

UNIVERSIDAD NACIONAL DE INGENIERIA
INGENIERIA MECANICA Y ELECTRICA



PROYECTO DE GRADO DE INGENIERO

**“Diseño Eléctrico de un Motor
de Corriente Continua”**

JEAN - PHILIPPE STRICKER KIENER

PROMOCION 1966

LIMA - PERU
1967

À MIS PADRES.

INDICE

	Página
INTRODUCCION	1
CÁLCULO ELÉCTRICO:	
A.1. Cálculos Preliminares	6
A.1.1 Cálculo de la Velocidad Periférica	6
A.1.2. Cálculo del Paso Polar	6
A.1.3. Cálculo del Factor de Abarcamiento	7
A.1.4. Cálculo de la frecuencia del ciclo magnético	7
A.2. Verificación de la Potencia estimada	8
A.3. Cálculo del Devanado de Inducido	10
A.3.1 Cálculo del Flujo	10
A.3.2. Cálculo del número de conductores por ranura	11
A.3.3. Cálculo del Paso de la Bobina	13
A.3.4. Cálculo del conductor de armadura	15
A.3.5. Cálculo del Aislamiento del inducido.	15
A.3.6. Cálculo de la Espira Media	17
A.3.7. Cálculo de la resistencia de Armadura	19
A.3.8. Cálculo de la caída de tensión en la armadura	20
A.3.9. Cálculo del Peso del cobre	20

	Página
A.4. Diseño del Colector	21
A.4.1. Cálculo del número de Delgas	21
A.4.2. Cálculo del Diámetro del Colector	21
A.4.3. Cálculo de la Velocidad Periférica del Colector	22
A.4.4. Cálculo de la Tensión entre Delgas	22
A.4.5. Cálculo de los Carbones	23
A.4.6. Cálculo de la longitud del Colector	24
A.4.7. Cálculo de la Tensión de Reactancia	24
A.5. Cálculo de la curva de Saturación en Vacío	29
A.5.1. Cálculo de la Tensión Magnética del entrehierro	31
A.5.2. Cálculo de la Tensión Magnética de los dientes	34
A.5.3. Cálculo de la Tensión Magnética del yugo de armadura	40
A.5.4. Cálculo de la Tensión Magnética de los Pales Principales	42
A.5.5. Cálculo de la Tensión Magnética en la Culata	44
A.5.6. Cálculo de la Tensión Magnética total del circuito magnético	45
A.6. Cálculo de la Tensión Magnética a plena Carga	47
A.6.1. Cálculo de la Reacción del Inducido	48

A.6.2. Cálculo Gráfico de los Amperes-	
Vueltas en carga	48
A.7. Diseño del Arrollamiento de Excitación	51
A.7.1. Cálculo de la Sección del Conductor . .	51
A.7.2. Cálculo de la Corriente de Excitación . .	52
A.7.3. Cálculo del número de Espiras por	
Bobina	53
A.7.4. Cálculo de la Sección Recta de la	
Bobina	53
A.7.5. Cálculo de la resistencia del circuito	
de Excitación	54
A.7.6. Cálculo de la resistencia de Campo . . .	54
A.7.7. Cálculo del Peso de Cobre	55
A.8. Diseño del Arrollamiento de Commutación . . .	55
A.8.1. Cálculo del Flujo del Polo Auxiliar. . .	57
A.8.2. Cálculo de la Tensión Magnética en el	
entrehierro del polo auxiliar	58
A.8.3. Cálculo de la Tensión Magnética en los	
dientes de armadura	59
A.8.4. Cálculo de la Tensión Magnética en la	
corona del inducido	59
A.8.5. Cálculo de la Caída de Tensión en el polo	
de commutación	60

A.8.6. Cálculo de la Caída de Tensión Magnética en la Culata	61
A.8.7. Cálculo de los Amperes-Vueltas del circuito de conmutación	62
A.8.8. Cálculo del número de espiras de las Bobinas de conmutación	63
A.8.9. Cálculo de la Reacción del Conductor . . .	63
A.8.10. Cálculo de la Reacción Recta de la Bobina de conmutación	64
A.8.11. Cálculo de la resistencia del conductor del circuito de conmutación	64
A.8.12. Cálculo de la caída de tensión en el circuito de conmutación	65
A.8.13. Cálculo del peso del Cable del circuito de conmutación	65
A.9. Diseño del Reostato de arranque	66

PERDIDAS Y EFICIENCIA

B.1. Cálculo de las pérdidas ohmicas	71
B.1.2. Cálculo de las pérdidas ohmicas en la armadura	71
B.1.2. Cálculo de las Pérdidas ohmicas en el circuito de excitación	71
B.1.3. Cálculo de las pérdidas en el devanado de conmutación	71

B.2. Cálculo de las Pérdidas Adicionales en el	
Cobre	72
B.2.1 Pérdidas adicionales debidas al campo	
transversal	72
B.2.2. Pérdidas adicionales debidas a las	
corrientes circulatorias	74
B.3. Cálculo de las Pérdidas en el Hierro	75
B.3.1. Cálculo de las Pérdidas en la Corona	
del inducido	75
B.3.2. Cálculo de las Pérdidas en los dientes.	76
B.3.3. Cálculo de las Pérdidas Superficiales .	78
B.4. Pérdidas en las Escobillas	80
B.4.1 Cálculo de las pérdidas por contacto . .	80
B.4.2. Cálculo de las pérdidas por fricción. .	80
B.5. Estimación de las Pérdidas por ventilación	
y fricción de los cojinetes	81
B.6. Cálculo de las Pérdidas Totales	81
B.7. Cálculo de la Eficiencia	82

CALENTAMIENTO	83
C.1. Cálculo del Calentamiento de la Armadura . .	84
C.1.1 Cálculo de la Superficie de Disipación de la armadura	84
C.1.2. Cálculo de las Pérdidas Totales de la armadura	85
C.1.3. Cálculo de la elevación de la temperatura de la armadura	85
C.2. Cálculo de la Elevación de temperatura del Colector	85
C.3. Calentamiento de las Bobinas de Conmutación . .	86
C.3.1. Cálculo de la Superficie de disipación. .	87
C.3.2. Cálculo del coeficiente de Enfriamiento	87
C.3.3. Cálculo de la Elevación de temperatura. . .	88
C.4. Cálculo del calentamiento del devanado de Excitación.	88

SÍMBOLOS

- A área
- a número de ramas de inducido en paralelo
- A.V. amperes-vueltas
- a' e ancho de la escobilla
-
- b_d ancho del diente
- b_p ancho del polo principal
-
- C capas del devanado de armadura
- C_e circunferencia del colector
- C_e coeficiente de enfriamiento
- C" constante de enfriamiento
-
- D diámetro de armadura
- D_e diámetro exterior
- D_i diámetro interior
- d entrehierro del polo principal
- d espesor de bobina
- D_e diámetro del colector
- d_e profundidad de la ranura
-
- E fuerza electromotriz
- E" coeficiente de dispersión de Hobart.

h_{dt}	profundidad del diente de armadura
h_p	altura del polo principal
I_a	corriente de armadura
I_{ar}	corriente de arranque
I_e	corriente de excitación
I_r	corriente de una rama de la armadura.
K	constante
K_c	factor de Carter
K_d	factor de dispersión
K_{fe}	factor espacio de las planchas magnéticas.
L	longitud de la espira media
l_c	longitud del flujo en la culata
l_e	longitud del polo de conmutación
l_{eo}	longitud del recorrido del flujo en la corona del inducido
l_{co}	longitud del colector
l_i	longitud ideal de la armadura
l_s	longitud de la cabeza de bobina de armadura.
M	número de espiras de cada elemento
n	revoluciones por minuto
N'	número de conductores
N_e	número de espiras por bobina de conmutación
N_e	número de espiras por bobina de excitación

N_d número de delgas del colector
 N_z número de conductores por ranura

P potencia
p número de pares de polos
 $P_{\#}$ pérdidas.

Q densidad lineal de corriente

R resistencia
 R_e resistencia de campo
 R_{coT} resistencia total del circuito de conmutación
 R_{co} resistencia de conmutación
 R_c resistencia del circuito de excitación

S superficie
 S_e sección del conductor de excitación
 S_{co} sección del conductor de excitación

T elevación de temperatura
 t_c paso del colector
 t_p paso polar
 t_r paso de la ranura

U número de conductores por capa y por ranura.

V tensión de alimentación

V_a velocidad periférica de la armadura

V_c velocidad periférica del colector

W peso del cobre

w_s ancho de la rama

Y paso de la bobina

Z_a número de ranuras

k_p factor de recubrimiento polar

η eficiencia

PREFACIO

El presente trabajo, además de ser una tesis, tratará de dar al estudiante y al profesional una idea clara y concisa de lo que es la reconstrucción de motores eléctricos de corriente continua a partir de sus piezas mecánicas, tales como el rotor, la carcasa, eje, etc.

En nuestro medio, no hemos encontrado una obra ilustrativa que trate de este tema, tan importante en la vida práctica, que suele presentarse con frecuencia en cualquier industria que utilice corriente continua con fines mecánicos. Para subsanar esta deficiencia, hemos escrito la presente tesis, explicando detalladamente cada paso ejecutado y dado ciertas curvas, que, por encontrarse en diferentes libros de diseño, son a veces difíciles de encontrar. Esperamos que el lector que tenga ciertos conocimientos de electrotécnica pueda, luego de haber estudiado la presente reconstrucción, el mismo realizar un trabajo semejante, siguiendo los mismos pasos que nosotros.

El presente estudio no hubiera sido posible sin la altruista y generosa colaboración del Dr. Ing° Mario Verde de la firma Delcrosa-Marelli, quién nos dió la orientación técnica y práctica y del Ing° Juan Nuñez del Departamento de Ingeniería Eléctrica de la U.N.I., quién colaboró en la ejecución de la presente obra.

Es, pues, con un profundo agradecimiento que publicamos la presente, esperando que cumpla con la meta que nos hemos fijado.

Jean-Philippe Stricker

INTRODUCCION

El presente proyecto, consiste en el cálculo eléctrico de un motor de corriente continua, de 110 KW de potencia nominal a una tensión nominal de 320 V y excitación independiente.

En realidad, se tratará de reconstruir el motor a partir de sus partes metálicas como son la carcasa, polos principales, polos de conmutación y el rotor, cuyas dimensiones y características conocemos.

Para mayor claridad, hemos dividido el diseño en tres partes, que se complementan mutuamente:

- A.- Cálculo Eléctrico
- B.- Pérdidas y Eficiencia
- C.- Calentamiento

En el primer acápite, se desarrollarán los cálculos eléctricos correspondientes a los diferentes devanados y resistencias de regulación que necesitan un motor de este tipo, el colector y el sistema de conmutación.

En el segundo acápite, determinaremos las pérdidas que tienen lugar en las diferentes partes del motor y calcularemos la eficiencia probable del motor.

En el tercer acápite, veremos de que manera las pérdidas determinadas anteriormente influyen en el calentamiento de las partes del motor. Verificaremos si la elevación de temperatura no excede los límites dados por las normas internacionales.

Para terminar, en el capítulo de Conclusiones, analizaremos las respuestas obtenidas, mediante los cálculos, y veremos si hay

la posibilidad de obtener una potencia mayor para el motor a partir de las piezas dadas inicialmente.

Las partes del motor de que disponemos son:

- El Rotor
- La Carcasa ó Yugo
- Los Polos principales ó de excitación
- Los Polos Auxiliares ó de conmutación

Las dimensiones y características de cada partes son:

a) Del Rotor

- Material : Planchas de 0,5 mm de espesor de acero eléctrico.
- Longitud : 289 mm
- Diámetro exterior : 320,5 mm
- Diámetro interior (eje) : 139,5 mm
- Longitud de los grupos de placas : 14,9 mm
- Número de canales de ventilación : 2
- Ancho del ducto de ventilación radial : 12,25 mm
- Número de ranuras : 36
- Profundidad de las ranuras : 34,4 mm
- Ancho de las ranuras : 8 mm
- Número de dientes : 36
- Altura del diente : 34,4 mm
- Ancho superior del diente : 20,55 mm
- Ancho de la base del diente : 11,5 mm
- Ancho de las placas de sujeción exterior : 5 mm

b) De la Carcasa ó Yugo:

- Material : acero fundido
- Diámetro exterior : 63.6 cm.

- Diámetro interior : 5.9 cm.
- Espesor : 35 mm
- Longitud : 20.9 cm
- Consta de los agujeros necesarios para colocar las chumaceras y sujetar los polos mediante pernos pasantes

c) De los Polos principales:

- Material : Planchas de acero eléctrico de 1.0 mm de espesor
- Ancho : 117.2 mm
- Largo : 27.9 cm
- Altura : 117.2 mm
- Los zapatos polares son hechos del mismo material que los polos y forman con ellos una sola pieza.
- Ancho de la zapata polar : 100 mm

La zapata polar tiene una forma semejante a la indicada en la Figura N° 1.

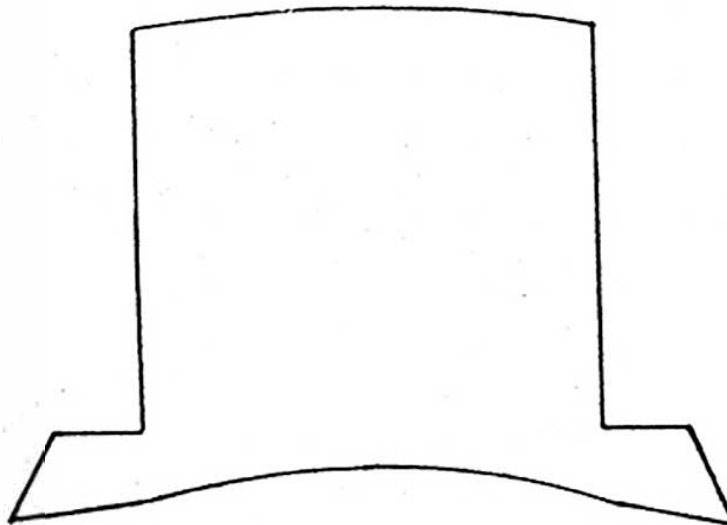


Figura N° 1 : Esquema de la zapata polar.

d) De los Polos Auxiliares:

- Material : Plancha de acero eléctrico de 1,9 mm de espesor.
- Ancho : 32,5 mm
- Largo : 379 mm
- Alto : 112,2 mm
- Estos polos carecen de zapatas, es decir que se puede considerar el ancho de la zapata 32,5 mm

e) De las Chumaceras:

- La Chumacera en cuyo seño irá el colector tiene la forma de un tronco de cono de altura 30. cm., y un diámetro en el vértice de 40 cm. Consta de cuatro ventanas para dar acceso a los porta escobillas.
- La Chumacera posterior tiene la forma de un casquete y consta de cuatro aberturas para la ventilación de la máquina.

Cada chumacera va fijada a la carcasa mediante dos tornos de 15 mm de diámetro.

f) Del Eje:

- El eje tiene un diámetro de 12,9 cm en la parte central y en sus extremos un diámetro de 10 cm. Está hecho de acero.

g) Los Cojinetes:

- No tenemos datos al respecto, debiendo ser escogidos. Este punto está fuera del alcance del presente trabajo.

h) La Ventilación:

- Se hace mediante la circulación del aire dentro de

la carcasa mediante los orificios mencionados anteriormente. (Chumacera posterior). Además, en ambos extremos del rotor van colocados unos ventiladores centrífugos para la mejor ventilación de las cabezas de bobina.

e) Los Entrehierros:

- De los datos dados anteriormente podemos calcular los entrehierros. El entrehierro del polo principal y el entrehierro de los polos auxiliares son iguales a 5 mm.

Respecto al uso que tendrá el motor, nos falta decir que formará parte de un grupo Ward-Leonard, cuyo generador tiene una potencia de 120 KW, y puede entregar una corriente máxima de 650 Amperios. Este grupo está destinado a ser utilizado en la Sala de Pruebas de la firma Delcrosa.

