_a.\cos(\alpha + \varphi); \qquad I_d = I_a.\text{sen}(\alpha + \varphi)$

(Para el siguiente paso observar la línea de puntos del diagrama 8-7)

$$\text{sen}\,\alpha = \frac{I_a.X_q - I_d.R_a}{V}$$

$$\operatorname{sen}\alpha = \frac{I_a.X_q.\cos\varphi' - I_a.R_e.\operatorname{sen}\varphi'}{V}$$

Substituyendo $(\varphi + \alpha)$ por φ' en esta ecuación, y expresándola en funciones de seno y coseno, se tiene:

$$\operatorname{tg}.\alpha = \frac{I_a(X_q.\cos\varphi - R_e.\operatorname{sen}\varphi)}{V + I_a(R_e.\cos\varphi + X_q.\operatorname{sen}\varphi)} \qquad (49)$$

Esta es una ecuación fundamental y se usará cuando se construya el diagrama de la dos reacciones del alternador.

Finalmente:

$$E_o = V.\cos\alpha + I_a.X_d.\operatorname{sen}\varphi' + I_a.R_e.\cos\varphi' \quad (50)$$

8-03.- REACTANCIAS SINCRONICAS DEL EJE DIRECTO Y DEL EJE EN CUADRATURA.-

El reemplazo del efecto de la f.m.m. de la componente directa de reacción de armadura por una reactancia ficticia X_d, la cual contiene una componente de reactancia de dispersión, está de acuerdo con el concepto de "Reactancia Sincrónica". A causa de la similitud de las dos reactancias, a continuación se llamarán "reactancia sincrónica del eje directo" y "reactancia sincrónica del eje en cuadratura". Como se indica en los respectivos diagramas de fasores, las reactancias se usarán con las correspondientes componentes de corriente.

Las dos reactancias se originan en flujos que tienen caminos diferentes. Despreciando los flujos de dispersión, la componente directa de f.m.m. actúa sobre el circuito magnético principal de la máquina. La componente en cuadratura tiene un circuito magnético más grande a través del entre-hierro y el espacio interpolar. Por esta razón la reactancia sincrónica del eje en cuadratura es más pequeña que la de la componente directa y es menos afectada por la saturación. En una máquina de polos no salientes, X_d es aproximadamente igual a X_q.

Reactancia sincrónica del eje directo.-

Es conocido que las corrientes de secuencia positiva en una máquina de devanado polifásico establecen un campo magnético rotativo en el entre-hierro. Más correctamente, este campo consiste de ondas de f.m.m. y de flujo, que incluyen ondas fundamentales y armónicas, rotando a diferentes velocidades; pero las más importantes de estas ondas son las fundamentales que rotan a velocidad sincrónica con respecto a la armadura y por esta razón son estacionarias con respecto a la estructura de campo (rotor).

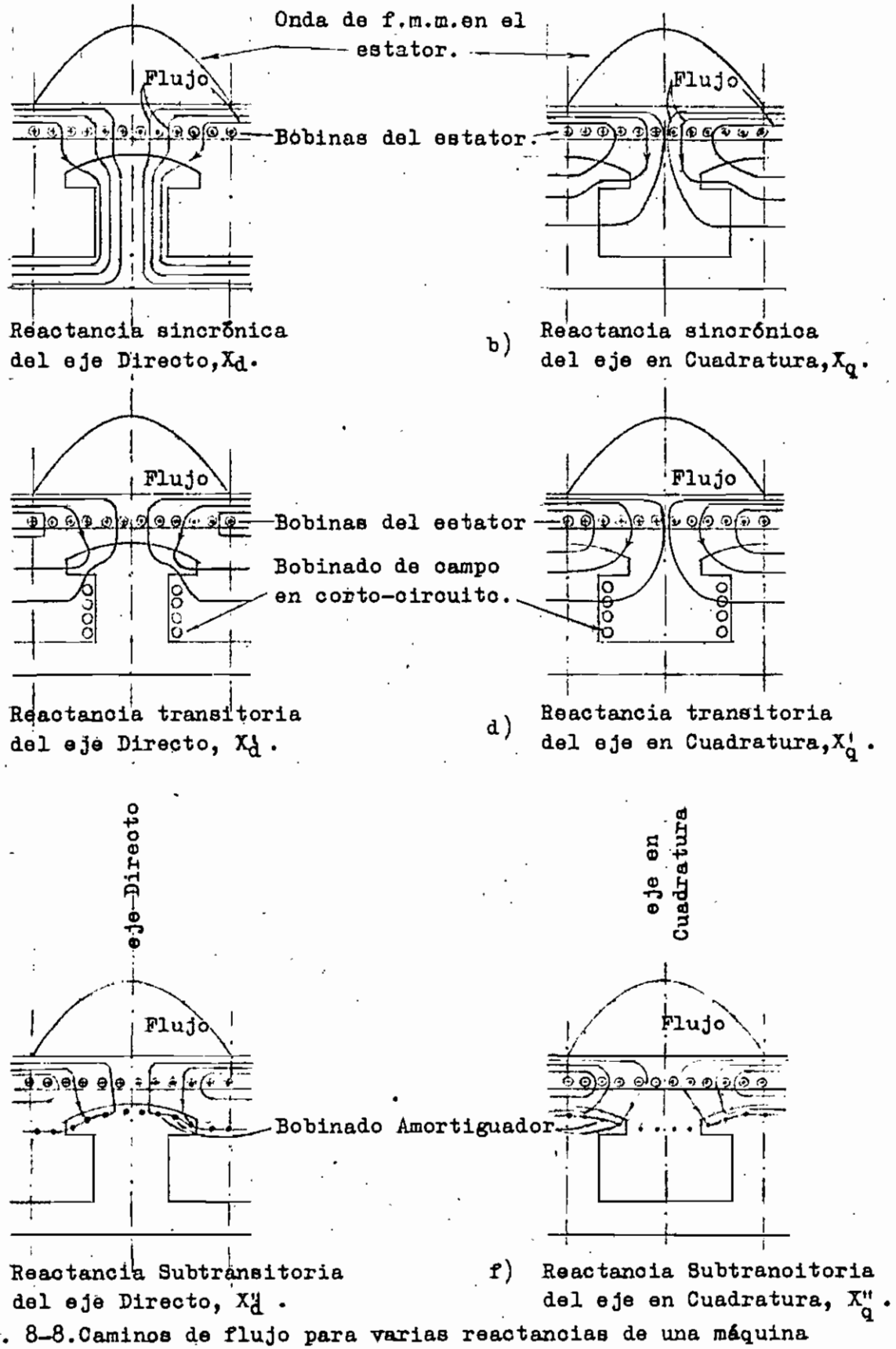
Las corrientes de armadura dadas producen la misma onda de f.m.m. fundamental, descuidando la posición del rotor; pero la onda fundamental del flujo varía grandemente con la posición del rotor. Si el rotor está girando y el eje se localiza en línea con la cresta de la onda de f.m.m. rotativa, se establece un camino de alta permiancia (aproximadamente como en la Fig.8-8a), y la onda fundamental de flujo tiene su mayor magnitud posible para una corriente de armadura dada. Consecuentemente, las líneas de flujo totales de cada bobinado de fase de la armadura (incluyendo el flujo que atraviesa el entre-hierro y aquel que no lo atraviesa) tienen el valor más grande posible para una corriente dada del bobinado, y la inductancia de armadura y la reactancia inductiva tienen sus valores máximos que para cualquier otras posición del rotor. Las líneas de fuerza por amperio de corriente de una fase de armadura, bajo las condiciones anotadas, es la inductancia sincrónica del eje directo L_d. La reactancia sincrónica del eje directo es $X_d = \omega . L_d$.

Hay un método para medir X_d, que es fácil de llevar a cabo y se describe a continuación. El rotor gira a velocidad nominal con el bobinado de campo excitado, y se mide el voltaje de armadura a circuito abierto. Luego se aplica un corto-circuito trifásico a los terminales y se mide la corriente establecida, manteniendo la corriente de excitación en su valor inicial. "La relación de voltaje a circuito abierto a corriente de corto-circuito, es X_d". Si la máquina está saturada, debe usarse el voltaje leído de la línea de entre-hierro en lugar del voltaje leído de la curva de saturación sin carga. El resultado que se obtenga usando este voltaje será el valor no saturado de X_d.