CALCULO ELECTRICO

A.1. Cálculos Preliminares:

A.1.1. Cálculo de la velocidad periférica de la armadura:

La velocidad periférica de la armadura se halla mediante la fórmula: $V_a = \pi Dn$

Donde:

D es el diámetro de la armadura expresado en metros.

n es el número de revoluciones por minuto

En nuestro caso, la velocidad periférica de la armadura resulta:

$$V_a = 1860 \text{ m/ minuto ó lo que es lo mismo}$$

$$V_a = 31 \text{ m/segundo} \quad \dots (1)$$

A.1.2. Cálculo del Paso Polar:

El paso polar es la longitud de circunferencia de la armadura que corresponde a cada polo. Se considera que el paso polar indica la parte de la armadura que esta sometida al flujo de un polo.

Hallaremos el paso polar mediante la expresión:

$$\tau = \frac{\pi D}{2p}$$

Donde:

p = número de pares de polos.

El paso polar es pues de 25.8 cm. (2)

Si queremos expresar el paso polar en ranuras del inducido, nos valemos de la expresión:

$$\tau = \frac{K}{2p}$$

donde K representa el número total de ranuras del inducido. En el presente caso, el paso polar es de nueve ranuras.

A.1.3. Cálculo del factor de abarcamiento:

El factor de abarcamiento, también llamado recubrimiento polar, es la relación que existe entre el arco polar y el paso polar. Es importante conocer este factor, pues nos da idea de la bondad de la conmutación y de la influencia magnética que habrá entre el polo principal y los polos auxiliares. Conviene tener factores bajos para tener una buena conmutación y suficiente espacio para colocar los polos auxiliares. Para motores con polos de conmutación, este factor suele variar entre 0.6 y 0.7.

En nuestro caso, el recubrimiento polar vale:

$$= \frac{1 \cdot 6}{2 \cdot 8} = 0.375 \quad \dots (3)$$

A.1.4. Frecuencia del ciclo de magnetización:

Al girar la armadura del motor, cada parte del inducido queda sucesivamente bajo un polo positivo y luego bajo un polo negativo ó polo sur, y, por lo tanto, el flujo que la recibe cambia periódicamente de sentido, dando lugar a pérdidas por histéresis, tal como lo veremos mas adelante. La frecuencia del ciclo magnético es proporcional al número de polos y al número de revoluciones del inducido:

$$f = \frac{p \cdot n}{60}$$

$$f = \frac{4 \times 1800}{2 \times 60} = 60 \text{ c/seg.} \quad \dots (4)$$

A.2. Verificación de la Potencia Estimada

Inicialmente, hemos decidido construir un motor de 110 KW a partir de las piezas mencionadas anteriormente. Tenemos que verificar la potencia para saber si el inducido de que disponemos es adecuado para una máquina de esta potencia.

Para esta verificación, nos valemos del coeficiente de utilización de la máquina. El coeficiente de utilización es un factor que no indica en que grado aprovechamos del material. Existen curvas que den el coeficiente de utilización en función del número de vueltas de la armadura o de la velocidad periférica de la misma. En la figura 2 damos tal curva. También sabemos que el coeficiente de utilización es función de la potencia, número de revoluciones y dimensiones de la armadura, su potencia y velocidad periférica hallar el coeficiente de utilización de la máquina. El coeficiente de utilización se encuentra analíticamente.

$$C = \frac{P}{n D^2 l_1} \dots\dots\dots (5)$$

donde l_1 es la longitud ideal de la armadura. Según el señor Richter, la longitud del inducido se puede hallar para máquinas ya construidas mediante la relación:

$$l_1 = \frac{l - l_v + l_p}{2} \dots\dots\dots (6)$$

donde $l = l_a$ longitud total del inducido

l_v = el ancho de los ductos de ventilación

l_p = la longitud del polo, el principal en este caso.

$$l_1 = \frac{28.9 - 2 \times 1.2 + 27.9}{2} = 27.2 \text{ cm}$$

Reemplazando tal valor en la ecuación (5) obtenemos el siguiente valor par el coeficiente de utilización:

$$C = 2.1 \text{ KW min/rev. m}^3 \dots\dots\dots (7)$$

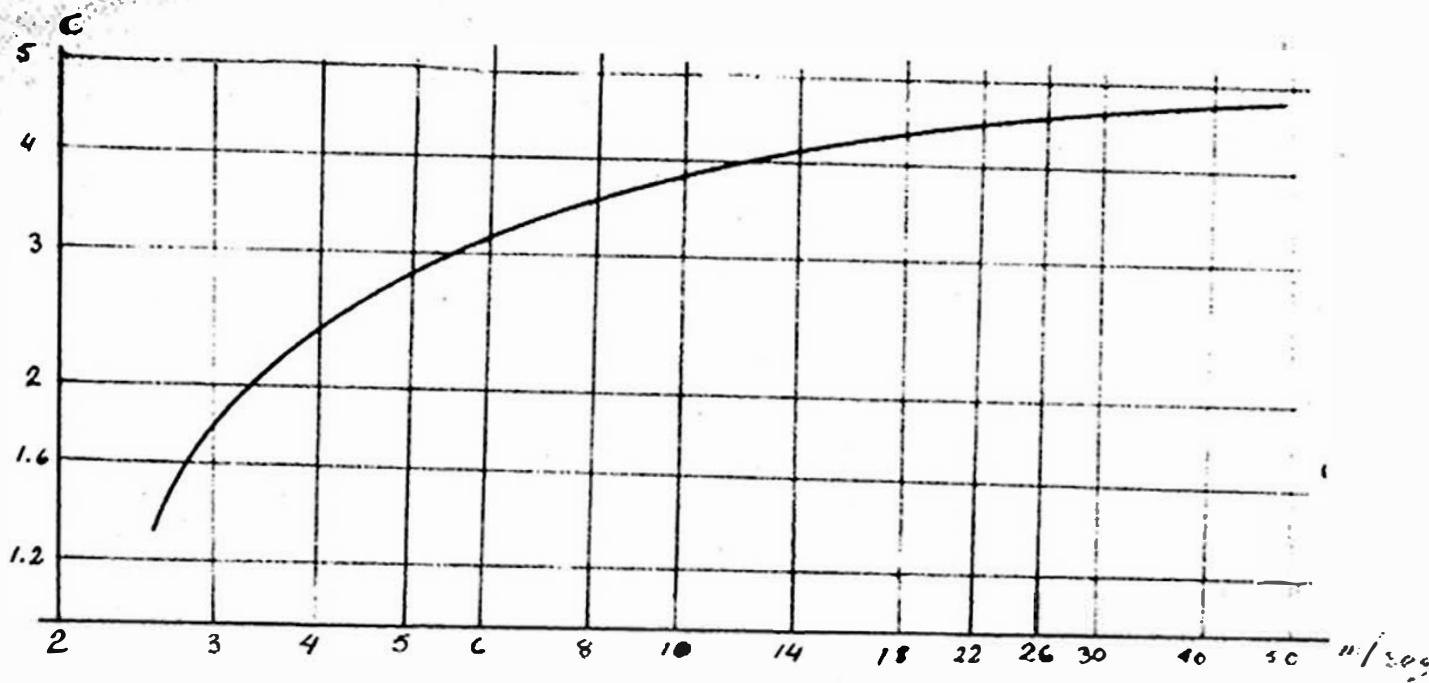


Fig. N° 2 : Coeficiente de utilización v.s. velocidad periférica de la armadura.

En la curva de la Fig. N° 2 vemos que para una velocidad de 31 m/seg. el coeficiente de utilización es de 4.7. Es decir que nuestro rotor puede ser utilizado para tener una potencia mucho mayor de la que le hemos asignado. Nuestro diseño será pues, antieconómico, pero teniendo en cuenta que aprovechamos de estas partes para hacer una máquina que funcionará hasta cierta potencia únicamente debido a que el generador del grupo Ward-Leonard es de 120 KW será más económico para nosotros diseñarla para la potencia máxima de trabajo. Así ahorraremos material en los arrollamientos, colector, etc.

A.3. Cálculo del Devanado del Inducido

Antes de entrar en cálculos eléctricos, tenemos que escoger el tipo de devanado que vamos a emplear en la armadura de nuestro motor. Existen dos tipos de devanado, el imbricado

y el bobinado. El bobinado consiste en una serie de bobinas que se encuentran conectadas en serie ó en paralelo mediante las delgas del colector. El arrollamiento serie ó ondulado consiste en una sucesión de conductores colocados de tal manera que sus fuerzas electromotrices inducidas se sumen. En caso de tener máquinas que deben generar ó trabajar con fuertes intensidades y bobinado inducido en cada conductor relativamente altas se suele usar el arrollamiento inducido. Si la máquina debe trabajar con una tensión mas elevada e intensidades más bajas conviene utilizar el arrollamiento serie.

En nuestro caso tomamos un motor que trabaja con una tensión regular (220 V.) y una intensidad respectiva (alrededor de 500 amperios) . Nos conviene entonces utilizar un arrollamiento inducido.

Habiendo estudiado el arrollamiento podemos empezar a diseñar el devanado de armadura. Para ello necesitamos conocer el flujo que circulará por el inducido.

A.3.1. Cálculo del flujo

Para poder calcular el flujo que va a circular por la armadura debemos conocer el flujo que circulará por el entrehierro. Este dato se conoce a partir de la densidad del flujo en el aire que se conoce por experiencia. Para facilitar este paso y evitar pérdidas engorrosas existen libros que dan el número de líneas recomendables en función del diámetro del inducido. En la figura N°3 damos uno de los libros en referencia.

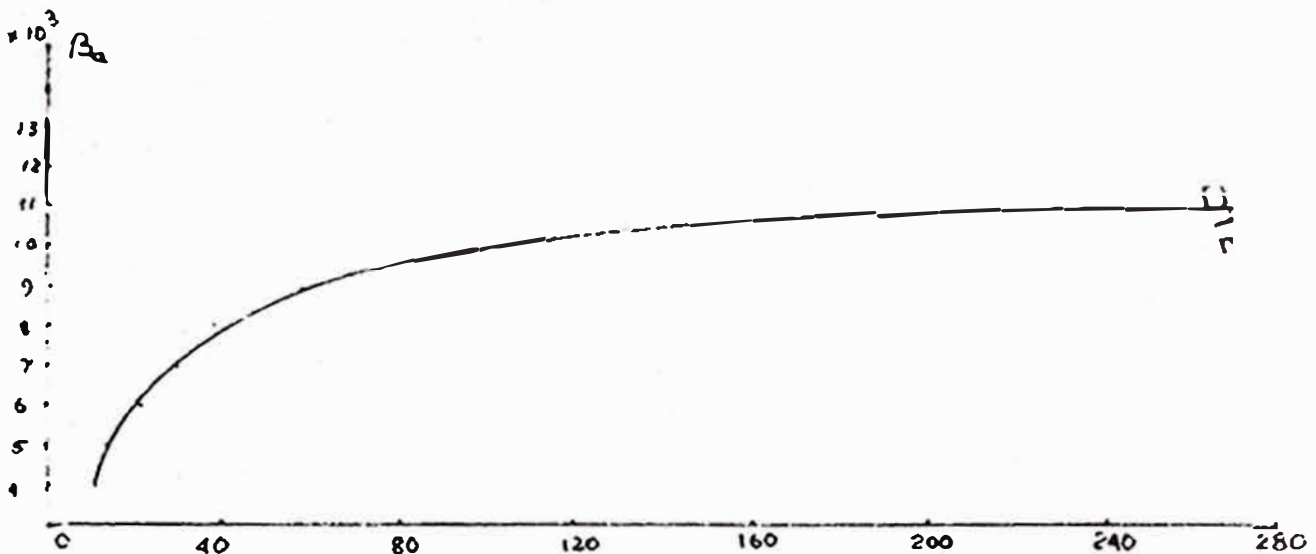


Fig. N° 3 : Inducción en el entrehierro v.s. Diámetro del inducido.

Del gráfico anterior vemos que para un inducido de 32.8 cm, la densidad de flujo es de 7300 gauss.

Ahora bien, el flujo en función de la densidad de flujo está dado por la siguiente relación.

$$\phi = \frac{B_a \cdot D \cdot l_1}{p} \dots (8)$$

$$\phi = \frac{32.85 \times 7300 \times 27.2}{2} = 3.26 \times 10^6 \text{ maxwells}$$

A.3.2. Cálculo del número de conductores por rama:

Sabemos que para engendrar una fuerza electromotriz en vacío E_o , precisará que el flujo magnético a través del arrollamiento del inducido sea:

$$\phi_o = \frac{E_o \cdot 60 \cdot 10^8}{N \cdot a \cdot p} \dots (9)$$

donde "a" es el número de ramas en paralelo y "N" el número de conductores.

La ecuación (9) se puede escribir también:

$$\beta_0 = K \frac{E_0}{n} \dots (10)$$

donde K es una constante que involucra los términos invariables:

$$K = \frac{69 \times 10^8 \times a}{z \times N_p \times p} \dots (12)$$

si consideramos que $N^p = z_p \times N_p$

en que z_p = número de ranuras de la armadura

N_p = número de conductores por ranura.

Si en estas ecuaciones sustituimos el valor de β_0 obtenido en (8), $z_p = 36$, $2a = 2p$ (devanado laminado) y consideramos la fuerza electromotriz en vacío de 220 V obtendremos el siguiente número de conductores por ranura:

$$N_p = 0.54 \dots (13)$$

Como el número de conductores por ranura debe ser un número entero consideramos seis conductores por ranura.

El número de conductores por ranura es el producto de:

- las capas del devanado (C)
- el número de conductores por capa y por ranura (u)
- el número de vueltas por elemento (M)

$$N_p = C \times u \times M \dots (14)$$

Si asumimos suficientes un devanado de dos capas y de una vuelta por elemento podemos saber cuantos conductores por ranura y por capa necesitaremos:

$$u = \frac{6}{2 \times 1} = 3 \dots (15)$$

mas queda por ver si el arrollamiento que hemos diseñado es satisficso ó no;

Un arrollamiento de geometria de corriente continua se llama satisficso si, supuesta la igualdad de curvas de campo de todas las poleas y una buelna ejecucicn perfecta de las devanadas y del colector, todas las a pares de ramas en paralelo son equivalentes en cualquier posicicn del 'inducido' tanto desde el punto de vista de su resistencia como de su f.e.m.;

Si el arrollamiento es satisficso la corriente total del inducido se reparte por igual en cada una de sus ramas, y todas las filas de espirillas quedan igualmente cargadas. Para saber si un arrollamiento es satisficso ó no, debe cumplir con los siguientes requisitos:

a) Deberá ser entero el número de bobinas que correspondan a cada par de ramas. Osea:

$$\frac{C}{2} = \text{número entero.}$$

b) El número de ramas deberá ser un múltiplo entero del número de pares de ramas del 'inducido'. Esto expresado en ecuación es:

$$\frac{K}{2} = \text{número entero.}$$

c) El número de poleas debe ser igual ó múltiplo entero del número de ramas:

$$\frac{2P}{2} = \text{número entero.}$$

En nuestro caso tenemos:

$$\frac{C}{2} = \frac{2}{2} = 1 \text{ (número entero)}$$

$$\frac{K}{a} = \frac{36}{2} = 18 \text{ (número entero)}$$

$$\frac{2p}{a} = \frac{4}{2} = 2 \text{ (número entero)}$$

Como vemos se cumplen las tres condiciones de simetría y por lo tanto nuestro arrollamiento es simétrico.

A.3.4. Cálculo del Conector de armadura.

La sección del conductor de armadura depende de la potencia que se va a disipar en la armadura. Se considera que la potencia de la armadura es media proporcional entre la potencia en el eje y la potencia absorbida.