Reactancia sincrónica del eje en cuadratura.-

Se anotó que la magnitud de la onda fundamental del flujo de entre-hierro depende de la posición del rotor con respecto a la onda fundamental de f.m.m. y es más grande cuando el eje directo del rotor coincide con la cresta de la onda de f.m.m. De otra manera, la onda de flujo es más pequeña cuando el eje en cuadratura o eje inter-polar del rotor coincide con la cresta de la onda de f.m.m. Para esta condición se indican los caminos de flujo en la Fig.8-8b. Bajo esta condición, las líneas de fuerza por amperio, de armadura, es la inductancia sincrónica del eje en cuadratura L_q. La reactancia sincrónica del eje en cuadratura es $X_q = \omega . L_q$; esta reactancia es igual a la componente del voltaje de armadura, en cuadratura con la corriente de armadura, dividido por la corriente.

En máquinas de rotor cilíndrico X_d y X_q son casi iguales, sin embargo, X_q es levemente menor a causa del efecto de las ranuras del rotor.



a) Reactancia sincrónica del eje Directo, X_d.

b) Reactancia sincrónica del eje en Cuadratura, X_q.

c) Reactancia transitoria del eje Directo, X'_d.

d) Reactancia transitoria del eje en Cuadratura, X'_q.

e) Reactancia Subtransitoria del eje Directo, X''_d.

f) Reactancia Subtranoitoria del eje en Cuadratura, X''_q.

Fig. 8-8. Caminos de flujo para varias reactancias de una máquina sincrónica de polos salientes.

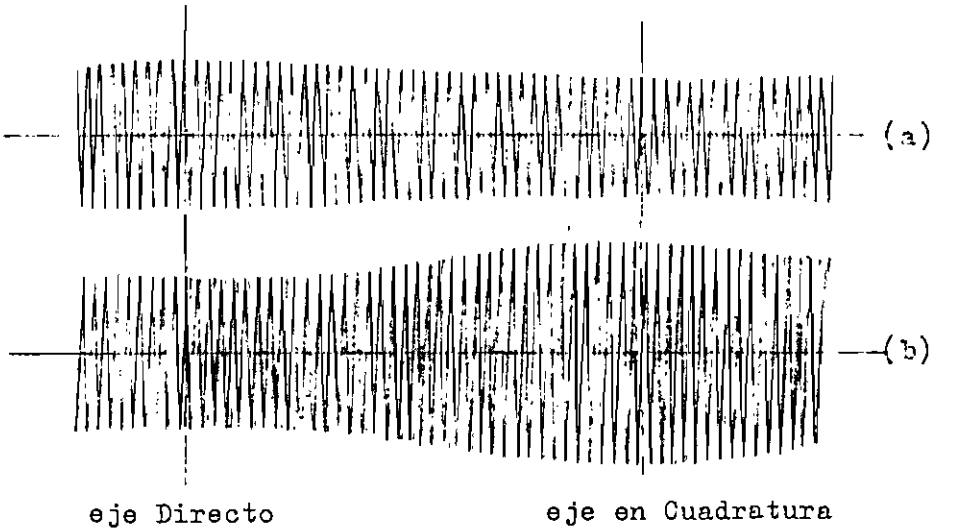


Fig. 8-9. Oscilograma para la determinación de X_d y X_q por la "prueba de patinaje".

$$X_d = \frac{\text{Voltj.Máximo}}{\text{Corrt.Mínima}} \quad , \qquad X_q = \frac{\text{Voltj.Mínimo}}{\text{Corrt.Máxima}}$$

(a).- Oscilograma de voltaje
(b).- Oscilograma de corriente

Un procedimiento fácil para determinar X_q es el de "deslizamiento", en el cual el rotor se mueve a una velocidad levemente diferente de la velocidad sincrónica con su circuito de campo abierto. Se aplican voltajes balanceados, reducidos, a los terminales de armadura. Las corrientes de armadura se modulan a la frecuencia de patinaje por la máquina; ellas tienen su máxima amplitud cuando el eje en cuadratura está en línea con la onda de f.m.m. A causa de la impedancia de la línea de abastecimeinto, el voltaje de armadura se modula usualmente a la frecuencia de patinaje, siendo lo más grande cuando la corriente es lo más pequeña y vice-versa. La Fig.8-9 representa un oscilograma indicando estas variaciones de corriente y voltaje. Si el patinaje es pequeño, pueden leerse los valores máximos y mínimos de voltaje y corriente si se usa voltímetro y amperímetro registradores. La reactancia sincrónica del eje en cuadratura es "la relación del voltaje mínimo a la corriente máxima". A partir de esta misma prueba, se encuentra la reactancia sincrónica del eje directo como la relación del voltaje máximo a la corriente mínima.

8-04.- CONSTRUCCION DEL DIAGRAMA DE LAS DOS REACCIONES PARTIENDO DE DATOS DE PRUEBA.-

En los artículos anteriores se ha desarrollado un método para la construcción del diagrama de las dos reacciones usando las constantes que pueden ser determinadas empleando datos de diseño. Para una máquina ya construída, es posible obtener este diagrama a partir de datos de pruebas sin carga. La información necesaria es la curva de saturación y los valores de X_d y X_q. Los pasos son los siguientes: (Fig 8-10.)

1.- Trazar el voltaje de fase y la corriente a un ángulo φ de f. de p. de la carga.
2.- Sumar al fasor V el $I_a.R_e$ en fase con la corriente.
3.- Determinar el valor de $I_a.X_q$ y localizarlo perpendicular mente a I_a a partir del extremo del fasor $I_a.R_e$. Este determina el punto P.
4.- Trazar una línea entre el origen "o" y el punto P. Esta recta está en dirección de E_o.
5.- La dirección de E_o permite la determinación de I_q e I_d.
6.- Determinar el valor de $I_d.X_d$ y sumarlo al extremo de $I_a.R_e$ en dirección paralela a oP.
7.- Construir una perpendicular desde el extremo de $I_d.X_d$; su intersección con oP determina la longitud de E_o.

A partir de los datos así desarrollados, se puede determinar la regulación, éste es un método de prueba y su aplicación se limita a máquinas existentes. No puede usarse cuando se dipone solamente de datos de diseño, ya que se requieren la determinación de X_d y X_q del análisis de Blondel.

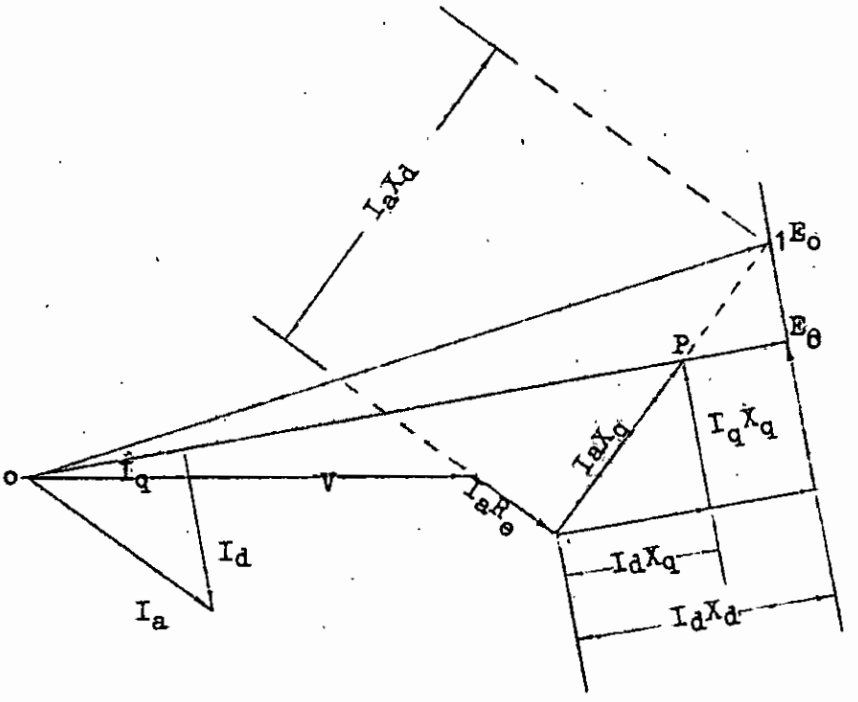


Fig.8-10 Construcción del diagrama de las Dos Reacciones usando datos de prueba.