Si consideramos la eficiencia del motor de 90 %, la potencia absorbida será: $110 \times 0.9^{-1} = 122 \text{ KW.}$

La potencia de la armadura será por lo tanto:

$$P_a = \frac{110 + 122}{2} = 116 \text{ KW.}$$

La corriente de la armadura será entonces, aplicando la ley de Joule:

$$I_a = \frac{116 \times 10^3}{220} = 530 \text{ amperios} \quad \dots (10)$$

La corriente que circulará por cada rama de la armadura será:

$$I_r = \frac{530}{4} = 133 \text{ amperios} \quad \dots (11)$$

Si consideramos una densidad de corriente de 6 A/mm^2 suficiente, la sección del conductor será:

$$S_c = \frac{133}{6} = 22.2 \text{ mm}^2$$

De una tabla de conductores escogemos el conductor que más nos convenga y que tenga dimensiones tales que podamos introducir los seis conductores dentro de la ranura incluyendo el aislamiento. Usaremos platinas de cobre de 1.7 x 7 mm. Cada conductor estará formado por dos platinas en paralelo para disminuir así las pérdidas en el cobre debidas al flujo transversal, tal como lo veremos en el capítulo de pérdidas.

La sección del conductor será entonces:

$$S_c = 2 (1.7 \times 7) = 22.6 \text{ mm}^2 \quad \dots (18)$$

y la densidad de corriente:

$$d_a = \frac{133}{22.6} = 5.88 \text{ amperios/mm}^2 \quad \dots (19)$$

A.3.5. Aislamiento del Conductor de armadura:

El conductor de cobre será envuelto con algodón y esmaltado.

Entre las platinas en paralelo colocaremos una hoja de papel prespan de 0.2 mm de espesor. Aislamiento clase A según la clasificación de la U.T.E.

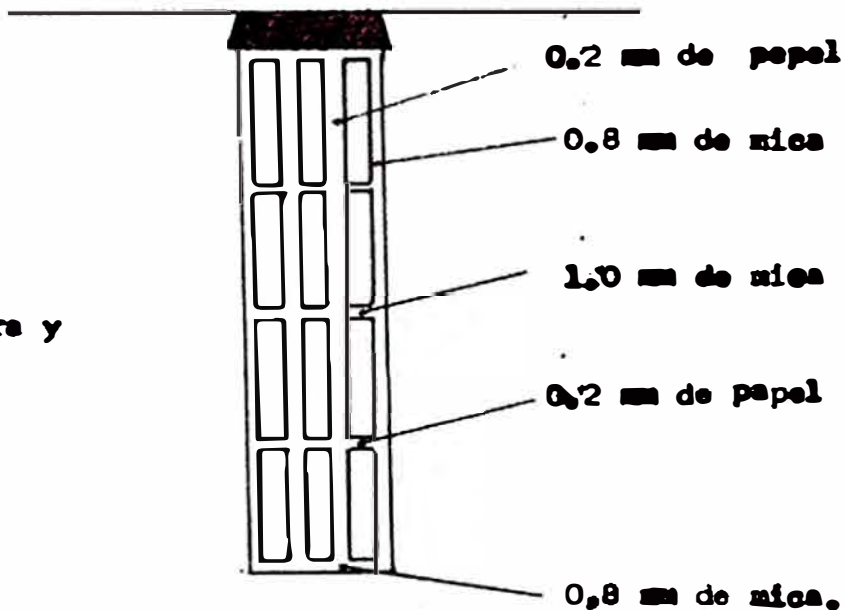
Entre cada capa de conductores pondremos una lámina de mica de 1.0 mm de espesor.

Para aislar los conductores de la armadura emplearemos láminas de mica de 0.8 mm de espesor.

Entre cada bobina colocaremos papel prespan especial de 0.2 mm de espesor, clase B según las normas U.T.E.

En la figura N° 5 vemos un corte de una ranura y la disposición de los conductores y el aislamiento.

Fig. N° 2
Corte de una rama y
disposición de los
conductores.



A.3.6. Cálculo de la Espira Media:

Entendamos por espira media la mitad de una espira.

En el presente acápite vamos a hallar la longitud de conductor necesaria para poder construir media espira. Este valor nos va a permitir calcular la longitud total de conductor de cobre necesitaremos así como el peso del mismo.

Para poder calcular la espira media debemos saber como vamos a construirla, qué dimensiones va a tener etc. Mediante un manual de bobinado hemos podido saber cuales son las principales medidas a asumirse en este caso:

- La distancia entre los conductores de dos ramas contiguas:
 $s = 1,5 \text{ cm}$
- La distancia que habrá entre la armadura y el doble del conductor: $b = 1,5 \text{ cm}$.
- La longitud de conductor necesaria para dar la media vuelta en el vértice de la cabeza de la bobina: $g = 1,2 \text{ cm}$.

Estas ~~medidas~~ se encuentran en los manuales de bobinado y son más que todo empíricas, producto de la experiencia, y se han tabulado teniendo en cuenta que la separación entre conductores es fundamental para el buen enfriamiento de las cabezas de bobinas. Para entender mejor el significado de las longitudes dadas anteriormente véase la figura N° 6.

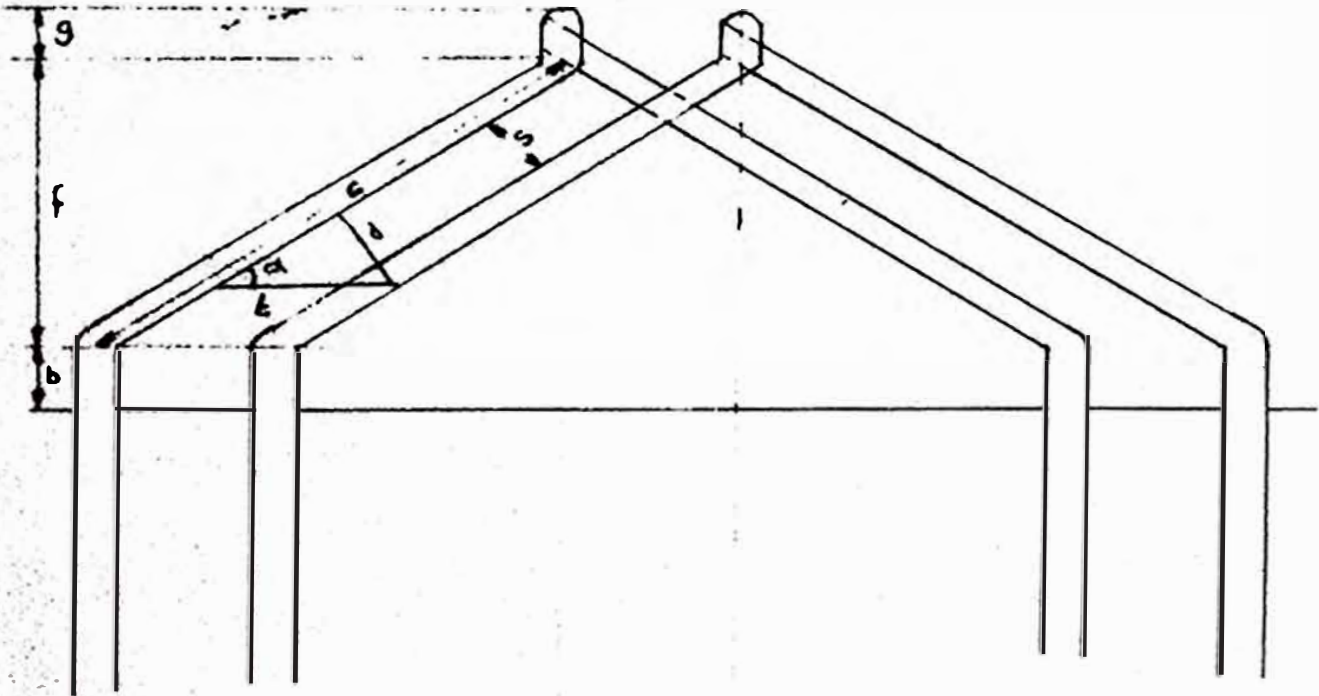


Figura N° 6 : Esquema de una cabeza de bobina. Nomenclatura del cálculo de la espira media.

En la figura N° 6 vemos que la longitud de la espira media es:

$$L = 2C + 2b + 2g + l$$

donde l es la longitud real de la armadura.

Por otro lado:

$$2C = \frac{(B - d_g) \pi}{2p \cos \alpha} \dots (20)$$

llamando d_g la profundidad de la ranura.

En la figura mencionada anteriormente vemos que:

$$\text{sen } \alpha = \frac{d}{t} \quad \text{dónde } t \text{ es el paso de la rama expresado en centímetros.}$$

presado en centímetros.

$$\text{sen } \alpha = \frac{1.5 + 0.17}{2.05 + 0.8} = 0.595$$

$$\text{y } \text{cos } \alpha = 0.81 \quad \dots (21)$$

Sustituyendo el valor de (21) en la ecuación (20) y reemplazando los valores conocidos obtenemos:

$$2C = 28.50 \text{ cm.}$$

Entonces la longitud de la espira media resulta ser:

$$L = 28.5 + 2 \times 1.5 + 2 \times 1.2 + 28.9 = 64.64 \text{ cm.} \dots (22)$$

A.3.7. Cálculo de la resistencia de armadura:

La longitud total del conductor de armadura es:

$$L_c = 6 \times 36 \times 64.64 = 13950 \text{ cm} \quad \dots (23)$$

La resistencia de una rama de la armadura será:

a la temperatura ambiental considerada en 20° C.

$$R = \frac{L_c \rho}{2a S_c}$$

dónde la resistividad ρ vale 0.0175 Ohm-cetro/mm²

$$R = 0.0257 \text{ ohms.} \quad \dots (24)$$

La resistencia total de la armadura será si tenemos en cuenta que tenemos cuatro ramas en paralelo y que el arrollamiento es simétrico:

$$R_a = 0.0257/4 = 0.00643 \text{ ohms.} \quad \dots (25)$$

La resistencia a la temperatura de trabajo, que según las normas internacionales es de 75° C sera:

$$R_{75} = R_{20} (1 + \alpha (75 - 20))$$

dónde $\alpha = 0.00392 \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$

$$R_{75} = 0.00783 \text{ ohms.} \quad \dots (26)$$

A.3.8. Cálculo de la caída de tensión en la armadura:

La caída de tensión en la armadura se encontrará a partir de la corriente de armadura y de la resistencia de armadura:

$$V = I_a \times R_{75}$$

$$V = 530 \times 0.00783 = 4.15 \text{ voltios} \quad \dots (27)$$

6 sea es el 1.96 % de la tensión nominal.

A.3.9. Cálculo del peso del cobre:

El peso del cobre a emplearse en el devanado de armadura se hallará a partir de su volumen y de su peso específico.

$$W_{cu} = L_a \times S_a \times \text{peso específico.}$$

$$W_{cu} = 1395 \text{ da} \times 2.26 \times 10^{-3} \text{ da}^2 \times 8.9 \text{ kg/da}^3$$

$$W_{cu} = 28.4 \text{ kilogramos.} \quad \dots (28)$$

A.4 Diseño del Colector

El diseño del colector en nuestro caso dependerá del espacio de que disponemos, la tensión entre las delgas, la corriente que circulará por el colector, la tensión de reactancia y de la disipación del calor, debido a las pérdidas.

El número de barras del conmutador se conoce siempre en cuanto se determina del devanado de armadura. El diámetro del colector dependerá del espacio de que disponemos y de la velocidad periférica. Se recomienda que la velocidad periférica. Se recomienda que la velocidad periférica no pase de los 1500 m/minuto. A velocidades mayores, es necesario usar cinchos para equilibrar la fuerza centrífuga. Este aditamento es siempre muy costoso y de ejecución complicada, debido a que se colocan a altas temperaturas. En cuanto a las delgas ó barras del conmutador, es recomendable diseñarlas con un espesor interior mínimo de 1.5 mm y un ancho mínimo en la superficie de 2.5 mm. El aislamiento entre delgas dependerá de la tensión entre delgas y de la tensión de reactancia. El cálculo de la tensión de reactancia se puede hacer únicamente con un criterio de verificación, pues para hallarla, necesitamos conocer las características del colector.

A.4.1. Cálculo del número de Delgas del Colector

El número de delgas será el mismo que el número de bobinas de armadura. En otras palabras, a cada bobina, le corresponderá una delga. El número de delgas será entonces:

$$N_d = \frac{26 \times 6}{2} + 108 \text{ delgas} \dots\dots\dots (29)$$

A.4.2. Cálculo del diámetro del Colector

Conocido el número de delgas del colector, si estimamos el ancho de la superficie de la delga y el espacio necesario entre delgas para el aislamiento, podemos hallar el diámetro del Colector.

Si consideramos que cada delga de colector deberá tener un ancho de superficie de 5 mm para tener una conmutación aceptable y un espacio entre delgas de 1.0 mm para colocar el aislamiento entre delgas, el pase del colector será:

$$t_c = 5 + 1 = 6 \text{ mm} \quad (30)$$

La circunferencia del Colector será entonces:

$$C_c = 0.6 \text{ cm} \times 108 = 64.9 \text{ cm} \quad (31)$$

En este caso el diámetro del colector será:

$$D_c = \frac{64.9}{3.14} = 20.6 \text{ cm} \quad (32)$$

Este diámetro nos permite colocar el colector dentro de la armadura y dejar cerca de 10 cm para colocarse los porta-escobillas. Por lo tanto lo consideramos correcto. La verificación de esta magnitud por razones térmicas lo veremos mas adelante.

A.4.3. Cálculo de la velocidad periférica del colector.

La velocidad periférica del colector depende de su diámetro y de sus revoluciones por minuto:

$$V_c = \frac{3.14 \times D_c \times n}{60}$$

En nuestro caso obtenemos una velocidad periférica de:

$$V_c = 19.4 \text{ m/seg. } \text{ ó lo que es lo mismo:}$$

$$V_c = 1170 \text{ m/minuto} \quad (33)$$

velocidad notoriamente menor que la máxima recomendada. No tendremos pues necesidad de utilizar cinchas para sujetar las delgas del colector. Las cuñas de milano serán suficientes.

A.4.4. Cálculo de la Tensión entre delgas.

La tensión entre delgas será igual a la tensión inducida en un conductor multiplicada por el número de conductores por bobina. Es decir que la tensión entre delgas será igual a la tensión inducida en una bobina.

La tensión entre delgas variará entonces con la velocidad periférica de la armadura y la densidad de flujo:

$$E_{del} = 2 \times M \times p/a \times B_a \times l_1 \times V_c \times 10^{-6} \text{ voltios}$$

Aplicando la fórmula anterior obtenemos así:

$$M = 1 \quad , \quad B_a = 7300 \text{ gauss} \quad \text{y} \quad V_c = 19.4 \text{ m/seg}$$

$$E_{del} = 7.7 \text{ voltios} \quad (34)$$

Como el aislamiento entre delgas tomaremos mica en planchas sólidas y tratadas para tener cierta rigidez mecánica. El ancho de 1.0 mm es más que suficiente para dar un buen aislamiento. En el colector el aislamiento entre delgas además de tener un fin eléctrico (evitar chispas y el arqueo) tiene un fin mecánico: ayudar a la rigidez del conjunto y evitar que las delgas se muevan cuando el colector está girando.

Para evitar un desgaste excesivo de las escobillas se rebajará la mica de 1mm a fin de evitar que roce con los carbones.

A.4.5 Cálculo de los carbones:

Al escoger los carbones se debe tener en cuenta las pérdidas que van a ocurrir en el colector por concepto de caída de voltaje por contacto y por fricción de las escobillas. Tomaremos pues escobillas de grafito cuya densidad de corriente es de 10 amp./cm² y cuya caída de voltaje y fricción son consideradas bajas.

La superficie de contacto necesaria en nuestro colector será:

$$A_c = \frac{530}{10} = 53 \text{ cm}^2 \quad (35)$$

El ancho de los carbones varía entre dos y tres veces el paso de la delga del colector. En nuestro caso deberá ser entre 12 y 18 milímetros. Según los tamaños normalizados (Normas CEI 136-1) el ancho que cumple con estas condiciones es de 16 mm.

Cada grupo de carbones llevará una corriente de 530/2 Amperios, por lo tanto el largo de todos los carbones de un porta escobillas será:

$$\frac{260}{10 \times 1.6} = 16.3 \text{ cm.} \quad \dots (36)$$

Si colocamos 5 carbones en cada uno de los cuatro porta escobillas, la longitud de cada carbón será de:

$$\frac{16.3}{5} = 3.22 \text{ cm.} \quad \dots (37)$$

El tamaño normalizado más cercano es de 32 mm. Tomaremos pues escobillas de 16 x 32 mm de sección.

En este caso la densidad de corriente en las escobillas será de:

$$\frac{530 \times 2}{4 \times 5 \times 1.6 \times 3.2} = 10.3 \text{ amperios/cm}^2 \quad \dots (38)$$

Este valor es conveniente pues a medida que aumenta la densidad de corriente la resistencia específica del grafito disminuye; y, no es demasiado elevado como para que el calentamiento del mismo sea perjudicial al colector.

A.4.6. Cálculo de la longitud del Colector.

Para tener un desgaste uniforme en el colector nos conviene desalar un porta escobillas respecto a su vecino, de modo

que toda la superficie esté rozada por los carbones.

Entre cada carbón habrá que dejar cierto espacio para colocar el soporte y sistema que presiona sobre el carbón.

En nuestro caso esta distancia es de 1 cm.

La longitud del colector será entonces:

$$l_{co} = 2 \cdot 2(5 + 0,5) + 6 = 22,2 \text{ cm}$$

tomamos pues:

$$l_{co} = 23 \text{ centímetros} \quad \dots (39)$$

En la figura N° 7 vemos un esquema del Colector.

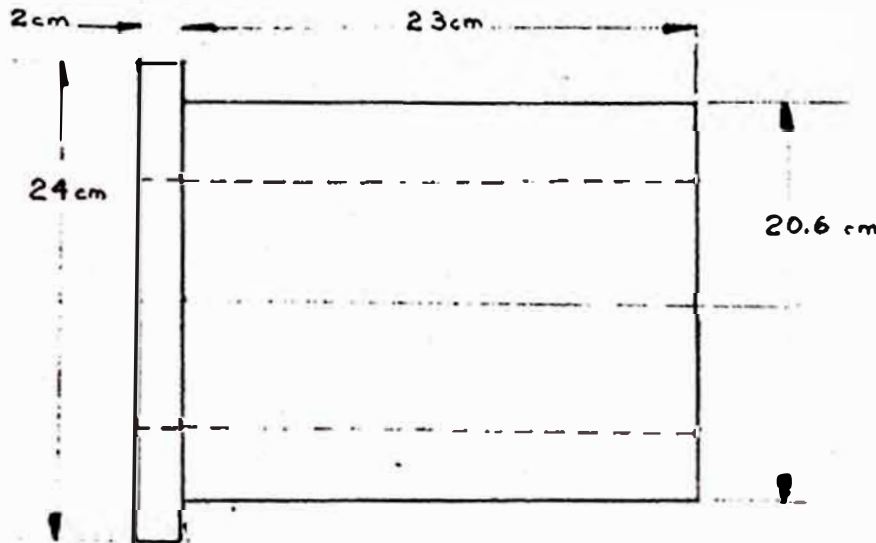


Fig. N°7

A.4.7. Cálculo de la tensión de Reactancia:

Cuando una bobina entra en conmutación, en ella se invierte rápidamente el sentido de la corriente, generándose en ella una fuerza electromotriz que se opone al cambio. Si la bobina en cierto circuito está en relación inductiva con una o más bobinas de la misma rama que llegan a la conmutación en el mismo tiempo, habrá una f.e.m. de inductancia mutua. Estas fuerzas electromotrices son ~~una~~ las principales del chisporroteo y arqueo del colector.

El voltaje de reactancia podrá expresarse por la ecuación fundamental:

$$E_r = (L + M) \frac{di}{dt} \dots (40)$$

en donde L es el coeficiente de autoinducción, M, el de inductancia mutua y di/dt es la relación de variación de la corriente en la bobina en corto circuito.

Prácticamente resulta muy difícil calcular por separado L y M, por lo tanto se ha buscado la manera de calcularlos juntos. A. Bruné en su obra "Design of Auxiliary Poles" nos da unas pautas para calcular el factor L', que es la suma del coeficiente de autoinducción y de inducción mutua.

El autor en referencia considera cuatro flujos que influyen en L':

- El flujo que cruza la rama, que influyen en una parte de L':

$$L'_1 = 1.57 l \frac{d_s}{w_s} M^2$$

en donde w_s es el ancho de la rama y

M el número de espiras por bobina.

- El flujo que pasa a través del entrehierro, desde el tope de un diente hasta el tope del siguiente sobre la longitud de la armadura, que influye en una parte de L':

$$L'_2 = 3.67 M^2 (1 - l_{pa}) \log_{10} \frac{2t_r - w_s}{w_s}$$

- El flujo que pasa a través de la zapata del polo de excitación y el entrehierro del mismo dos veces:

$$L'_3 = 0.8 l_{pa} M^2 \frac{w_{pa} - w_s}{d_{pa}}$$

donde: l_{pa} es la longitud del polo de conmutación
 w_{pa} el ancho del polo de conmutación
 d_{pa} el entrehierro del polo de conmutación.

- El flujo que rodea los cabezales de las bobinas, que influye con el factor:

$$L'_4 = 3.2 l_g \text{ m}^2$$

en que l_g es la longitud de la cabeza de la bobina.

En nuestro caso los factores son, al aplicar las ecuaciones dadas anteriormente:

$$L'_1 = 1.88 \times 10^{-6} \text{ henries} \quad \dots (41)$$

$$L'_2 = 2.54 \times 10^{-7} \text{ henries} \quad \dots (42)$$

$$L'_3 = 7.5 \times 10^{-7} \text{ henries} \quad \dots (43)$$

$$L'_4 = 1.136 \times 10^{-6} \text{ henries} \quad \dots (44)$$

El coeficiente de autoinducción y el coeficiente de inductancia mutua serán entonces:

$$(L + M) = L'_1 + L'_2 + L'_3 + L'_4$$

$$(L + M) = 402.2 \times 10^{-8} \text{ henries} \quad \dots (45)$$

Para calcular la rapidez de variación de la corriente de la bobina en conmutación se considera que la curva de conmutación es una recta. Esta es una aproximación aceptable puesto que la máquina consta de polos de conmutación cuya finalidad es justamente evitar el atraído adelantado de la conmutación al neutralizar la reacción de armadura.

En estas condiciones, si despreciamos el efecto de las otras bobinas de la ranura sobre la corriente, el promedio de variación de la corriente será:

$$\frac{di}{dt} = \frac{2 I_r}{T} \dots (46)$$

en donde T es el tiempo durante el cual la bobina está en comutación. Este tiempo será el mismo que el tiempo que toma una delga en recorrer la zona de comutación:

$$T = \frac{A}{N_d n} \dots (47)$$

si A es el ancho de la zona de comutación y n el número de revoluciones por segundo del colector.

La zona de comutación es la porción de circunferencia de armadura, en donde una ó mas bobinas quedan en corto circuito. La magnitud del ancho de esta zona es de importancia en el cálculo del voltaje de reactancia y en la determinación del ancho de la zapata del polo de comutación. En nuestro caso nos servirá únicamente para calcular la tensión de reactancia ya que el polo de comutación ya está construido.

El ancho de la zona de comutación se encuentra en cualquier caso mediante la fórmula:

$$A = a'_c + \left[u \left(1 + \left\{ \frac{Z_a}{2p} - \frac{Y_1}{u} \right\} \right) - \frac{a}{p} \right] t'_c$$

dónde:

a'_c es el ancho de la escobilla referido al diámetro de la armadura.

Y_1 el paso de la bobina en delgas del colector = 27.

t'_c el paso del colector referido al diámetro de armadura.

$$A = 16 \times \frac{32.85}{20.6} + \left(3 \left(1 + \left(\frac{36}{4} - \frac{27}{3} \right) \right) - \frac{2}{2} \right)$$
$$A = 44.7 \text{ milímetros} \quad \dots \dots (48)$$

Substituyendo este resultado en las ecuaciones (47) y (46) obtenemos la variación de corriente en la bobina conmutada:

$$\frac{di}{dt} = 1.09 \times 10^6 \text{ amperios/segundo} \quad \dots \dots (49)$$

Con este valor y el coeficiente obtenido en (45) obtenemos aplicando la ecuación (40) el valor de la tensión de reactancia:

$$E_x = 4.38 \text{ voltios} \quad \dots \dots (50)$$

Este valor es aceptable pues todos los autores están de acuerdo que los valores límites de la tensión de reactancia varían entre 5 y 7 voltios.

A.5. Cálculo de la Curva de Saturación en Vacío.

La curva de saturación en vacío, llamada también curva de características en vacío, nos indica el comportamiento magnético de la máquina y nos permite hallar qué excitación será necesaria para obtener una fuerza electromotriz inducida en la armadura de cierto valor.

Para hallar esta curva tenemos que solucionar el circuito magnético formado por los entrehierros, los polos, la armadura y el estator para diferentes tensiones en vacío.

Después hemos resuelto el circuito magnético para tensiones en vacío de 100 , 150 , 180 , 200 , 225 y 250 voltios.

Conociendo el número de Amperes-vueltas correspondientes a cada tensión en vacío podemos graficar la curva característica en vacío y, tal como lo veremos posteriormente, hallar el número de amperes-vueltas necesarios para que el motor funcione

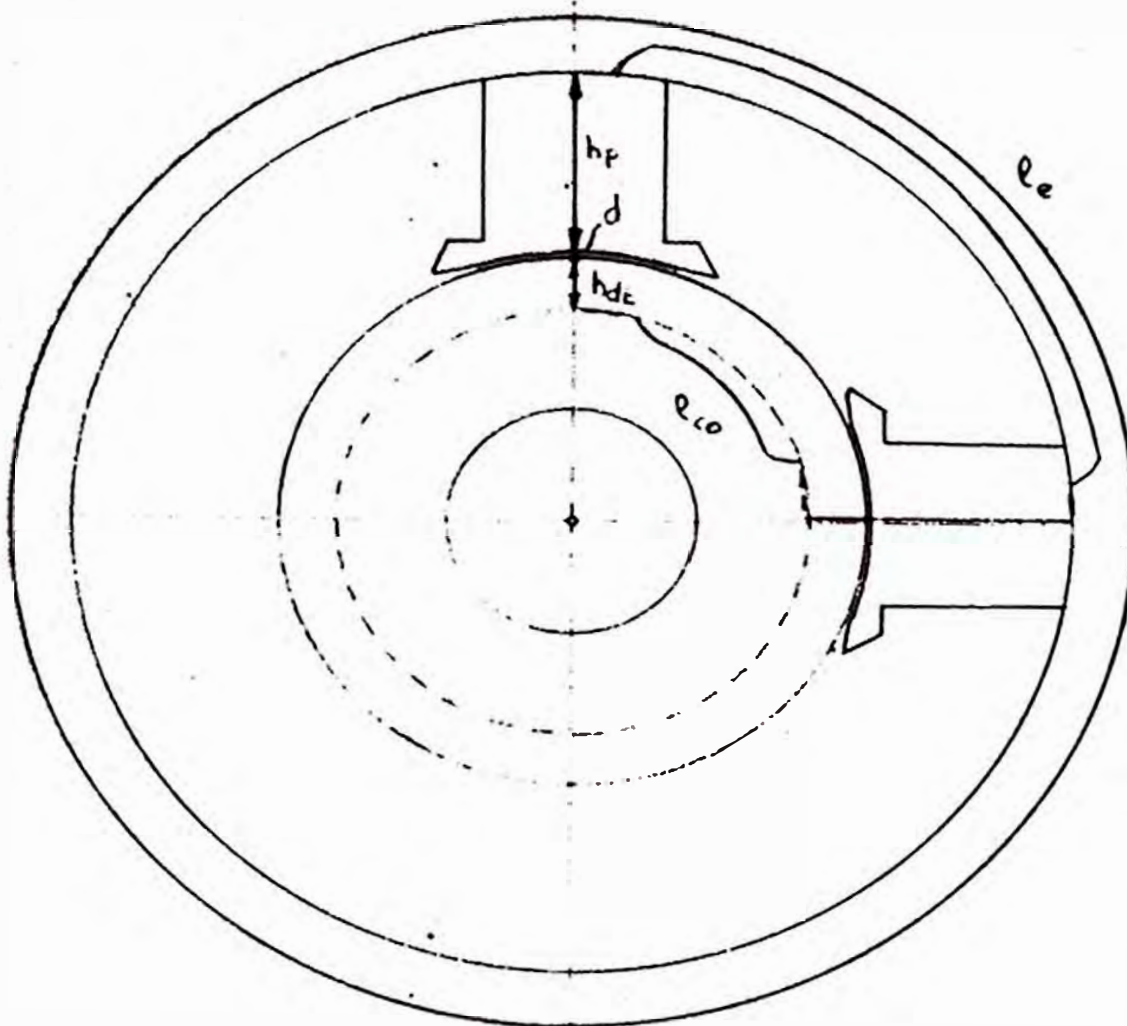


Figura N° 8 : Esquema del circuito magnético principal.

correctamente a plena carga.

En la figura N° 8 vemos un esquema del circuito magnético dividido en partes: la carcasa, el polo, el entrehierro, los dientes, el núcleo de la armadura, el núcleo de la carcasa.

A.3.1. Cálculo de la tensión magnética del entrehierro:

Much sabemos que en el aire la permeabilidad es constante e independiente del flujo. Por lo tanto a mayor entrehierro, mayor número de amperes-vueltas serán necesarios. Los amperes-vueltas de excitación necesarios para un entrehierro d será

$$A_c V_c d = d \frac{B_a}{\mu} K_c \dots (51)$$

dónde μ es la permeabilidad magnética del aire que en nuestro sistema de unidades es 1.25. y K_c es el factor de Carter que toma en cuenta la concentración de las líneas de fuerza en las cabezas de dientes.

En nuestro circuito magnético tenemos dos entrehierros. (Ver la figura N°8) Por lo tanto el número de amperios - vueltas necesarios para vencerlos serán:

$$A_c V_c d = \frac{2}{1.25} d B_a K_c \dots (52)$$

Si deseamos tener una f.e.m. en vacío de 226 Voltios, el flujo que la producirá será:

$$\text{aplicando la fórmula (9) = } \phi_0 = 3.5 \times 10^6 \text{ Maxwells } \dots (53)$$

El área ideal del entrehierro por el cual pasará dicho flujo será:

$$A_d = l_1 \times b_1 \dots (54)$$

en donde b_1 es el ancho ideal del polo.

El ancho ideal del polo es igual al paso polar multiplicado por un factor g ó factor de abarcamiento polar ideal:

$$g = \frac{b_p + 2d}{t_p} \dots (55)$$

en que b_p es el ancho del polo principal y t_p el paso polar.

En nuestro caso el factor de abarcamiento ideal es:

$$g = 0.643 \dots (56)$$

El ancho polar ideal es pues:

$$B_1 = 0.643 \times 25.8 = 16.4 \text{ cm} \quad \dots (57)$$

La densidad de flujo en el entrehierro será entonces el cociente de la división del flujo entre el area ideal del entrehierros:

$$B_2 = \frac{\phi_0}{A_d} = \frac{3.5 \times 10^6}{16.4 \times 27.2}$$

$$B_2 = 7\,775 \text{ gauss} \quad \dots (58)$$

El factor de Carter tiende a corregir el error hecho al asumir que el flujo cruzaba un area ideal A_d . En realidad es muy dificiel de medir el área por la cual va a circular el flujo debido a la forma de las zapatas polares y los dientes de armadura. Por estas mismas razones la longitud del entrehierro no es constante. El factor de Carter toma en cuenta la influencia de los dientes de armadura y permite pues corregir el error mencionado anteriormente.