Debe anotarse que el triángulo que comprende los voltajes $I_a.X_q$ ó $I_q.X_q$ es similar al triángulo de corrientes. Por ésto, la posición (al extremo izquierdo) del vector $I_d.X_d$ debe ser igual a $I_d.X_q$. La proporción de las componentes $I_d.X_q$ indicada, provee la relación de X_q a X_d.

Si la perpendicular trazada desde el extremo del fasor $I_a.R_a$ se prolonga tanto que su longitud es igual a $I_a.X_d = I_a.X_s$, se puede determinar ${}_1E_o$ el cual se obtiene por el método de la impedancia sincrónica. El extremo de ${}_1E_o$ se localiza por la prolongación de la perpendicular a $I_d.X_d$ y es ligeramente mayor que E_o.

CAPITULO 9
Condiciones Transitorias

Causas de los estados transitorios. Concepto de las líneas de fuerza constantes. Corto-circuito repentino a los bornes de un alternador trifásico. Reactancias transitoria y subtransitoria. Variación de la corriente durante un corto-circuito simétrico intempestivo.

9-01.- CAUSAS DE LOS ESTADOS TRANSITORIOS.-

Todas las discusiones previas se relacionan con las condiciones de operación del alternador en estado estable bajo cargas balanceadas. Pero en operación normal el alternador puede estar sujeto a condiciones que no pueden ser completamente explicadas por la teoría de estado estable. Estos estados transitorios pueden originarse por desconexiones, cambios intempestivos de carga, corto-circuitos repentinos (línea a línea, línea a neutro o un corto-circuito simétrico). Estos corto-circuitos pueden producir severos esfuerzos mecánicos sobre las bobinas de armadura y las cabezas de las espiras; o grandes torques, los cuales pueden dañar el alternador o la máquina motriz. El análisis del alternador sincrónico, bajo tales condiciones transitorias, es útil en la predicción de condiciones posibles que pueden resultar de operaciones anormales.

9-02.- CONCEPTO DE LAS LINEAS DE FUERZA CONSTANTES.-

Un concepto conveniente para determinar los efectos de las corrientes de corto-circuito, es el de "líneas de fuerza constantes" (constant flux-linkage). Este concepto puede ser puntualizado como sigue: es imposible cambiar las líneas de fuerza en un circuito eléctrico cerrado que NO CONTENGA resistencia o capacitancia.

En el caso de un alternador, las bobinas de armadura y el bobinado de campo, no contienen capacitancia y sus resistencias son muy pequeñas en comparación con sus inductancias. De esta manera se asume que estos bobinados son puramente inductivos, las líneas de fuerza en el circuito de armadura y en el circuito de campo no pueden cambiarse repentinamente por la aplicación de un corto-circuito al bobinado de armadura; para mantener las líneas de fuerza constantes, se producen grandes cambios de corriente en ambos bobinados.

9-03.- CORTO-CIRCUITO REPENTINO A LOS BORNES DE UN ALTERNADOR TRIFASICO.-

Un cambio repentino de carga o de f. de p. que afecte la magnitud y fase de las corrientes de armadura, producirá también variaciones intempestivas en las fuerzas magneto motrices de los polos ficticios sobre los ejes directo y en cuadratura.

Cualquier cambio en la f.m.m. del par de polos sobre el eje directo, tiende a cambiar el flujo eslabonado con el bobinado del campo principal, pero en concordancia con la ley de Lenz este cambio es soportado por una corriente inducida, la cual es inmediatamente creada en el bobinado del rotor. Esto significa que el bobinado de campo se convierte en el secundario de un transformador durante el tiempo requerido por la corriente de armadura para fijarse en su valor estable permanente; cuando se ha logrado esta condición, la f.m.m. de armadura nuevamente llega a su estado constante en magnitud y fija en posición con respecto a los polos y por consiguiente cesa la acción de transformador.

El mismo cambio repentino de f.m.m. de armadura, la cual induce corrientes transitorias en el bobinado de campo, también induce corrientes transitorias similares en el bobinado amortiguador permanentemente corto-circuitado y corrientes de Eddy en las caras polares y partes metálicas adyacentes.

Se considera un alternador trifásico, girando a velocidad contante, excitado hasta obtener el voltaje E de la máquina a circuito-abierto, y bajo estas condiciones se aplica un corto-circuito simétrico repentino a sus terminales. Al primer instante, la corriente de armadura está limitada solamente por la impedancia de dispersión del bobinado de armadura, Z , pero por ser R_a muy pequeña en comparación con X_l , es suficientemente preciso usar X_l en lugar de Z , y por esta razón la corriente de corto-circuito atrasará en 90° al voltaje del inducido; consecuentemente, $I_d = I$, e $I_q = 0$. Debe recordarse que cuando se aplica repentinamente un voltaje alterno a un circuito inductivo, la corriente inicial depende del punto de la onda de voltaje al que se cerró el circuito.

De acuerdo a las suposiciones indicadas, un corto-circuito simétrico aplicado simultáneamente a las tres fases, no perturba la naturaleza balanceada del circuito de armadura, con el resultado que la suma algébrica de las corrientes instantáneas en las tres fases permanecen todo el tiempo igual a cero; los valores pico de las corrientes de las tres fases serán substancialmente las mismas, y durante los primeros pocos ciclos de ocurrir el corto-circuito, pueden ser 10 ó 20 veces la corriente normal de plena carga, dependiendo del diseño de la máquina.

El enorme flujo inicial de corriente, atrazada 90° al voltaje, origina una f.m.m. demagnetizante en el eje directo, y tiende a reducir el flujo por polo bajo su valor inicial. Pero este flujo representa una considerable cantidad de energía almacenada que no puede ser ins

tantáneamente disipada;de esta manera rapidamente comienza a decrecer ϕ, a una velocidad que depende de la constante de tiempo del circuito. La tendencia del flujo ϕ a permanecer estable, significa que la corriente de excitación debe saltar automáticamente desde su valor original a un valor mucho más alto y a un voltaje correspondientemente más alto, pero conservando la dirección inicial de flujo, para balancear el repentino incremento de f.m.m. de demagnetización de la corriente de armadura. Al mismo tiempo, las corrientes de Eddy se incrementarán en el bobinado amortiguador y las partes metálicas adyacentes, ayudando de esta manera al bobinado rotórico de campo a mantener el flujo ϕ.

Desde que el bobinado rotórico de campo llega a ser el secundario de un transformador, en el cual el bobinado de armadura es el primario, es importante investigar los factores de los que depende la impedancia de dispersión.

La corriente de campo suministrada por la excitatriz, que tiene muy baja resistencia e inductancia comparada con los valores correspondientes del bobinado rotórico mismo; consecuentemente, el efecto al instante que ocurre el corto-circuito es el mismo como si el bobinado de campo estuviese cortocircuitado. No hay dificultad en la determinación de la resistencia del bobinado de campo del rotor, que debe reducirse a términos de armadura (como primario) aplicando el factor de conversión apropiado. La reactancia de dispersión del bobinado de campo se debe a esta parte del flujo total por polo, ϕ_t la cual se representa por φ en la ecuación :

$$\phi_t = \phi + \varphi = (1 + \frac{\varphi}{\phi})\,\phi$$

donde $(1 + \frac{\varphi}{\phi}) = \sigma$ = factor de dispersión del sistema. Pero φ y σ pueden computarse de las dimensiones físicas de la máquina. Conociendo el valor del flujo disperso φ, se determina la inductancia equivalente sabiendo que la inductancia es igual a las líneas de fuerza dispersas por amperio de la corriente de campo correspondiente, luego la reactancia de dispersión será $2\pi fL$, la cual debe también rduoirse a términos de (primario) armadura.

9-04.- REACTANCIAS TRANSITORIA Y SUBTRANSITORIA.-

Al primer impulso de corriente, muchas veces más grande que la corriente a plena carga, le sigue un período en el cual la corriente de armadura decae gradualmente hasta lograr el valor de corto-circuito correspondiente a la excitación inicial. Así como la corriente de armadura disminuye, la corriente transitoria de campo también decrece hasta su magnitud original. La gradual decadencia de las dos corrientes es

una consecuencia del hecho que la energía almacenada en el campo original ϕ se disipa, en la resistencia de los bobinados de armadura y campo, caminos amortiguadores y caminos de las corrientes de Eddy, en forma logarítmica.