El factor de carter se encuentra mediante la ecuación dada por W. F. Carter:

$$K_c = \frac{t_x}{t_x - 0.3 w_g} \quad \dots (59)$$

donde t_x es el paso de la ranura, w_g es el ancho de la ranura, considerado constante y 0.3 un factor que toma en cuenta la relación que existe entre el ancho de la ranura y la longitud del entrehierro.

$$0.3 = \frac{2.1}{\pi} \left\{ \tan^{-1} \frac{w_g}{2d} - \frac{w_g}{d} \ln \left[1 + \left(\frac{w_g}{2d} \right)^2 \right] \right\} \quad \dots (60)$$

Si aplicamos las ecuaciones (60) y (59) obtenemos:

$\beta = 0.44$ y para en factor de Carter el valor:

$$K_c = 1.13 \quad \dots (61)$$

Ahora si aplicamos la ecuación (52) obtendremos

el número de amperios vueltas necesarios para tener una tensión en vacío de 226 voltios:

$$A.V._d = \frac{2 \times 0.5}{1.25} \times 7\,775 \times 1.13 = 7\,030 \text{ A.V.} \dots (62)$$

Si seguimos la misma secuencia de cálculos para las diferentes tensiones en vacío obtendremos los siguientes valores para la excitación:

E_0	β	B_a	$A.V._d$
100	1.545×10^6	3 450	3 120
150	2.32×10^6	5 150	4 660
180	2.78×10^6	6 170	5 580
200	3.09×10^6	6 875	6 230
226	3.50×10^6	7 775	7 030
250	3.86×10^6	8 600	7 790

En esta tabla de respuestas vemos que efectivamente en el aire el número de amperes- vueltas aumenta linealmente si queremos aumentar la fuerza electromotriz inducida.

Este es un paso de verificación que siempre resulta muy útil pues nos evita una serie de errores posibles, tales como los errores de operaciones, olvido etc.

A.5.2. Cálculo de la Tensión magnética en los Dientes:

El cálculo de la tensión magnética en los dientes presenta al calculista siempre una serie de problemas, debidos principalmente a la repartición del flujo entre el diente de armadura y la rama de armadura μ , la diferente densidad de flujo en el seno de la parte metálica del diente que va aumentando a medida que nos acercamos a la base del diente.

La primera causa enunciada se puede despreciar para densidades en el fierro del diente menores de 19 000 gauss porque cuando la densidad es menor, la reluctancia del diente es mucho menor que la reluctancia del aire.

La segunda causa nos obliga a hacer un estudio de la progresión de la densidad de flujo desde la parte superior del diente hasta su base y calcular la excitación ó intensidad de campo mediante un proceso de integración.

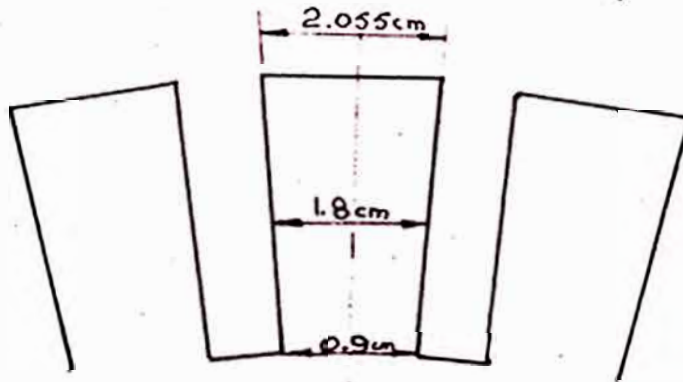


Figura N° 9 : Esquema de los dientes de armadura.

Su disposición y medidas.

Primeramente vamos a hallar la sección del diente a:

- la parte exterior del diente:

$$S_1 = 2.055 \times (8.49 \times 3) \times 0.9 = 471 \text{ cm}^2 \dots (63)$$

Haremos notar que hemos multiplicado el area por $K_{f_0} = 0.9$ que es el factor de espacio del fierro(superficie del fierro dividida entre la superficie del fierro y aislamiento entre láminas de fierro)

- la mitad del diente:

$$S_2 = 1.8 \times (8.49 \times 3) \times 0.9 = 41.2 \text{ cm}^2 \dots (64)$$

- la base del diente:

$$S_3 = 1.55 \times (8.49 \times 3) \times 0.9 = 35.5 \text{ cm}^2 \dots (65)$$

Luego buscamos la densidad de flujo en cada sección del diente, considerando de que la parte del flujo que cruza en el aire la superficie $l_1 \times t_r$ pasa integramente por el diente. La densidad de flujo se encontrará pues mediante la ecuación:

$$B_{dt} = \frac{B_a \times t_r \times l_1}{S} \dots (66)$$

Para una tensión en vacío de 250 voltios hemos visto que corresponde una inducción en el aire de 8 600 gauss, la densidad de flujo en la superficie exterior del diente será, aplicando la ecuación (66) y el área hallada en (63):

$$B'_{dt} = 14\ 200 \text{ gauss.} \dots (67)$$

La densidad de flujo en la mitad del diente:

$$B''_{dt} = 16\ 300 \text{ gauss} \dots (68)$$

La densidad de flujo en la base del diente:

$$B'''_{dt} = 18\ 900 \text{ gauss} \dots (69)$$

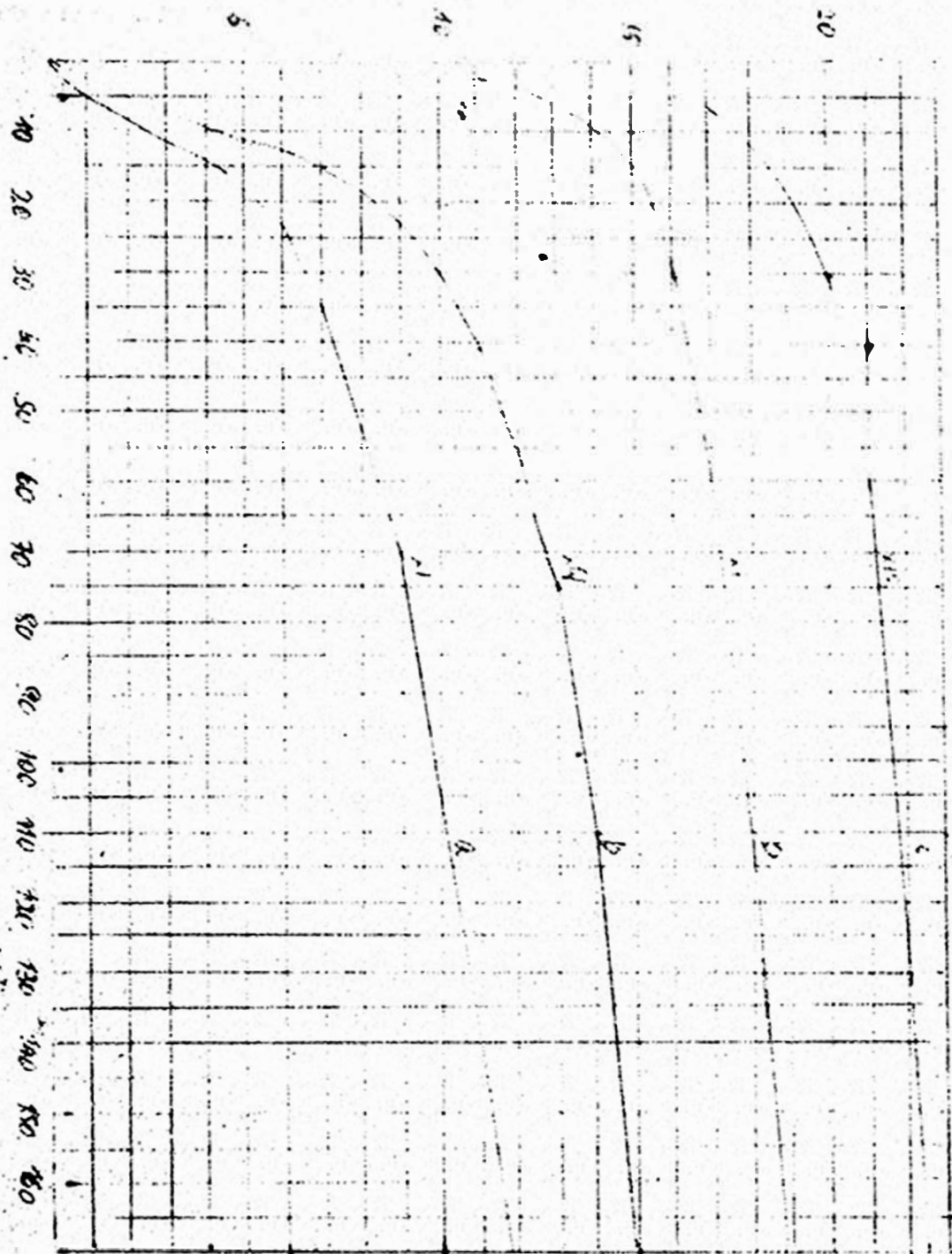


Figura N° 10 : curvas de magnetización.

a = para hierro fundido

b = planchas magnéticas y acero fundido

c = para planchas magnéticas.

Los valores de la intensidad de campo tomados de estas curvas habrá que multiplicar por el factor correspondiente 0,1.

1, 30 cuando mira la curva respectiva.

En las curvas de magnetización dadas en la Figura N°10 encontramos la intensidad de campo que corresponden a cada una de estas inducciones:

- En la superficie del diente la intensidad de campo es:

$$\theta_1 = 12 \text{ Amp-vuelta/cm} \quad \dots (70)$$

- En la mitad del diente le corresponde:

$$\theta_2 = 35 \text{ Amp-vuelta/cm} \quad \dots (71)$$

- En la base del diente tendremos:

$$\theta_3 = 160 \text{ Amp-vuelta/cm} \quad \dots (72)$$

Hemos buscado estos tres valores de la intensidad de campo para poder resolver fácilmente el cálculo de la tensión magnética en el diente. Se puede considerar que la intensidad del campo magnético aumenta a lo largo de una manera parabólica, ~~si~~ en realidad no sea cierto. El aumento de la intensidad depende en realidad de la curva de magnetización del material (acero eléctrico en nuestro caso) y de la manera como se reduce la sección del diente. Luego de numerosos estudios se ha llegado a la conclusión de que la variación de la intensidad de campo es aproximadamente parabólica.

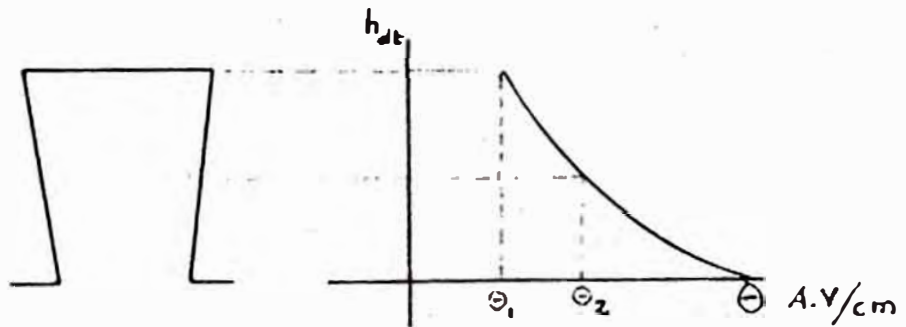


Fig. N°11 : Representación de la variación de la intensidad de campo a lo largo del diente.

Como sabemos por nuestros estudios de física del magnetismo que la tensión magnética resultante en un medio cuya intensidad de campo varía es:

$$A.V. = \int_0^1 Q_1 \cdot d\ell \quad \dots (73)$$

En la figura N°11 vemos que la integral (73) nos dará el área que se encuentra debajo de la curva parabólica. Esta área se puede calcular también mediante el sistema de integración de Simpson. En este caso el número de amperes vueltas será:

$$A.V. = h_{dt} \times \frac{Q_1 + Q_2 \times 4 + Q_3}{6} \quad \dots (74)$$

Si en (74) reemplazamos los valores del campo por los obtenidos en los acápites (70) (71) (72) y consideramos de que tenemos dos dientes en el circuito magnético obtendremos la excitación necesaria para impulsar el flujo deseado por los dientes:

$$A.V._{dt} = 2 \times 3,44 \times \frac{12 + 4 \times 35 + 160}{6}$$

$$A.V._{dt} = 358 \text{ amperes-vueltas.} \quad \dots (75)$$

Aplicando el mismo procedimiento a densidades de flujo diferentes obtenemos el número de amperes-vueltas necesarios en cada caso.

En la tabla dada a continuación vemos los diferentes valores obtenidos para diferentes valores de la inducción en el aire y su fuerza electromotriz correspondiente.

E_0 Voltios	B_0 gauss	B_1^{dt} gauss	B_2^{dt} gauss	B_3^{dt} gauss
100	3 450	5 710	6 540	7 558
150	9 150	8 540	9 750	11 300
180	6 170	10 250	11 700	13 600
200	6 875	11 400	13 000	15 100
226	7 775	12 890	14 700	17 100
250	8 600	14 200	16 300	18 900

y los Amperes - Vueltas totales:

E_0 Voltios	θ_1 A-V/cm	θ_2 A-V/c.	θ_3 A-V/cm	Amperes-Vueltas Totales:
100	1,3	1,5	1,7	10,3
150	2,0	2,7	4,4	19,7
180	3,1	5,0	10,0	38,0
200	4,5	7,5	15,0	59,0
226	7,0	15,0	60,0	146,0
250	12,0	36,0	100,0	358,0

En la primera tabla vemos la densidad de flujo en cada parte de la sección del diente y la densidad en el aire que le corresponde.

En la segunda tabla hemos tabulado la intensidades de campo correspondientes a cada una de las secciones y el número de amperes vueltas totales necesarios para cada caso.

A.5.3. Cálculo de la tensión magnética en la corona del Inducido:

Llamamos corona del inducido a la parte de la armadura que sostiene los dientes. En la figura N°8 podemos ver que sus dimensiones son:

- Ancho de la Corona de inducido:

$$h_{co} = \frac{D_t - D_{eje} - 2 h_{dt}}{2} \dots (76)$$

$$h_{co} = \frac{32,85 - 13,9 - 2 \times 3,44}{2} = 6,02 \text{ cm} \dots (77)$$

- La longitud del fierro de la corona es:

$$l = 3 \times 8,49 = 25,5 \text{ cm} \dots (78)$$

La sección por la cual pasará el flujo será:

$$S_{co} = h_{co} \times l \times K_{Fe}$$

donde K_{Fe} es el factor de espacio del hierro que es de 0,9

$$S_{co} = 6,02 \times 25,5 \times 0,9 = 138,5 \text{ cm}^2 \dots (79)$$

Por la sección S_{co} circulará la mitad del flujo que circula por el entrehierro. Al analizar la figura N°8 vemos que el flujo se subdivide en dos partes. La densidad del flujo circulante por la corona será entonces:

$$B_{co} = \frac{\phi}{2 S_{co}} \dots (80)$$

Como visto que para tener una tensión en vacío de 226 V. es necesario tener un flujo en el entrehierro de $3,5 \times 10^6$ maxwells. La densidad de flujo para este caso será:

$$B_{co} = \frac{3,5 \times 10^6}{2 \times 138,5} = 12\ 780 \text{ gauss} \dots (81)$$

La intensidad de campo que corresponde a esta densidad de flujo la hallamos en las curvas de la fig N° 10 y es:

$$\theta_{co} = 6.5 \text{ amperios-vuelta/cm} \dots (82)$$

La longitud del recorrido del flujo en la corona del inducido será:

$$l_{co} = \frac{\pi D_{co}}{2 p} \dots (83)$$

$$l_{co} = 25.8 \text{ centímetros} \dots (84)$$

El número de amperios - vueltas requeridos para que el flujo circule através de la corona del inducido será:

$$A.V_{co} = \theta_{co} \times l_{co} \dots (85)$$

$$A.V_{co} = 167.8 \text{ amperes-vueltas.} \dots (86)$$

Tenemos que aclarar que la fórmula (85) no es del todo exacta pues la densidad de flujo no es constante en toda la corona del inducido. El error en que incurrimos es por defecto, porque el flujo real es ligeramente mayor pero queda corregido por un error en exceso que cometemos al asumir que el espacio recorrido por el flujo es el dado por la fórmula (83). Estos dos errores se complementan podemos decir. Por otro lado la exactitud de este cálculo no es muy importante puesto que la tensión magnética obtenida no es más que una parte de la tensión magnética total.