Al terminar el período transitorio, las corrientes de armadura se establecen en su valor final de estado estable y el diagrama de fasores Fig.8-7 se simplifica a una forma en la cual $V = 0$, $I_q \cong 0$, $I_d \cong 0$, $I_q.X'_q = 0$; y si $I_a.R_a$ es muy pequeña la f.m.m. inducida resultante se expresará por la fórmula siguiente:

$$E = I_a(X_l + X'_d) = I.X_d$$

La acción de transformador entre la armadura y bobinados de campo ha desaparecido a causa que las corrientes estables de armadura, que son estacionarias con respecto a los polos, producen una f.m.m. invariable en la armadura; se tiene el mismo efecto si el secundario del transformador se encontrase abierto. La relación serie indicada por el término ($X_l + X'_d$) en la expresión anterior, permite obtener el circuito equivalente de este transformador a circuito abierto como se muestra en la Fig.9-1, donde X'_d, reactancia equivalente de la f.m.m. de armadura, desempéñase como reactancia de excitación del transformador, del cual el bobinado de campo es el secundario. Por esta razón la reactancia de corto-circuito en estado estable es: $X_d = X_l + X'_d$.

Cuando el alternador se corto-circuita intempestivamente, el circuito equivalente aproximado, por un breve tiempo después del corto-circuito, es el que se indica en la Fig.9-2, donde se debe notar que se han eliminado las resistencias asociadas con cada ramal. Las condiciones son las de un transformador de tres bobinados, siendo el primario la armadura, y los dos secundarios (a) bobinado de campo y (b) bobinado amortiguador; representados por las reactancias X_f y X_D respectivamente. Se ha eliminado la reactancia mútua entre los dos secundarios. Por lo tanto, la reactancia equivalente del circuito es:

$$X''_d = \frac{1}{(1/X'_d) + (1/X_f) + (1/X_D)} \qquad (51)$$

se llama "Reactancia Sub-transitoria del Eje directo". Es considerablemente mucho más pequeña que $X_d = X_l + X'_d$, representada en la Fig.9-1.

El efecto del bobinado amortiguador y las corrientes de Eddy en las caras del polo, desaparece después de pocos ciclos por ser relativamente grandes las resistencias asociadas con estos circuitos secundarios que la resistencia del bobinado de campo (reducidas a términos de primarios).

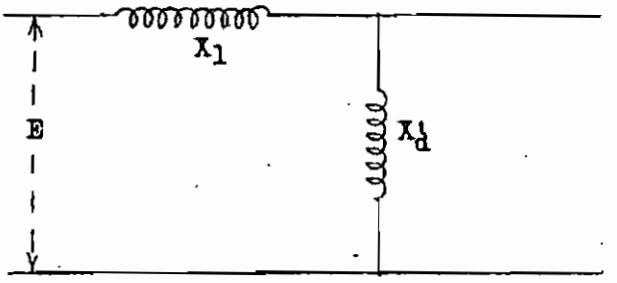


Fig. 9-1. Circuito equivalente aproximado del Alternador, en corto-circuito en estado estable.

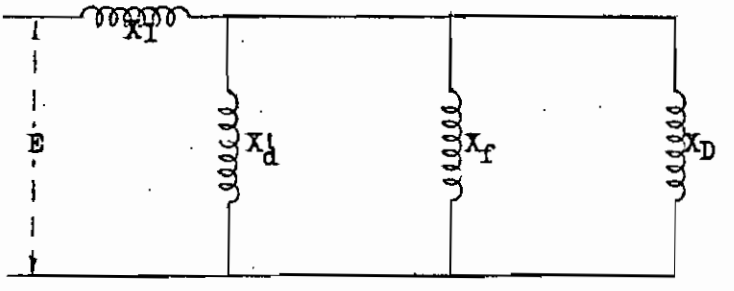


Fig. 9-2. Circuito equivalente aproximado,en los primeros ciclos,de un corto-circuito intempestivo,reactancia Subtransitoria de eje Directo.

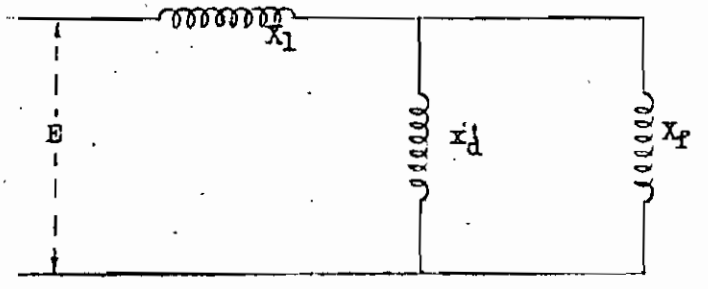


Fig. 9-3. Circuito equivalente aproximado,reactancia Transitoria de eje Directo.

Consecuentemente, después de los primeros pocos ciclos, el circuito equivalente toma la forma de la Fig.9-3, y la reactancia equivalente del circuito es:

$$X'_d = \frac{1}{(1/x'_d) + (1/X_f)} \qquad (52)$$

llamada "Reactancia Transitoria del Eje directo". Es también tan pequeña como X_d, reactancia de corto-circuito en estado estable. En general, la rápida decadencia del efecto del bobinado amortiguador es equivalente a un rápido incremento de X_D desde su valor inicial a un valor infinito; la lenta decadencia del efecto del bobinado de campo es equivalente a un lento incremento de X_f desde su valor inicial a un valor infinito.

9-05.- VARIACION DE LA CORRIENTE DURANTE UN CORTO-CIRCUITO SIMETRICO INTEMPESTIVO.-

En la Fig.9-4 se indica la naturaleza general de la variación de la corriente en una de las tres fases de un alternador sincrónico, cuando se corto-circuita repentinamente sus terminales, sujeto a la condición que la excitación de campo es suficiente para desarrollar el voltaje nominal a circuito abierto. Durante los primeros pocos ciclos, la forma de onda de la corriente de armadura dependerá del punto en el ciclo de la f.e.m. al cual se aplica el corto-circuito. En las otras dos fases, las formas de onda de la corriente de armadura, diferirán de la indicada en la Fig.9-4 a causa que a cualquier instante dado, a lo largo del eje de tiempo, la suma algébrica de las tres corrientes correspondientes deben ser cero.

Los valores "pico" de corriente, determinan las envolventes representadas por las curvas ab y ef. La curva cd, trazada a medio camino entre las envolventes, representa una lenta decadencia de corriente unidireccional sobre la cual está superpuesta una corriente alterna que decae lentamente, como se puede ver en la Fig.9-5. Esta curva se obtiene localizando las amplitudes de la componente de corriente de la Fig.9-4 sobre el eje c'd' (cd en la Fig.9-4). La envolvente de esta nueva curva marcada por a'b', será simétrica con respecto al eje del tiempo.

Las ordenadas de la curva unidireccional de la Fig.9-4, representan una componente de corriente directa de la corriente de fase correspondiente. Habrá componentes de c-d similares en cada una de las otras fases; pero las magnitudes y signos de las tres deben ser tales que la suma algébrica sea cero.

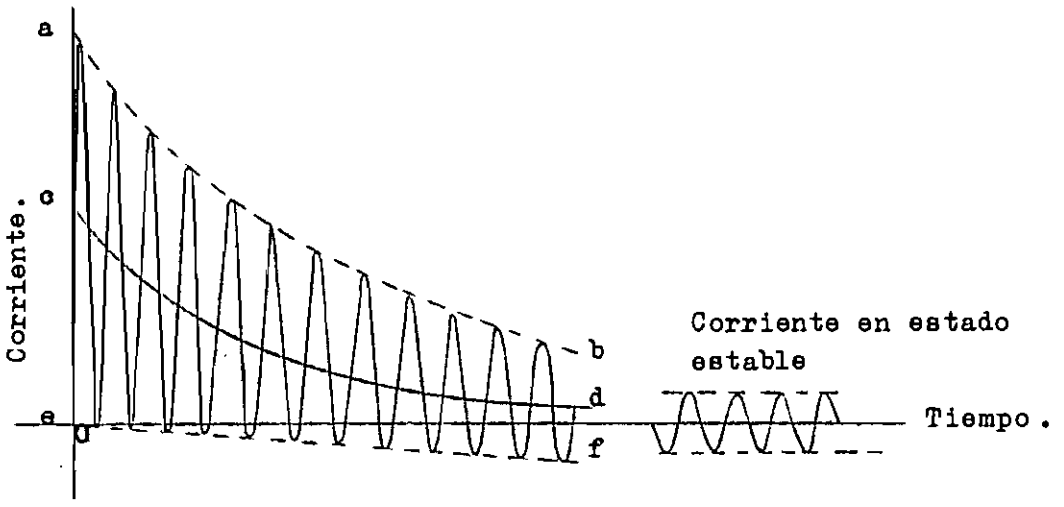


Fig. 9-4. Oscilograma típico de la corriente de Armadura.

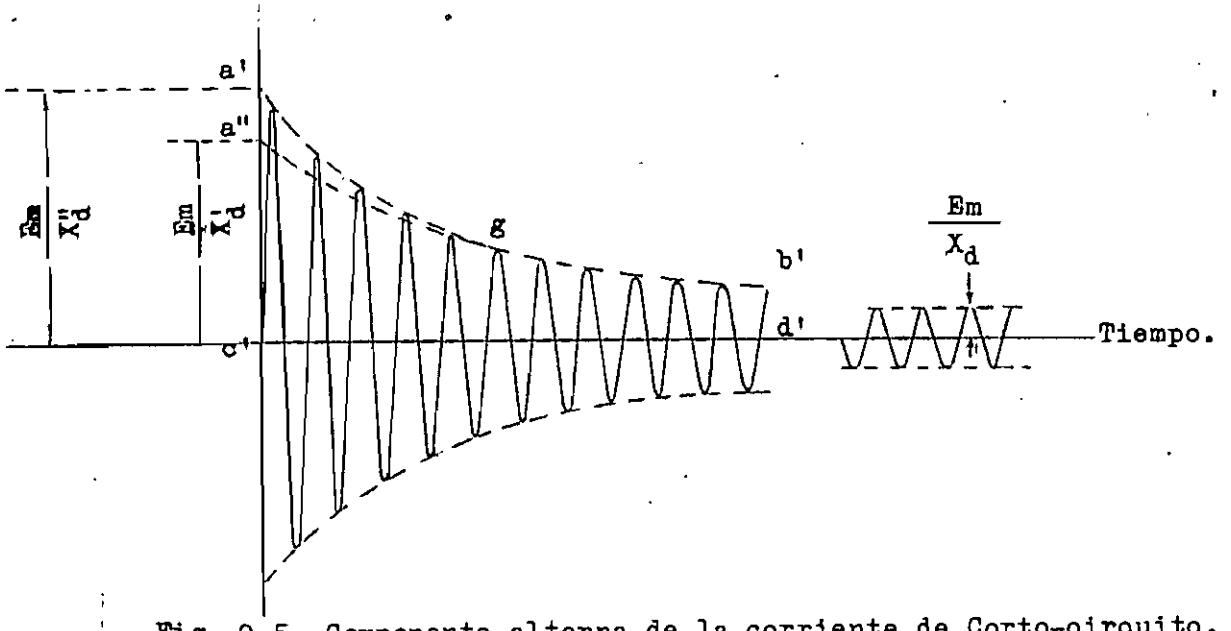


Fig. 9-5. Componente alterna de la corriente de Corto-circuito.

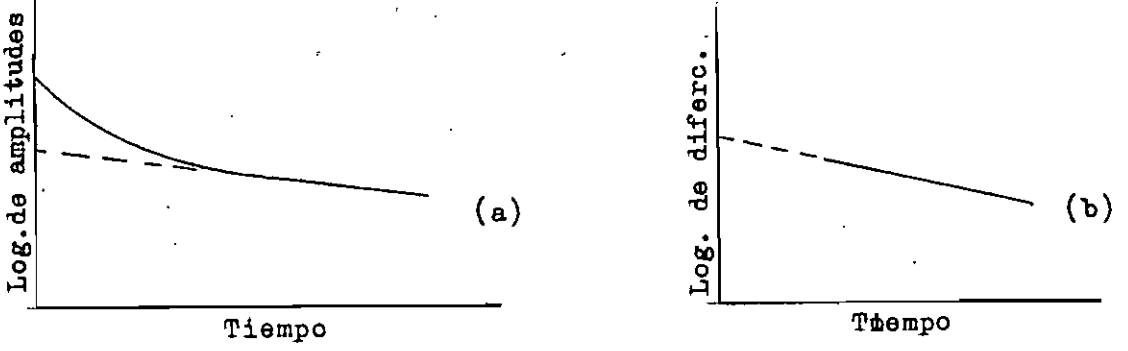


Fig. 9-6. a)Determinación de la reactancia transitoria del eje Directo, b)Determinación de la reactancia subtransitoria del eje Directo.

La decadencia de la componente de c-a de la corriente de corto-circuito, es logarítmica, pero en general la velocidad de decadencia no es la misma durante los primeros pocos ciclos, parte a'g, como lo es durante el intervalo indicado por gb', como se ve en la Fig.9-5. La diferencia se debe al hecho que la parte a'g está influenciada por las reactancias X_f y X_B (Fig.9-2), mientras que el efecto de X_D decae durante el intervalo gb'. Por consiguiente, si los logaritmos de las amplitudes de los valores "pico" de la curva a'b', Fig.9-5, se localizan con respecto al eje tiempo, como se indica en la Fig.9-6a, el gráfico resultante será una curva en la porción a'g, pero será una línea recta después en la porción gb'. Si la parte recta se prolonga hasta su intersección con el eje de ordenadas en a", se obtiene el logaritmo de la ordenada o'a" de la Fig.9-5, y es ésta la amplitud de la corriente que fluiría si X_D fuera infinita, o lo que es lo mismo la reactancia transitoria X'_d estuviera operando sola. En este caso, la envolvente de la componente de c-a de la corriente en la Fig.9-5, sería la curva indicada por a"gb'.

La diferencia entre las amplitudes de las curvas a'b' y a"b', Fig.9-5, se debe al efecto de X_D. Si el logartimo de esta diferencia entre las amplitudes se traza de acuerdo a sus tiempos correspondientes, el gráfico sería una línea recta, como se muestra en la Fig.9-6b, y su prolongación intercepta al eje vertical determinando el punto a' en la Fig.9-5.

En caso que el corto-circuito simétrico ocurra a una distancia del generador, la resistencia de la línea puede ser suficiente para reducir el ángulo de fase apreciablemente bajo 90°. En este caso, habrá una componente de corriente del eje en cuadratura, I_q, además de la componente del eje directo I_d, y el efecto de I_q será inducir corrientes de neutralización de decadencia rápida en el bobinado amortiguador y partes metálicas adyacentes. La componente transitoria del eje en cuadratura debe combinarse con la componente del eje directo para determinar la corriente resultante de armadura.

CAPITULO 10
EFICIENCIA

Eficiencia. Pérdidas. Exposición en consideración a ciertas pérdidas. Medición de las pérdidas por el uso de un motor. Método de "Retardación" para determinar las pérdidas.

10-01.- EFICIENCIA.-

La eficiencia de un aternador sincrónico es la relación de la potencia eléctrica útil de salida a la potencia total de entrada. Las condiciones stándards bajo las cuales se determina la eficiencia,son: voltaje,frecuencia y factor de potencia nóminales. La temperatura de referencia en los stándards menoionados es 75°C.

La eficiencia de un alternador sincrónico puede determinarse a partir de medidas simultáneas de la potencia mecánica de entrada y la potencia eléctrica útil de salida,o puede ser calculada partiendo de un supuesta potencia de salida y las pérdidas correspondientes. Las pérdidas pueden encontrarse utilizando los datos de diseño de las máquinas,o pueden medirse por los métodos recomendados por la ASA en el Stándard Americano de Maquinaria Eléctrica Rotativa. Cuando se determina la eficiencia en esta última forma,se llama "Eficiencia Convencional",ya que se calcula usando las pérdidas medidas por métodos convencionales especificos

Excepto en pequeños alternadores sincrónicos,es impráctico y a menudo imposible determinar la eficiencia usando medidas directas de la potencia de entrada y de salida del total de la potencia involucrada y en muchos casos la imposibilidad de obtener una carga apropiada, y también a causa de la dificultad de una medida precisa de la potencia de entrada.

Un error en la medida de la potencia de entrada o de salida,entra directamente en la eficiencia. Cuando se calcula la eficiencia a partir de una supuesta potencia de salida y las pérdidas correspondientes,un error dado en la determinación de las pérdidas, produce un error mucho más pequeño en la eficiencia,especialmente cuando las pérdidas son pequeñas,como es el caso de grandes alternadores sincrónicos.Así, si las pérdidas a plena carga de un alternador sincrónico son el 5% de su potencia nominal de salida, un error del 5% en la determinación de las pérdidas causa solamente un $\frac{(5 \times 0{,}05)}{100} \times 100 = 0{,}25\%$ de error en la eficiencia.