Si ejecutamos los mismos pasos para diferentes tensiones en vacío obtendremos la tensión magnética que corresponde a la fuerza electromotriz dada.

En la tabla siguiente damos los resultados de estos cálculos.

E_e Voltios	β_0 Maxwells	B_{co} gauss	θ_{co} A-V/cm	Amperes-vuelta
100	1.54×10^6	5 600	1.2	31
150	2.32×10^6	8 420	2.0	51.6
180	2.78×10^6	10 050	3.0	77.5
200	3.09×10^6	11 200	4.2	100.5
225	3.50×10^6	12 700	6.5	167.8
250	3.86×10^6	14 000	10.5	271.0

A.5.4. Cálculo de la Tensión magnética en los polo principales:

El flujo que recorre los polos principales es siempre mayor que el flujo que recorre el entrehierro y los dientes de armadura a causa de la dispersión. Se llama flujo de dispersión al flujo cuyo recorrido no comprende la armadura. El flujo de dispersión suele ir de un polo principal a otro, a un polo de conmutación o directamente a la culata del motor. Este flujo de dispersión se pierde y no se pueda aprovechar. En los polos de conmutación este flujo suele ser muy importante, llegando a ser hasta 2 a 3 veces el flujo aprovechable. En los polos principales de zapatas bastante amplias este flujo es sumamente reducido, pasando difícilmente de 30 % del flujo principal.

En nuestro caso, estimaremos el flujo de dispersión en un 15 % del flujo principal puesto que tenemos zapatas amplias y que la bobina de excitación cubrirá todo el polo.

En caso de querer una tensión en vacío de 200 voltios necesitamos un flujo en el entrehierro de 3.09×10^6 maxwells.

El flujo que circulará en el polo principal será si tomamos en cuenta la dispersión:

$$\phi_p = 1.15 \phi_o \dots (87)$$

Para tener la tensión en vacío de 200 voltios necesitaremos un flujo de:

$$\phi_p = 1.15 \times 3.09 \times 10^6 = 3.55 \times 10^6 \text{ maxwells} \dots (88)$$

El area de fierro de la sección recta del polo será:

$$S_p = b_p \times l_p \times K_{fe}$$

$$S_p = 11.73 \times 27.9 \times 0.9 = 295 \text{ cm}^2 \dots (89)$$

La densidad de flujo en el polo será el cociente del flujo obtenido en (88) entre la sección calculada en (89):

$$B_p = \frac{3.55 \times 10^6}{295} = 12 \text{ 050 gauss} \dots (90)$$

En las curvas de la figura N°10 hallamos la intensidad de campo necesaria para que se mantenga este flujo en circulación:

$$H_p = 5.4 \text{ amperes-vueltas/cm} \dots (91)$$

Si la longitud del polo es de 11.22 cm. la tensión magnética del polo en este caso será:

$$A_o V_o p = 11.22 \times 5.4 = 60.6 \text{ amperes-vueltas.} \dots (92)$$

Siguiendo el mismo procedimiento podemos encontrar la tensión magnética de los polos que corresponde a diferentes tensiones en vacío.

En la tabla dada a continuación tenemos los resultados para las tensiones en vacío de 100, 150, 180, 200, 226 y 250 voltios.

E_o Voltios	ϕ_p maxwells	B_p gauss	θ_p A-V/cm	Amperes-vuelta del polo
100	1.77×10^6	6 020	1.025	11.25
150	2.66×10^6	9 050	2.300	25.80
180	3.20×10^6	10 850	3.800	42.60
200	3.55×10^6	12 050	5.400	60.6
226	4.02×10^6	13 650	9.500	106.80
250	4.45×10^6	15 100	18.000	202.00

A.5.5 Cálculo de la tensión magnética en la Culata:

En la culata ocurre el mismo fenómeno que en la corena del inducido, el flujo polar se divide en dos partes iguales.

Tomemos como ejemplo ilustrativo el flujo polar de 3.55×10^6 maxwells que corresponde a una tensión en vacío de 200 voltios. El flujo que circulará por la carcasa será:

$$\phi_y = \frac{3.55 \times 10^6}{2} = 1.75 \times 10^6 \text{ maxwells} \quad \dots (93)$$

La culata tiene un espesor de 3.5 cm y una longitud de 50 cm, la sección por la que cruzará el flujo será:

$$S_y = 3.5 \times 50 = 175 \text{ cm}^2 \quad \dots (94)$$

Entonces la densidad de flujo en la culata tendrá el siguiente valor:

$$B_y = \frac{1.75 \times 10^6}{175} = 10\,000 \text{ gauss} \quad \dots (95)$$

En las curvas de la figura N° 10 hallamos el valor de la intensidad de campo en el acero eléctrico:

$$\theta_y = 3 \text{ amperios vueltas/cm} \quad \dots (96)$$

La longitud del recorrido del flujo en la ovlata se encuentra mediante la relación:

$$l_y = \frac{\pi D_y}{4} \dots (97)$$

$$l_y = \frac{3.14 \times 63.6}{4} = 50 \text{ cm} \dots (98)$$

En este caso particular la tensión magnética será:

$$A.V._y = 50 \times 3 = 150 \text{ Amperes-Vueltas} \dots (99)$$

Para las otras tensiones en vacío obtendremos con este procedimiento:

E_0 Voltios	ϕ_y Maxwells	B_y gauss	θ_y A-V/cm	Amperes-vueltas
100	0.89×10^6	5 030	1.2	60
150	1.35×10^6	7 725	1.7	85
180	1.65×10^6	9 440	2.8	140
200	1.75×10^6	10 000	3.0	150
226	2.01×10^6	11 500	4.8	240
250	2.22×10^6	12 700	8.0	400

A.5.6. Cálculo de la Tensión Magnética total del Circuito Magnético.

La tensión magnética total del circuito magnético la hallaremos sumando todas las caídas de tensión parciales que hemos calculado anteriormente.

$$A.V._T = A.V._d + A.V._{dt} + A.V._{co} + 2 A.V._p + A.V._y \dots (100)$$

Al aplicar la ecuación (100) obtenemos los siguientes puntos de la curva de magnetización en vacío:

H_0 Voltios	Ampere-Vueltas
100	3 243,8
150	4 867,9
180	5 909,7
200	6 668,0
226	7 901,0
250	9 223,0

La curva de magnetización tiene la forma:

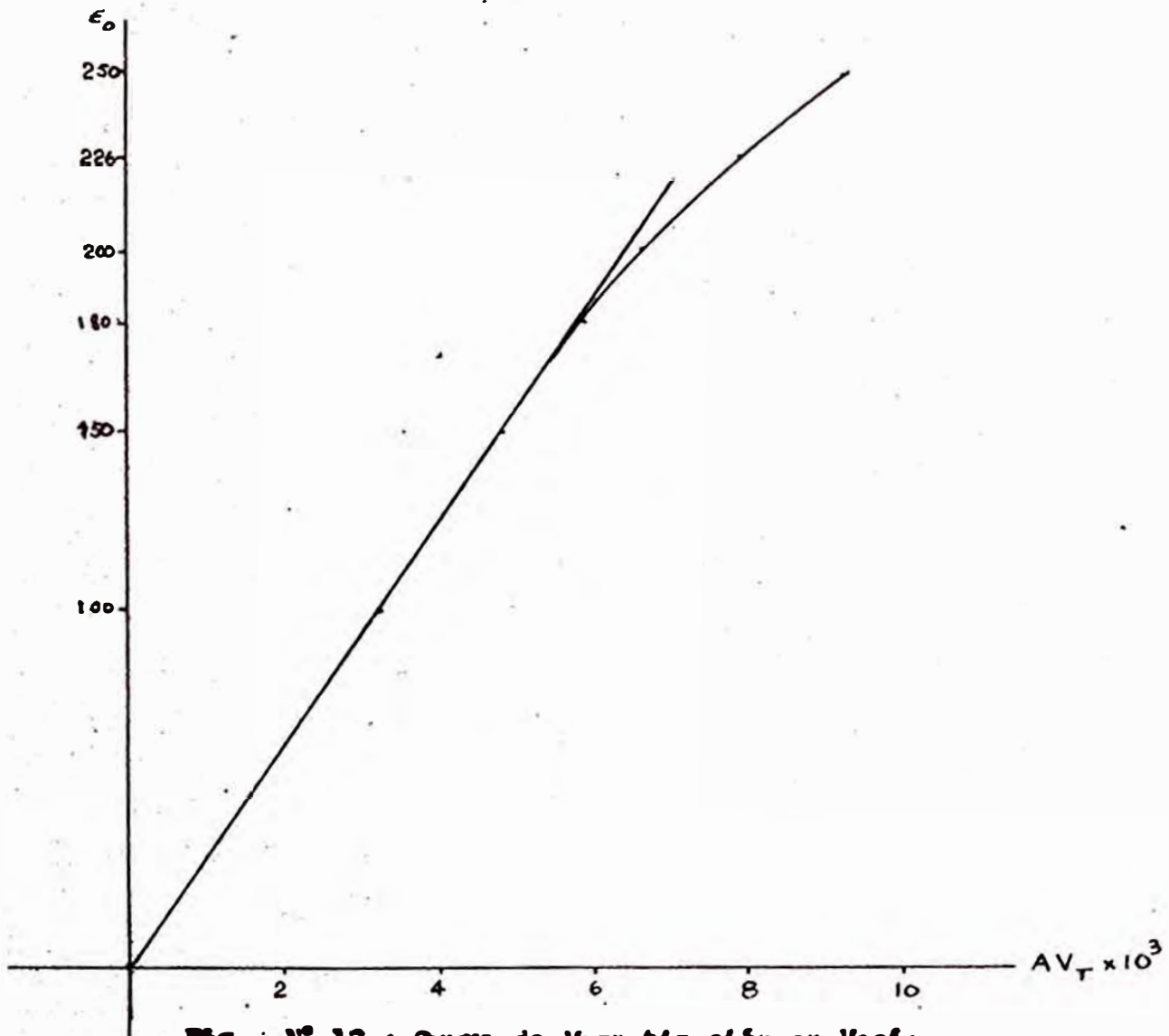


Fig. N° 12 : Curva de Magnetización en Vacío.

A.6. Cálculo de la Tensión Magnética a plena Carga:

En la curva N° 12 podemos leer el número de espiras-vueltas necesarios para tener una tensión en vacío dada. Cuando la máquina está en carga esta curva nos indica la fuerza electromotriz inducida en la armadura. En la realidad debemos ordenar la máquina un poco más de lo que indica la curva de la figura N° 12 puesto que existe la Reacción de armadura. Cuando circula una corriente de carga en la armadura esta es rodeada por un flujo producido por los amperes - vueltas de la armadura.

Este flujo de reacción de armadura tiene dos efectos: Al combinarse con el flujo de excitación da un flujo resultante que es derivado con respecto a los ejes polares y obliga a mover los polos-colectores porque se ha desplazado la zona neutra. Este inconveniente desaparece si colocamos polos de compensación, cuya finalidad es neutralizar el flujo de reacción de armadura en la zona de commutación.

El otro efecto es el desmagnetizante debido al flujo transversal en las zapatas polares. Al estudiar un dibujo de la repartición de los flujos en la máquina y en las zonas polares vemos que el flujo resultante total está derivado con respecto a los ejes polares y, por lo tanto, la densidad de flujo en toda la zapata nos es igual. Para vencer al aumento de reluctancia debida a esta sobre-densidad de flujo es que debemos alargar la ranuras magnéticas en carga.

A continuación procedemos con dicho cálculo.

A.6.1. Cálculo de la Reacción de armadura.

Los amperes-vueltas de armadura por cada polo principal dependerán del número de conductores de armadura correspondientes a cada polo y de la corriente que los recorre:

$$A.V._{ra} = \frac{N^{\circ} \times I_a}{2 \times a (2p)} \dots (101)$$

En nuestro caso consideramos $I_a = 500$ amperios, $N^{\circ} = 216$ y $a = 4$. La reacción de armadura por polo será entonces:

$$A.V._{ra} = \frac{500 \times 216}{2 \times 4 \times 4} = 6\ 750 \text{ A.-V.} \dots (102)$$

El flujo producido por los conductores que no se encuentran bajo la zapata polar, tienen una trayectoria en aire, tan grande, que dicho flujo puede despreciarse.

Los amperes vueltas de armadura por polo principal que producen campo magnético transversal será:

$$A.V._{rad} = A.V._{ra} \times \alpha_1 \dots (103)$$

donde α_1 es el factor de abarcamiento visto en el acápite (56) al principio del cálculo eléctrico.

$$A.V._{rad} = 6\ 750 \times 0.643 = 4\ 340 \text{ amp-vuelta} \dots (104)$$

No consideremos el efecto de los Amperes -Vueltas de reacción de armadura sobre la conmutación puesto que el motor consta de polos de conmutación. Al calcular el arrollamiento de estos polos volveremos a ver la Reacción de Armadura.

A.6.2 Cálculo gráfico de los Amperes-Vueltas en Carga.

Para el cálculo de los amperes-vueltas de excitación en carga emplearemos el método del doctor Arnold La Cour.

En este procedimiento se considera que la fuerza electromotriz en la esquina opuesta al sentido del movimiento se aumenta debido a los amperes-vueltas por polo del magnetismo transversal de la reacción de inducido; como resultado, la densidad de flujo en el entrehierro y el voltaje inducido en los conductores bajo esas esquinas del polo se aumentan también. El campo magnetizante transversal no tendrá efecto en el voltaje terminal de la máquina cuando el aumento en el voltaje bajo la esquina polar atrasada, es igual al decrecimiento del voltaje en la esquina polar adelantada. Esta condición se cumple si en la figura N° 13 el triángulo edg tiene un área igual a la superficie del triángulo abg .

Consideramos pues un divisor $bc = 2 A_c V_{max}$ que servirá de base a los triángulos en referencia. Será colocado en el punto correspondiente a la fuerza electromotriz en carga que deseamos mantener. Mediante tanteos sucesivos corremos el divisor hasta que las áreas de los dos triángulos sean iguales. En este momento, al punto medio del divisor bc corresponden los amperes-vueltas de excitación en carga.

La fuerza electromotriz que deseamos mantener en nuestro caso será:

$$F.E.M. = V - I_a R_a - I_a R_c - V_c \quad \dots(105)$$

dónde R_c es la resistencia del arrollamiento de conmutación y V_c la caída de tensión en las escobillas.