10-02.- PERDIDAS.-

Las pérdidas en un alternador sincrónico son las debidas al cobre: en la armadura y las bobinas de campo; las pérdidas del núcleo y las pérdidas mecánicas.

En los stándards americanos para maquinaria eléctrica rotativa, las pérdidas se dividen en los siguientes grupos por conveniencia para su determinación:

1.- Pérdidas I^2R en el circuito de campo.
2.- Pérdidas en el reóstato de campo.
3.- Pérdidas por contacto de las escobillas.
4.- Pérdidas en la excitatriz.
5.- Pérdidas por fricción y rozamiento del aire.
6.- Pérdidas por fricción de las escobillas.
7.- Pérdidas por ventilación.
8.- Pérdidas del núcleo.
9.- Pérdidas de armadura.
10.- Pérdidas extrañas debidas a la carga.

1.- Pérdidas I^2R en el circuito de campo, son las pérdidas de cobre en el bobinado de campo a la temperatura stándard de 75°C. Es igual al cuadrado de la corriente de campo para la carga dada multiplicada por la resistencia de campo corregida a 75°C.

2.- Pérdidas en el reóstato de campo, el cual controla la corriente de campo, es I^2R'. Esta pérdida se carga a la Central de la cual forma parte el alternador.

3.- Pérdidas por contacto de las escobillas, es la pérdida en los anillos colectores, escobillas y contactos. Es pequeña y comunmente se desprecia.

4.- Pérdidas en la excitatriz, es la suma de las pérdidas eléctricas y mecánicas en la excitatriz que sirve para la excitación del campo. Igual que las pérdidas en el reóstato de campo, se acumulan a la central.

5.- Pérdidas por fricción y rozamiento del aire, es la pérdida mecánica a velocidad nominal causada por el rozamiento del aire y fricción de los cojinetes y escobillas. Las pérdidas por rozamiento del aire son causadas por la acción de ventilador de las partes rotativas en el medio refrigerante.

6.- Pérdidas por fricción de las escobillas, es una pérdida mecánica, comunmente se incluye como parte del numeral anterior.

7.- Pérdidas por ventilación,es la potencia requerida para que circule el aire de refrigeración a través del alternador,en el caso de una máquina con sistema de ventilación cerrada. Es una pérdida adicional a la del rozamiento del aire.

8.- Pérdidas del núcleo,es la suma de las pérdidas por corrientes de Eddy y de Histéresis a frecuencia nominal,las cuales son causadas por el flujo principal. No incluye ninguna corriente local de Eddy y pérdidas por histéresis causadas por la variación de la corriente de armadura,ni tampoco el efecto sobre la pérdida de núcleo debida a la distorsión del flujo de campo producida por la carga.La pérdida de núcleo se toma como la pérdida causada por el campo magnético que se produce a voltaje nominal sin carga,esto es al voltaje nominal de fase corregido para la caída por resistencia de fase de armadura bajo las condiciones de carga. La corrección se hace sumando la caída por resistencia de fase vectorialmente al voltaje nominal de fase a fase.

9.- Pérdidas de armadura,es la pérdida I^2R de cobre en la armadura,causada por la resistencia a corriente directa del bobinado de armadura,corregida a 75°C.

10.- Pérdidas extrañas debidas a la carga,incluye todas la pérdidas por corrientes de Eddy en el cobre y todas las pérdidas adicionales del núcleo causadas por la distorsión del campo magnético producido por las corrientes de carga.

Las pérdidas correspondientes a los numerales 9 y 10 sumadas,constituyen las pérdidas causadas por la resistencia efectiva.

10-03.- EXPOSICION EN CONSIDERACION A CIERTAS PERDIDAS.-
La pérdida por fricción en los cojinetes es proporcional a la longitud y al diámetro de los cojinetes y a la potencia 3/2 de la velocidad lineal del eje. Esta depende de muchos factores tales como las condiciones de los cojinetes y su lubricación,y ésta varía con la carga. Esta pérdida es pequeña y por esta razón se supone constante cuando se calcula la eficiencia convencional.

La pérdida por fricción de las escobillas en un alternador del tipo de campo rotativo es causada por aquéllas para la excitación del campo. En consideración de las pocas escobillas requeridas y la baja velocidad de fricción de los anillos colectores contra las escobillas, esta pérdida es pequeña. En el caso de un alternador del tipo de armadura rotativa,esta pérdida se debe a las escobillas que recogen la corriente de armadura. Estas pérdidas son más grandes que para una máquina del tipo de campo rotativo.

La pérdida por rozamiento del aire,no es grande,excepto en turboalternadores. No se puede calcular. Todas las pérdidas por fricción y rozamiento del aire generalmente se agrupan y se determinan experimentalmente,o se estiman de datos experimentales obtenidos de medidciones realizadas en máquinas similares. Esta pérdida en generadores refrigerados por hidrógeno,es pequeña.

Las pérdidas del núcleo incluyen todas las pérdidas de corriente de Eddy e histérisis causadas por el movimiento relativo de los flujos de campo y armadura;las pérdidas de Eddy e histérisis producidas por una parte del flujo de campo que corta la carcaza y cualquier otra parte metálica de la máquina;las pérdidas de las caras polares causadas por el movimiento de las ranuras de armadura a través de las caras polares,y las corrientes de Eddy en los conductores de armadura causadas por el flujo de campo.

Las pérdidas por corrientes de Eddy e histérisis en las caras polares,causadas por el movimiento de los peines (ripples) a través de las caras polares en la onda de flujo debido a las ranuras de armadura,incrementanse rapidamente de acuerdo a la relación del ancho de la ranura abierta a la longitud del entre-hierro. La Fig.10.1 indica la distribución del flujo a través de la cara polar a un"instante particular" en un alternador sin carga con un entre-hierro de 9/16" y de 1" de ancho de ranura de armadura.

El flujo de entrada a una ranura,no es constante,varia con la posición de la ranura con respecto al polo. El flujo es máximo cuando la ranura está frente al centro del polo,y mínimo cuando la ranura está a medio camino entre los polos. La Fig.10.2 indica la dirección aproximada de las líneas de fuerza en las ranuras y entre-hierro de un alternador sin carga. La variación del flujo que entra a una ranura crea las corrientes de Eddy en los conductores de armadura. Los voltajes producidos por estas corrientes de Eddy son diferentes en los dos lados de las ranuras y son mayores en el tope que en el fondo de la ranura. Para prevenir las pérdidas por corrientes de Eddy,debidas a estas diferencias de voltaje,es necesario laminar los conductores de armadura horizontal y verticalmente;este tipo de conductores se usan ahora en los nuevos alternadores.

Las pérdidas por contacto de las escobillas son despreciables en máquinas de campo rotativo. Son causadas por la caída de voltaje al contacto con las escobillas con los anillos deslizantes. Cuando estas pérdidas no son despreciables,la caída de voltaje ständard usada en la determinación,es 1 voltio por anillo colector para escobillas de carbón o grafito con incrustaciones de pigmentos, 1½ voltios por anillo colector para escobillas de carbón o grafito sin incrus -

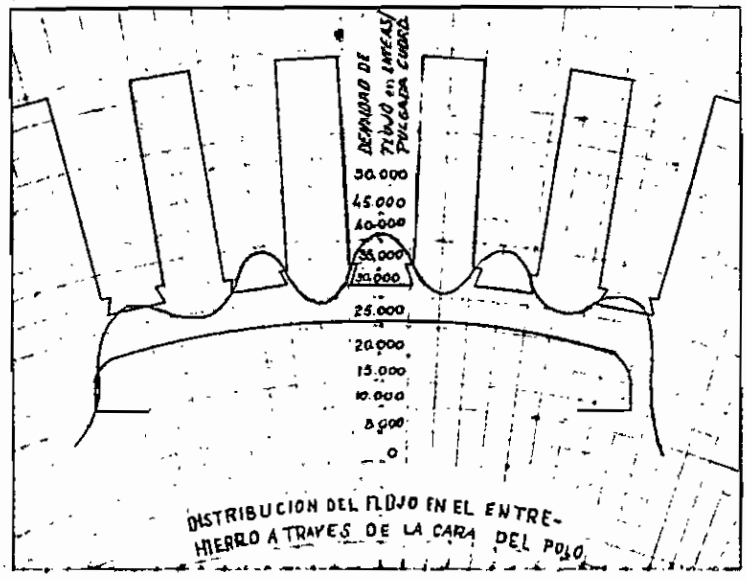


Fig. 10–1.