Según las normas de la A.E.E.I. la caída de tensión en las escobillas deben considerarse 2 voltios, entonces nuestra fuerza electromotriz será de:

$$F.E.M. = 212 \text{ voltios} \quad \dots(106)$$

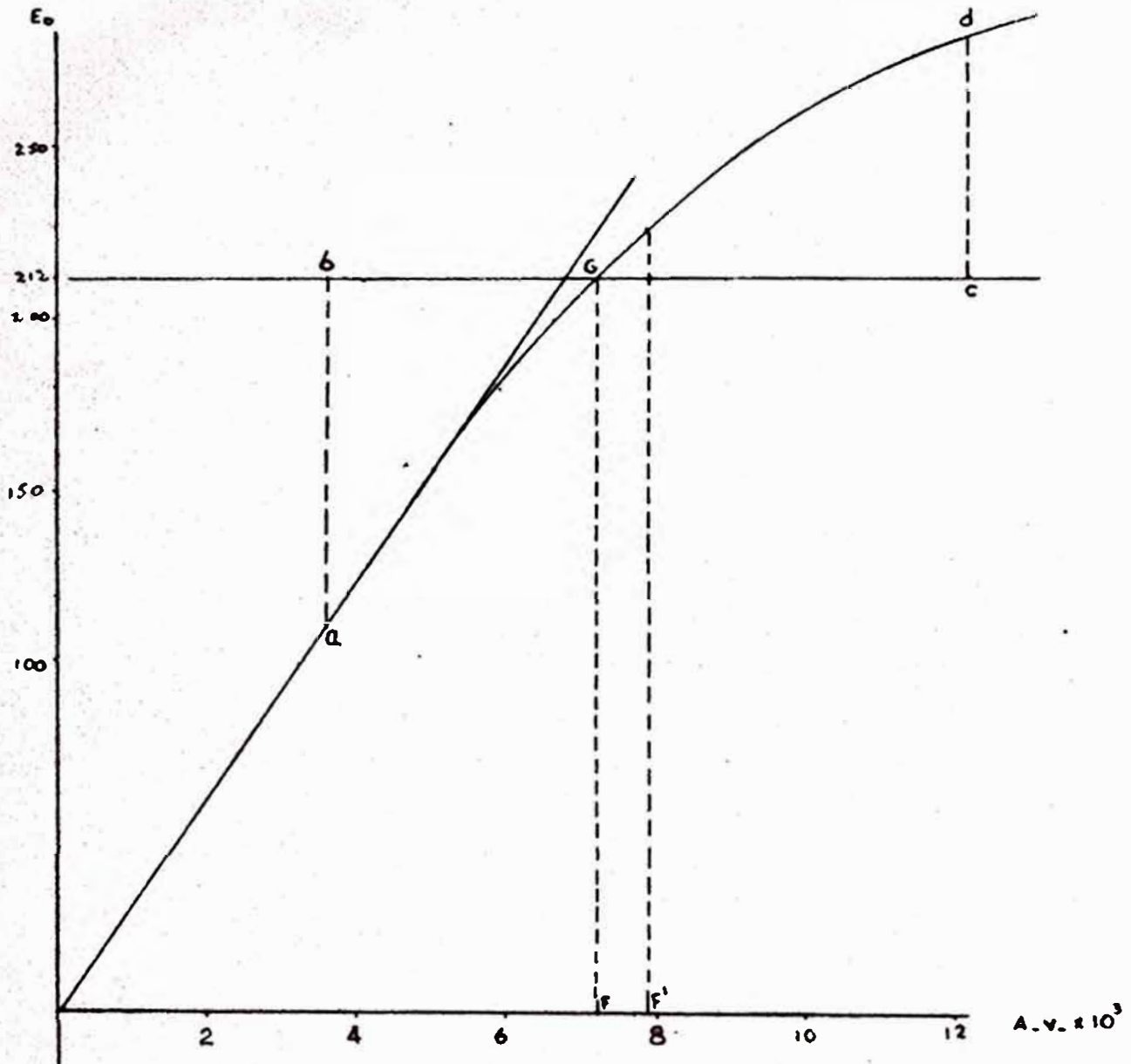


Figura N° 13 : Gráfico del método de Arnold La Cour para hallar los amperes-vueltas bajo carga.

El punto F nos indica el valor de la excitación necesaria para tener una tensión de 212 voltios en vacío.

El punto F' indica el valor de la excitación necesaria para tener una fuerza electromotriz inducida de 212 voltios.

El valor de la excitación en este último caso es:

$$A.v._T = 7\ 900 \text{ amperes-vueltas.} \quad \dots(107)$$

A.7. Diseño del Arrollamiento de Excitación:

Para llevar a cabo el diseño del arrollamiento de excitación debemos conocer: a) el número de amperios-vueltas necesarios a carga nominal y,

b) el espacio disponible para colocar las bobinas sin que tengan contacto mecánico con otro devanado o parte metálica del motor.

En el paso anterior hemos calculado el número de amperios-vueltas necesarias a carga nominal : 7 900 Am-vueltas.

El espacio disponible hay que estimarlo en base de un dibujo en corte del interior del motor o máquina mas genericamente.

A.7.1 Cálculo de la sección del conductor del devanado de excitación.

La resistencia del devanado de excitación será si conectamos todas las bobinas en serie:

$$R_e = \frac{N_e \times 2p \times l_e \times \rho}{S_e} \dots\dots(108)$$

Por otro lado la tensión de alimentación del circuito de excitación es:

$$U = I_e \times R_e \dots\dots(109)$$

Generalmente se considera que la tensión de alimentación del devanado de excitación es menor que la de la red en un 20 a 30 % para que se pueda colocar un reóstato de campo.

En nuestro caso la tensión de la red es 220 V. y la de alimentación 180 voltios. \dots\dots(110)

De las relaciones anteriores podemos hallar una expresión que nos dé la sección del conductor en función de la longitud de la espira media:

$$S_e = \frac{p \times l_e \times (N_e I_e) \times \rho}{180} \dots (111)$$

La longitud de la espira media será, si consideramos que la bobina es rectangular y sin ductos de ventilación:

$$l_e = 2 (l_p + b_p + w_e) \dots (112)$$

en que w_e es el ancho de la sección de la bobina.

Si estimamos por razones de espacio el espesor de la bobina en 3,5 cm, la longitud de la espira media será:

$$l_e = 2 (27.9 + 11.73 + 3.5) = 85.1 \text{ cm} \dots (113)$$

Ahora a partir de la ecuación (111) hallamos la sección del conductor de excitación:

$$S = \frac{0.0216 \times 2 \times 0.861 \times 7900}{180} = 1.64 \text{ mm}^2 \dots (114)$$

De una tabla de conductores vemos que la sección comercial más cercana a la hallada es la del alambre # 14 AWG, cuyas dimensiones son:

- Sección de cobre : 2.081 mm²
- Diámetro del cobre: 1.628 mm
- Diámetro del conductor esmaltado y con cubierta de algodón : 1.793 mm.

A.7.2. Cálculo de la corriente de excitación:

El cálculo de la corriente de excitación no se puede hacer de manera rigurosa sino por tanteos sucesivos: Al elegir cierta densidad d_j corriente se hace el cálculo del arrollamiento

y luego se verifica si las pérdidas no son excesivas y si la sobrecalentación de temperatura no excede los límites permitidos por las normas.

Nosotros hemos tomado como densidad de corriente 2 amp/mm^2 por lo tanto la corriente de excitación será:

$$I_0 = 2 \times 2.081 = 4.16 \text{ amperios} \quad \dots (115)$$

A.7.3. Cálculo del número de espiras por bobina:

Sabemos que para un circuito magnético como el mostrado en la figura N° 8 necesitamos 7 900 amperes vueltas a carga nominal, si la corriente de las bobinas es de 4.16 Amperios, el número de espiras necesario será:

$$N_0 = \frac{7\,900}{4.16} = 1900 \text{ espiras} \quad \dots (116)$$

Si cada polo tiene una bobina, cada una tendrá:

$$N_0 = \frac{1\,900}{2} = 950 \text{ espiras.} \quad \dots (117)$$

A.7.4 Cálculo de la sección recta real de la bobina:

Si por razones de espacio, la bobina tiene que tener una altura máxima de 9 cm., el número de capas de conductores horizontales será:

$$\frac{90}{50} = 1.793 \text{ } \approx 50 \text{ capas}$$

$$\text{El alto de la bobina será: } 50 \times 1.793 = 89.7 \text{ mm} \quad \dots (118)$$

El número de capas de conductores verticales será:

$$\frac{965}{50} = 19 \text{ capas.}$$

Si colocamos 0.5 mm de fibra entre el polo y la bobina, el ancho de la bobina será:

$$19 (1.793) + 0.5 = 34.5 \text{ mm} \quad \dots (119)$$

La sección de la bobina es pues:

$$89.7 \text{ mm} \times 34.5 \text{ mm} \quad \dots (120)$$

A.7.5. Cálculo de la resistencia del circuito de excitación

Para calcular la resistencia del circuito de excitación nos valemos de la ecuación (108) en la cual reemplazamos los valores hallados en los pasos anteriores; así obtenemos:

$$R_e = \frac{0.0216 \times 965 \times 4 \times 0.871}{2.081}$$

$$R_e = 34.5 \text{ Ohmios} \quad \dots (121)$$

A.7.6. Cálculo de la resistencia de Campo:

Si llama resistencia de Campo a la resistencia que suele colocarse en serie con el devanado de excitación con el fin de poderse variar el flujo de excitación variando los amperios-vueltas de excitación.

En carga nominal per el reostato de campo deberá ser tal que la caída de tensión que tiene lugar en su seno nos permita tener 180 voltios de tensión en los devanados.

La resistencia que cumpla este requisito será:

$$R_c = \frac{V - U}{I_e} \quad \dots (122)$$

En nuestro caso la resistencia es de:

$$R_c = 9.16 \text{ Ohmios} \quad \dots (123)$$

Será necesario conectar un reostato de 20 Ohms en serie con el devanado de excitación. Como el motor está destinado a un laboratorio el reostato deberá ser del tipo continuo, en que un cursor desliza sobre una resistencia, de manera a poder variar el flujo en pequeñas cantidades y que la regulación sea sensible y precisa.

A.7.7. Cálculo del Peso del cobre utilizado en el arrollamiento de Excitación

El peso del cobre será:

$$W = l_c \times N_c \times 2p \times S_c \times \text{peso específico del cobre.}$$

$$W = 8.61 \text{ dm} \times 965 \times 4 \times 2.08 \times 10^{-4} \text{ dm}^2 \times 8.9 \text{ kg/dm}^3$$

$$W = 61.5 \text{ kilogramos} \quad \dots (124)$$

El cálculo de las pérdidas en el circuito de excitación y la verificación de la elevación de temperatura deberían hacerse a continuación. En los capítulos siguientes veremos estos cálculos en detalle.

A.8. Diseño del Arrollamiento de Conmutación.

Hemos visto en el artículo A.6.1. que la reacción de armadura produce un flujo que, sumado con el flujo de excitación causa un desplazamiento de la zona de conmutación, obligándonos a mover las escobillas para mantenerlas en la zona neutra. Este desplazamiento es casi imposible puesto que la reacción de armadura varía con la carga, lo que nos obligaría a tener

las escobillas en continuo movimiento. Para contrarrestar el flujo de armadura en la zona de conmutación se colocan los polos de conmutación. El flujo magnético del circuito de excitación se opone al flujo de armadura produciéndose así una zona muerta magnética artificial. Como el flujo de los polos de conmutación debe variar con la carga, al igual que el flujo de armadura, se pone arrollamientos de conmutación en serie con la armadura.

Por otra parte si el polo de conmutación es capaz de generar un flujo ligeramente mayor que el de armadura, nos va a ayudar en la conmutación; este flujo adicional inducirá en la bobina en cierto circuito una corriente que se opone a la corriente transitoria producida por la tensión de reactancia. Tendremos entonces una conmutación prácticamente lineal. Como vemos, la hipótesis planteada al calcular la tensión de reactancia es correcta puesto que tenemos polos de conmutación.

El arrollamiento de conmutación se diseña entonces para vencer la reacción de armadura y disminuir la tensión de reactancia a valores negligibles. Al calcular la reluctancia del circuito magnético del polo auxiliar no debemos olvidar que el flujo circulante es únicamente el flujo que se opone a la tensión de reactancia. El flujo de oposición a la reacción de armadura no circulará visto que será neutralizado a medida que se genera.

Los pasos que seguiremos serán: primeramente determinar el flujo que circulará por el circuito magnético, luego calcularemos los amperios-vueltas necesarios para que circule en el circuito magnético. Estos amperios-vueltas sumados con los de la reacción de armadura nos darán los amperios-vueltas totales del arrollamiento del polo de conmutación.

A.8.1. Cálculo del flujo del polo auxiliar :

El flujo que circulará por el entrehierro del polo de conmutación deberá ser una función de la tensión de reactancia.

El Ingeniero Pichelmayer nos da una manera de hallarlo: iguala la tensión inducida por el flujo del polo de conmutación en la bobina en corto-circuito con la tensión de reactancia. Obtiene así una expresión no muy complicada que da la densidad de flujo en el aire en función de la densidad linear de corriente en la armadura y del coeficiente de dispersión de Hobart:

$$B_{ca} = E'' \times Q \quad \dots (125)$$

en donde E'' es el coeficiente de dispersión de Hobart y Q la densidad linear de corriente.

El coeficiente de Hobart toma en cuenta los factores físicos de la construcción, y se encuentra su valor mediante la expresión:

$$E'' = 0.6 \times \frac{h_{dt}}{w_s} + \frac{l_s}{l_{fe}} + \frac{2.5 \times 10^5}{Q \times l_{fe} \times \mu \times V_a} \quad \dots (126)$$

dónde l_{fe} es la longitud de los paquetes de planchas de la armadura y h_{dt} la altura del diente ó profundidad de la ranura.

La densidad linear de corriente Q se encuentra mediante la conocida fórmula:

$$Q = \frac{I_r \times N^r}{\pi D} \quad \dots (127)$$

En nuestro caso la densidad linear de corriente vale:

$$Q = \frac{216 \times 133}{3.14 \times 32.8} = 278 \text{ amperes-conductor/cm} \quad \dots (128)$$

Sustituyendo el valor de Q obtenido en (128) en la ecuación (126) obtenemos el valor del coeficiente de Hobart:

$$E'' = 4,315 \dots (129)$$

El valor de la inducción en el entrehierro de conmutación es entonces:

$$B_{ca} = 4,315 \times 278 = 1200 \text{ gauss} \dots (130)$$

El flujo que circulará por el inducido será:

$$\phi_{ca} = B_{ca} \times l_{ca} \times b_{ci} \dots (131)$$

en que $l_{ci} \times b_{ci}$ son los lados de la sección recta ideal del entrehierro. Consideramos que b_{ci} es muy semejante a la zona de conmutación calculada en (48). El largo l_{ci} de la sección se calcula según la fórmula de Richter (6). Entonces el flujo en el entrehierro vale:

$$\phi_{ca} = 1200 \times 22,85 \text{ cm} \times 4,47 \text{ cm} = 1,225 \times 10^5 \text{ maxwells} \dots (132)$$

A.6.2. Cálculo de la Tensión Magnética en el entrehierros:

Hemos visto en el artículo A.5.1. que la caída de tensión magnética en los entrehierros era:

$$A \cdot V_{ed} = \frac{2d}{\mu} \times B_a \times K_c$$

En este caso, el entrehierro d es también 0,5 cm., por lo tanto el factor de Carter K_c siempre será 1,13. La tensión magnética será entonces:

$$A \cdot V_{ed} = \frac{2 \times 0,5}{1,25} \times 1200 \times 1,13 = 1080 \text{ amp-vueltas} \dots (133)$$

A.8.3. Cálculo de la caída de tensión en el diente:

En este caso como el flujo que circulará por el diente será débil, bastará calcular la intensidad de campo a 1/3 de la base del diente y, en base a ella, calcular los amperes-vuelta necesarios.