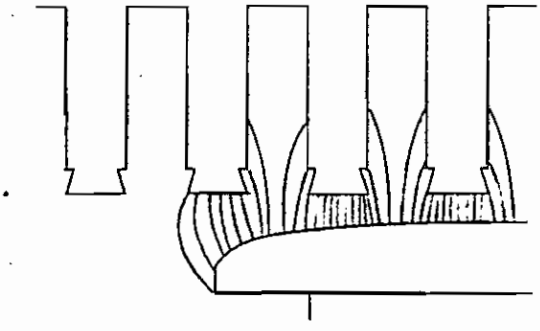


Fig. 10–2.

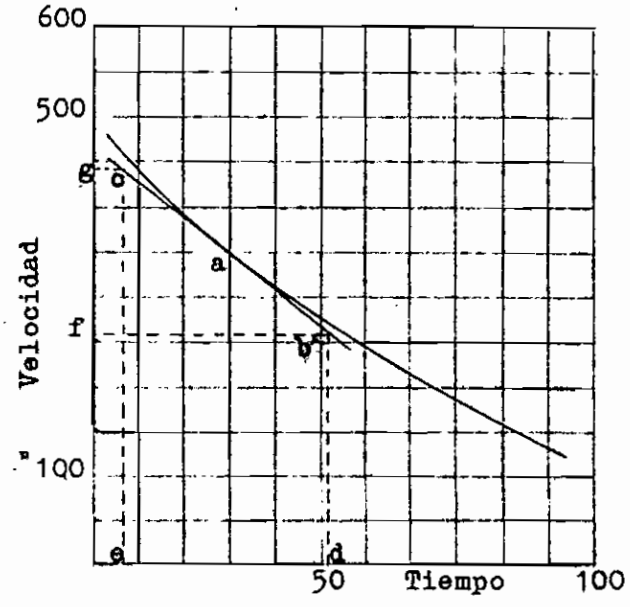


Fig. 10–3.

taciones,y 1/4 voltio por anillo colector con escobillas de grafito metálico.

Muchas de las pérdidas de un alternador sincrónico no pueden determinarse precisamente. Entre ellas: pérdidas por corriente de Eddy en los conductores de armadura debidas a los flujos locales causados por corrientes de carga y por la distorsión del flujo principal de carga,y las pérdidas del núcleo causadas por el flujo de campo bajo carga. Por esta razón,se han desarrollado métodos más o menos arbitrarios para la determinación de las pérdidas de un alternador, cuando se calcula su eficiencia convencional.

10-04.- MEDIDA DE LAS PERDIDAS POR EL USO DE UN MOTOR.- Las pérdidas: por fricción y rozamiento del aire,por fricción de las escobillas y debidas a la ventilación,de un generador a circuito abierto pueden determinarse moviendo al alternador por un motor shunt. Las pérdidas a circuito abierto,correspondientes a cualquier excitación, es igual a la potencia de entrada a la armadura del motor menos:pérdidas por contacto de las escobillas,pérdidas de cobre en la armadura,y pérdidas extrañas del motor. La potencia de entrada al alternador,cuando su circuito de campo está abierto,corresponde a las pérdidas por fricción y rozamiento del aire. La diferencia entre las pérdidas a circuito abierto y las pérdidas por fricción y rozamiento del aire,se conoce como pérdidas del núcleo a circuito abierto. Las pérdidas de carga pueden obtenerse encontrando la potencia requerida para mover el generador en corto-circuito (todas las fases deben ser corto-circuitadas). Esta potencia menos las pérdidas por fricción y rozamiento del aire,son las pérdidas de carga. La diferencia entre las pérdidas de carga y las pérdidas de cobre a circuito abierto causadas por la resistencia de armadura a c-d a la temperatura de la prueba,corresponde a las pérdidas extrañas que dependen de la corriente de armadura. Las pérdidas extrañas de carga,determinadas en esta forma,incluyen una pequeña pérdida del núcleo a causa del flujo resultante de entre-hierro;esta pérdida no es realmente una parte considerable de las pérdidas extrañas de carga,pero ya que el flujo resultante del entre-hierro,con el alternador en corto-circuito,es simplemente lo necesario para inducir voltajes suficiente en la armadura,para cubrir la caída por impedancia de dispersión,el flujo es pequeño,y las pérdidas de núcleo causadas por este flujo,pueden ser despreciadas. Las pérdidas extrañas de carga,bajo condiciones normales de operación,son menores que las pérdidas extrañas de carga determinadas a corto-circuito,para las mismas corrientes de armadura.

Aunque la medida de pérdidas extrañas de carga a corto-circuito es mayor que bajo condiciones de operación, se usa para calcular la eficiencia convencional de los alternadores sincrónicos.

10-05.- METODO DE RETARDACION PARA DETERMINAR LAS PERDIDAS.-

Cuando se tienen grandes alternadores, a menudo es imposible o impráctico moverlos por motores para determinar sus pérdidas, o en el caso de turbo-alternadores, que no tienen el eje sobresaliente, al cual se pueda acoplar un motor. Bajo estas condiciones, el método de retardación es conveniente para determinar las pérdidas.

La energía cinética de un cuerpo en rotación, es:

$$W = \frac{1}{2}\omega^2 . I \qquad \text{donde,}$$

W = energía cinética; ω = velocidad angular; I = momento de inercia.

Diferenciando con respecto a "t", se tiene:

$$dW/dt = \omega . I . \frac{d\omega}{dt}$$

La derivada de la energía con respecto al tiempo, es la potencia, y $d\omega/dt$ es la aceleración angular α. Reemplazando estos valores, tenemos:

$$P = \omega . I . \alpha \qquad (52)$$

Por esto, la potencia que origina un cambio en la velocidad angular de un cuerpo en rotación, es igual al momento de inercia del cuerpo multiplicado por su velocidad angular y por su aceleración angular al instante considerado. Si el cuerpo en rotación tiende al reposo, la aceleración es negativa y se llama retardación.

Determinando el momento de inercia de la parte rotativa, la ecuación 52 determina las pérdidas tanto en motores como en alternadores. Hay algunos métodos por los cuales puede determinarse el momento de inercia: calculando a partir de las dimensiones del cuerpo rotativo de la máquina, o puede determinarse experimentalmente de la retardación producida por las pérdidas conocidas.

Si a un alternador, con los terminales de armadura abierto y el circuito de campo cerrado, se lo hace girar sobre su velocidad sincrónica y luego llevándolo al reposo, la potencia retardatriz que causa la decadencia lenta de velocidad se debe a: pérdidas por fricción, pérdidas por ventilación y pérdidas del núcleo a circuito abierto. Si se mide la retardación angular α, al instante que el alternador pasa por su velocidad sincrónica, se pueden calcular las pérdidas por fricción y ventilación más las pérdidas del núcleo a circuito abierto para la excitación dada, usando la ecuación 52, supuesto que se conoce el

momento de inercia. Si el alternador llega al reposo sin excitación de campo, la fórmula da solamente las pérdidas por fricción y ventilación.

La principal fuente de error en la aplicación del método está en la determinación de la retardación α. Con el objeto de encontrar α es necesario tomar lecturas que permitan construir una curva "Velocidad-tiempo", característica del alternador para llegar al reposo. El intervalo requerido entre las lecturas sucesivas, para la curva velocidad-tiempo, depende del tamaño y velocidad del alternador bajo prueba y varía desde 5 segundos para máquinas pequeñas a muchos minutos en el caso de grandes turbo-alternadores. En la Fig. 10-3 se muestra una curva velocidad-tiempo.

El método más simple y satisfactorio para encontrar el momento de inercia, es como sigue. Medir las pérdidas a circuito abierto a frecuencia nominal y con una excitación de campo definida. Esto puede hacerse operando la máquina como un motor sincrónico y ajustando la excitación a f. de p. unidad; la potencia de entrada a la armadura, bajo esta condición, es igual a las pérdidas por fricción y rozamiento del aire, las pérdidas del núcleo correspondientes a la excitación usada, y una muy pequeña pérdida de cobre de armadura. Una vez determinadas las pérdidas, se incrementa la velocidad del alternador en 10 ó 15%, incrementando la frecuencia del circuito en el que está operando o por cualquier otro método conveniente; luego se le permite al alternador llegar al reposo con su circuito de campo cerrado y su excitación inalterada, y se toman las lecturas para una curva velocidad-tiempo. Substituyendo en la ecuación 52 los valores de las pérdidas por fricción, pérdidas por rozamiento del aire y pérdidas del núcleo a velocidad sincrónica, y los valores ω y α también a velocidad sincrónica, se puede calcular el momento de inercia.

Habiendo determinado el momento de inercia, pueden encontrarse las pérdidas por fricción y rozamiento a partir de una curva velocidad-tiempo, mientras el alternador está yendo al reposo sin excitación de campo. Las pérdidas por fricción, rozamiento del aire y pérdidas del núcleo, correspondientes a diferentes excitaciones de campo, llevando al generador al reposo bajo estas condiciones,

También es posible conocer las pérdidas a corto-circuito, llevando el generador al reposo con sus terminales corto-circuitados y con la excitación de campo que produce la corriente de corto-circuito de armadura a velocidad sincrónica. La potencia encontrada en esta condición, menos las pérdidas por fricción, rozamiento y la pérdida I^2R en la armadura, son las pérdidas extrañas de carga, correspondientes a la corriente de armadura al instante que el generador pasa por su velocidad sincrónica. La corriente de armadura permanece aproximadamente constante en un ancho rango de velocidad.

Para una máquina pequeña que llega al reposo rápidamente, la retardación α puede determinarse trazando una tangente a la curva de retardación (Fig.10-3) en el punto que corresponde a la velocidad nominal, Tomado $\alpha = fg/ed$.

Para el caso de turbo-alternadores de alta velocidad que logran el reposo lentamente, la forma más satisfactoria de aplicar el método de retardación es la siguiente. Usando las curvas velocidad-tiempo obtenidas de la máquina bajo diferentes condiciones de retardación, registrar los instantes de tiempo t_1 y t_2 cuando la máquina pasa por las velocidades angulares ω_1 la cual está a un pequeño porcentaje sobre la velocidad sincrónica, y ω_2 la cual está a un porcentaje igual bajo la velocidad sincrónica. Así W_1 y W_2 representan la energía cinética de la parte que gira a los instantes de tiempo t_1 y t_2; luego:

$$(W_1 - W_2)/(t_1-t_2) = \tfrac{1}{2} I \frac{\omega_1^2 - \omega_2^2}{t_1-t_2}$$

$$= I\left(\frac{\omega_1+\omega_2}{2}\right)\left(\frac{\omega_1-\omega_2}{t_1-t_2}\right)$$

En esta ecuación los valores $(W_1-W_2)/t_1-t_2$, $(\omega_1+\omega_2)/2$, y $(\omega_1-\omega_2)/t_1-t_2$ son aproximadamente iguales a $P = dW/dt$, la velocidad angular ω y la retardación angular $\alpha = d\omega/dt$, respectivamente, en la ecuación $P = I.\omega.\alpha$ a velocidad sincrónica.

Cuando el momento de inercia se determina por el método descrito, las unidades en las cuales se expresan I, P, ω y α no tienen consecuencia, ya que el método es puramente de substitución. Si se determina el momento de inercia usando las dimensiones de la máquina y usando unidades prácticas, se usará la siguiente fórmula:

$$P = \frac{746}{550}\left(2\pi/60\right)^2 \frac{Wk^2}{g}.n.\frac{dn}{dt} = 462{,}2 \times 10^{-6}(Wk^2).n.\frac{dn}{dt}$$

donde: P= potencia en watios
W= peso de las partes rotativas
k= radio de giro de las partes rotativas
n= velocidad en RPM
g= aceleración de la gravedad
dn/dt = gradiente de la curva velocidad-tiempo, RPM/seg.

10-06.- EFICIENCIA CALCULADA DE UN ALTERNADOR SINCRONICO.-

La eficiencia de cualquier pieza de un aparato, es igual a la relación de su potencia de salida a su potencia de entrada más las pérdidas.

$$\text{Eficiencia} = \frac{\text{Potencia de salida}}{\text{P. de entrada + pérdidas}}$$

Si se conocen las pérdidas correspondientes a una potencia de salida, se puede calcular por medio de la ecuación anterior la eficiencia convencional correspondiente a esta potencia. Para un alternador sincrónico trifásico que entrega su energía a una carga balanceada, la eficiencia está dada por:

$$\text{Eff.} = \sqrt{3}\ V\ I\ \cos\varphi\ /\sqrt{3}\ V\ I\ \cos\varphi + P_c + 3I_a^2 r + P_s + I_f^2 \cdot r_f + P_{f+\omega} + P_v$$

Esto puede ser escrito:

$$\text{Eff.} = \sqrt{3}\ V\ I\ \cos\varphi\ /\sqrt{3}\ V\ I\ \cos\varphi + P_c + 3I_a^2 R_a + P_{f+\omega} + I_f^2\ r_f + P_v$$

Los símbolos en las dos ecuaciones tienen el siguiente significado:

V = voltaje de terminales
I = corriente de línea
I_a = corriente de fase
P_c = pérdidas del núcleo a circuito abierto para el voltaje de terminales corregido para la caída por resistencia de armadura.
P_s = pérdidas extrañas de carga
$P_{f+\omega}$ = pérdidas por fricción y rozamiento del aire
R_a = resistencia efectiva de la armadura, por fase
r_f = resistencia del devanado de campo
I_f = corriente de campo
$\cos\varphi$ = factor de potencia

Los Standards Americanos para maquinaria eléctrica rotativa, especifican que las pérdidas usadas en la determinación de la eficiencia convencional, deberán ser aquéllas encontradas a circuito abierto para el voltaje nominal de terminales corregido para la caída por resistencia de armadura. Probablemente un valor algo más corregido es aquel encontrado a circuito abierto correspondiente al voltaje nominal de terminales corregido para la caída por la impedancia de dispersión.

BIBLIOGRAFIA

1. AMERICAN STANDARDS ASSOCIATION: "American Standards for Rotating Machinery C50 - 1.936" Art. 3.212

2. AMER. INST. ELEC. ENGRS. Test Code for Synchronous Machines No 503. June 1.945

3. BRITISH THOMSON - HOUSTON. Alternatore. Descriptive list 2120-1 England

4. CRARY, SCHILLINECK Y MARCH. Equivalent Reactance of Synchronous Machines; Trans. Amer. Inst. Elec. Engrs. Vol. 53

5. DAWSON, W.F. Mediciones de pérdidas y eficiencia por aumento de temperatura del aire de ventilación. Rev. General Electric 1.958

6. DAHERTY, R.E. Y NICKLE, F.A. Synchronous Machines. An Extension of Blondel's Two-reactions Theory; Trans. Amer. Inst. Elec. Engrs. Vol 45

7. FECHHEIMER, C.J. Ventilación de Alternadores de Polos Salientes. Rev. Amer. Inst. Elec. Engrs.

8. GRAY, A. and LINCOLN, P.M. Electrical Machine Design, 4ª ed., New York, Mc Graw-Hill Company, Inc., 1.940

9. KIMBARK. E,W,Sc. D. Power System Stability. Synchronous Machines. Vol. III. 1.956. New York. John Wiley & Sons. Inc.

10. LANGSDORF. A, S, M. M. E. Theory of Alternating-current Machinery. 2ª ed. 1.955. New York. Mc Graw-Hill Book Company. Inc.

11. LAWRENCE,R.R. Principles of Alternating Current Machinery, 4ª ed. 1.953. New York. Mc Graw-Hill

12. PUCHSTEIN. E,F. LLOYD and CONRAD. Alternating-Current Machines, 3ª ed. 1.958. New York. John Wiley & Sons. Inc.

13. RICKER, C.W. and CARLTON TUCKER. Electrical Engineering Laboratory Experiments. 2ª ed. New York. Mc Graw-Hill

14. ROFF, L.A. Diccionario para Técnicos Inglés-Español.New York. John Wiley.

15. STILL. ALFRED. Elements of Electric Design. 2ª ed. New York. Mc Graw-Hill Book Company. Inc. 1.940

16. TOKYO SHIBAURA ELECTRIC CO., LTD. Alternating Current Generators. Publ. 4-A. Tokyo Japón

17. WRIGHT, S.H. Determination of Synchronous Machine Constants by Test. Trans. Amer. Inst. Elec. Engrs. Vol. 50.