La densidad de flujo a 1/3 de la base del diente será:

$$B_{edt} = \frac{l_{ai} \times t_r}{N_{fe} \times l \times b_d} \dots (134)$$

en que l_{ai} es la longitud del polo auxiliar según Richter; l la longitud del hierro de la armadura y b_d el ancho del diente a 1/3 de la base.

$$B_{edt} = \frac{22,85 \times 2,655}{0,9 \times 25,45 \times 1,4} \times 1200 = 2440 \text{ gauss} \dots (135)$$

En la figura N° 10 hallamos la intensidad de campo magnético que corresponde a dicha inducción.

$$H_{edt} = 0,7 \text{ A.-V./cm.} \dots (136)$$

La tensión magnética en los dientes será:

$$A.V._{edt} = 2 \times 3,44 \times 0,7 = 4,82 \text{ Amp-vueltas} \dots (137)$$

A.8.9. Cálculo de la caída de tensión en la Corona del Inducido:

La densidad de flujo en la corona del inducido será si aplicamos la expresión(80) :

$$B_{ccc} = \frac{1,225 \times 10^5}{2 \times 25,5 \times 6,02 \times 0,9} = 440 \text{ gauss} \dots (138)$$

Si consideramos que en una parte de la corona de armadura el flujo del polo de conmutación se sumará con el flujo principal y que en la otra parte los flujos se restarán tendremos:

a) en el cuadrante en que los flujos se restan:

$$B'_{\text{ccc}} = 12\ 700 - 440 = 12\ 260 \text{ gauss} \quad \dots (139)$$

a los cuales corresponde un campo de:

$$i'_{\text{ccc}} = 6 \text{ Amp-vuelta/cm} \quad \dots (140)$$

b) en el cuadrante en que los flujos se suman:

$$B''_{\text{ccc}} = 12\ 700 + 440 = 13\ 140 \text{ gauss} \quad \dots (141)$$

a quienes corresponde el campo magnético:

$$i''_{\text{ccc}} = 8 \text{ Amp-vuelta/cm} \quad \dots (142)$$

El campo magnético promedio que corresponde al yugo de la armadura será:

$$i_{\text{ccc}} = \frac{1}{2} (8 - 6) = 1 \text{ amperio-vuelta/cm} \quad \dots (143)$$

La Tensión magnética en la corona será:

aplicando la ecuación (85):

$$A.N._{\text{ccc}} = 1 \times 25.8 = 25.8 \text{ amperes-vuelta} \quad \dots (144)$$

A.2.3. Cálculo de la caída de Tensión Magnética en el polo de conmutación:

La sección del polo de conmutación es:

$$S_p = l_p \times b_p \times K_{fp} \quad \dots (145)$$

$$S_p = 19.26 \times 3.25 \times 0.9 = 56.4 \text{ cm}^2 \quad \dots (146)$$

La inducción en el polo de conmutación será:

$$B_{pe} = \frac{\beta_{ca} \times K_d}{S_p} \quad \dots (147)$$

donde K_d es el factor de dispersión que para los polos auxiliares sin zapatas varía entre 1.5 y 3.0. Nosotros tomaremos $K_d = 2.0$.

$$B_{pc} = \frac{2 \times 1.225 \times 10^5}{56.4} = 4\ 350 \text{ gauss} \dots (148)$$

En la figura N° 10 leemos la intensidad de campo que corresponde a esta inducción:

$$\theta_{pc} = 1 \text{ amp-vuelta/cm} \dots (149)$$

Siendo la longitud del polo de conmutación 11.4 cm, la tensión magnética del polo será:

$$A.V._{pc} = 1 \times 11.4 = 11.4 \text{ amperes-vueltas} \dots (150)$$

4.8.6. Cálculo de la Tensión Magnética del yugo del estator:

La densidad de flujo en la culata será:

$$B_{ey} = \frac{\beta_{ca} \times K_d}{2 \times S_y} \dots (151)$$

$$B_{ey} = \frac{2 \times 1.225 \times 10^5}{2 \times 175} = 700 \text{ gauss} \dots (152)$$

Considerando la superposición de flujos en los dos cuadrantes de la culata tendremos:

a) en el cuadrante en que se resta los flujos:

$$B'_{ey} = 10\ 000 - 700 = 9\ 300 \text{ gauss} \dots (153)$$

a los cuales corresponde la intensidad de Campos:

$$\theta'_{ey} = 2.5 \text{ amp.-vuelta/cm} \dots (154)$$

b) en el cuadrante en que suman los flujos:

$$B''_{ey} = 10\ 000 + 700 = 10\ 700 \text{ gauss} \dots (155)$$

La intensidad de flujo que les corresponde:

$$\theta''_{ey} = 4 \text{ amp.- vueltas/cm} \dots (156)$$

La intensidad de campo promedio que les corresponde es:

$$H_{cy} = \frac{4 - 2,5}{2} = 1 \text{ amp-vuelta/cm} \quad \dots (157)$$

Si la longitud del recorrido del flujo es de 50 cm, la tensión magnética necesaria para la culata será:

$$A.V._{cy} = 1 \times 50 = 50 \text{ amperios-vuelta} \quad \dots (158)$$

A.8.7. Cálculo de los Amperes-Vueltas del arrollamiento de Comutación:

Los amperios-vueltas necesarios para mantener el flujo que se opondrá a la Tensión de Reactancia serán:

$$A.V._c = A.V._{cd} + A.V._{c'dt} + A.V._{c'oe} + 2A.V._{pc} + A.V._{cy}$$

$$A.V._c = 1\ 080 + 50 + 22,8 + 25,8 + 5,0 = 1\ 183,6 \text{ Amp-vuelta.} \quad \dots (159)$$

Cada circuito de comutación tiene dos bobinas, a cada cual le corresponderá:

$$A.V._c^1 = \frac{1}{2} \times 1\ 183,6 = 592 \text{ Amperes-vueltas} \quad \dots (160)$$

Ademas, para crear una zona neutra, será menester compensar la fuerza magnetomotriz de la armadura.

La fuerza magnetomotriz por par de polos es:

$$F.M.M. = Q \times t_p \quad \dots (161)$$

dónde Q es la densidad lineal de corriente que ha sido calculada en el párrafo (128) y t_p es el pase polar.

$$F.M.M. = 278 \text{ amp-cond./cm} \times 25,8 = 7\ 160 \text{ A.-V.} \quad \dots (162)$$

Cada bobina tendrá como número de Amperes-Vueltas:

$$A.V._c^2 = \frac{1}{2} \times 7\ 160 + 592 = 4\ 160 \text{ Amp-Vuelta} \quad \dots (163)$$

A.8.8. Cálculo del número de espiras de las bobinas de Comutación:

Se sabe que cada bobina debe tener 4 160 amperios-vueltas. Si colocamos los cuatro arrollamientos ó bobinas de comutación en serie, la corriente que circulará por el conductor será la corriente de armadura. El número de espiras de cada bobina se hallará mediante la relación:

$$N_p = \frac{A_p V_p}{I_a} \dots (164)$$

$$N_p = \frac{4\ 160}{530} = 7.89$$

Nosotros tomaremos ocho espiras por polo de comutación:

$$N_p = 8 \text{ espiras} \dots (165)$$

A.8.9. Cálculo de la sección del conductor del circuito de Comutación.

Si consideramos 3 Amperios/mm² una densidad de corriente aceptable para el arrollamiento de comutación, la sección del conductor será:

$$S_{cc} = \frac{530}{3} = 177 \text{ mm}^2 \dots (166)$$

En una tabla de conductores escogemos una tira de cobre con doble ferro de algodón, cuya sección de cobre es de:

$$8 \times 25 \text{ mm} = 200 \text{ mm}^2$$

La sección con aislamiento es:

$$8.2 \times 25.2 \text{ mm} = 206.2 \text{ mm}^2$$

La densidad de corriente real será:

$$d_{cc} = \frac{530}{200} = 2.65 \text{ amperios/mm}^2 \dots (167)$$

A.8.10. Cálculo de la Sección Recta de la Bobina de Conmutación:

Si consideramos la altura de la bobina de 8 cm por razones de colocación, entre cada espira podremos colocar 1,8 mm de fibra aislante.

El aislamiento entre la bobina y el polo consistirá en una capa de fibra de 1 mm de espesor (clase E) por ser una zona mal refrigerada. El espesor de la bobina será entonces:

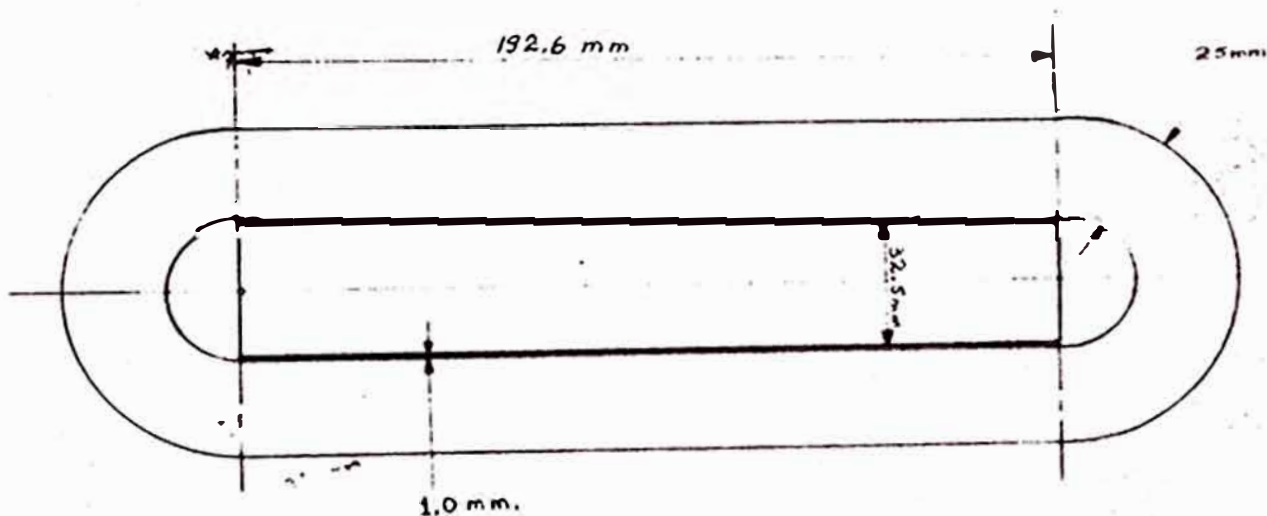
$$2,52 \text{ cm.} + 0,1 \text{ cm.} = 2,62 \text{ cm.} \quad \dots (168)$$

La sección recta de la bobina será entonces:

$$80 \text{ mm} \times 26,2 \text{ mm} = 2096 \text{ mm}^2 \quad \dots (169)$$

A.8.11. Cálculo de la resistencia del arrollamiento de Conmutación:

Como empleamos como conductor una tira de cobre, no es posible evitar de tener ductos de ventilación en los extremos de la bobina de conmutación, (ver la figura N° 14).



**Figura N° 14 : Sección del polo de Conmutación.
Disposición de la bobina.**

La longitud media de la espira es, según la Fig. N° 14:

$$L_c = 2 \times 19.26 \text{ cm.} \times \pi(3.25 + 2.52 + 0.2)$$

$$L_c = 56.7 \text{ cm.} \quad \dots\dots(170)$$

La resistencia de una bobina de conmutación se calculará según la expresión dada en (108) :

$$R_{ce} = \frac{0.0216 \times 0.367 \times 8}{200} = 4.9 \times 10^{-4} \text{ Ohms} \quad \dots\dots(171)$$

La resistencia total del arrollamiento serie de conmutación será entonces:

$$R_{ceT} = 4 \times 4.9 \times 10^{-4} = 19.6 \times 10^{-4} \text{ Ohms} \quad \dots\dots(172)$$

A.8.12. Cálculo de la caída de tensión en el devanado de Conmutación:

La caída de tensión en el devanado de conmutación es:

$$V = R_{ceT} \times I_a \quad \dots\dots(173)$$

$$V = 19.6 \times 10^{-4} \times 530 = 1.04 \text{ voltios} \quad \dots\dots(174)$$

A.8.13. Cálculo del peso del Cobre del devanado de Conmutación:

El peso del cobre a emplearse en el circuito de conmutación se hallará mediante la expresión (124) :

$$W = 5.67 \text{ cm} \times 8 \times 4 \times (2 \times 10^{-2}) \text{ cm}^2 \times 8.9 \text{ Kg/cm}^3$$
$$W = 32.2 \text{ Kilogramos.} \quad \dots\dots(175)$$

La verificación del cálculo por elevación de temperatura el cálculo de las pérdidas en el arrollamiento de conmutación se verán en los capítulos posteriores. No obstante anticipamos que la sobre-elevación de temperatura en el devanado de conmutación no excede los límites dados por las normas más rígidas.

A.4. Diseño del Reostato de Arranque:

En el momento de arranque, cuando el rotor está estático, la fuerza electromotriz inducida en la armadura es nula; por lo tanto la corriente en el arranque es mucho más elevada que la nominal. En los motores grandes el problema es mucho mayor puesto que la resistencia de armadura es pequeña debido a la sección del conductor que es, en estos casos, respetable.

La corriente de arranque llega corrientemente a 5 veces la corriente nominal en motores medianos y 8 a 9 veces en motores grandes.

Si el motor arranca en carga, su aceleración es lenta debido a la inercia de la carga, y, en consecuencia la fuerza electromotriz inducida crece lentamente. Esto causa un período bastante largo durante el cual por la armadura circula una corriente muy alta. Esto es perjudicial porque causa una elevación de temperatura que puede dañar el aislante o llegar a quemar el inducido.

Para evitar esto se suele colocar resistencias de arranque en los motores. Esta resistencia debe disminuir a medida que el motor acelera hasta llegar a ser nula cuando el motor llegue a su régimen de trabajo normal.

En nuestro caso limitaremos la corriente de arranque al 150 % de la corriente nominal:

$$I_{ar} = 1.5 \times 530 = 800 \text{ Amperios} \quad \dots (176)$$

En un momento dado del arranque, la corriente tendrá el siguiente valor:

$$I_{ar} = \frac{V - E}{R_{ca} + R_r} \quad \dots (177)$$

en donde V es la tensión de alimentación, E la fuerza electromotriz inducida, R_{ca} la resistencia del circuito de armadura y R_r la resistencia de arranque.

Cuando la máquina está por arrancar, la fuerza electromotriz $E = 0$, entonces a partir de (177) podemos calcular la resistencia de arranque:

$$R_r = \frac{V - E}{I_{ar}} - R_{ca} \quad \dots (178)$$

En el momento en que el motor haya estabilizado su marcha teniendo R_r en serie con la armadura, la fuerza electromotriz inducida será:

$$E = V - I_a (R_r + R_{ca}) \quad \dots (179)$$

A partir de la fuerza electromotriz hallada en (179) podemos calcular la resistencia del segundo punto del reostato de arranque.

A continuación procedimos con el cálculo:

a) en caso de que $E=0$, aplicando (178) obtenemos:

$$R_{r1} = \frac{220}{800} - 0.00979$$

$$R_{r1} = 0.2652 \text{ Ohmios} \quad \dots (180)$$

Cuando la marcha del motor se haya estabilizado la corriente de armadura tendrá un valor igual al nominal, la fuerza electromotriz inducida será:

$$E = 220 - 530 (0.2652 + 0.00979)$$

$$E = 74 \text{ voltios} \quad \dots (181)$$

b) En las condiciones finales del paso anterior la tensión inducida es de 74 voltios, podemos entonces reducir la resistencia de arranque a:

$$R_{r2} = \frac{(220 - 74)}{800} - 0.00979$$

$$R_{r2} = 0.1722 \text{ ohmios} \quad \dots (182)$$

Al estabilizarse nuevamente la marcha, la fuerza electromotriz inducida será:

$$E = 220 - 530 (0.1722 + 0.00979)$$

$$E = 121.6 \text{ voltios} \quad \dots (183)$$

Podemos seguir el procedimiento hasta lograr tener una tensión inducida semejante a la de la red, en este momento se cortocircuita el reostato y el motor alcanza su velocidad nominal.

Nosotros hemos obtenido los siguientes valores para las resistencias de arranque hasta tener una tensión inducida de 211.8 voltios:

Punto	Resistencia Ohms
1	0.2652
2	0.1722
3	0.1132
4	0.0714
5	0.0439
6	0.0176
7	0.0088

El restato de arranque será entonces constituido por los siguientes tramos de resistencias:

Tramo	Resistencia Ohms
1-2	0.0930
2-3	0.0590
3-4	0.0318
4-5	0.0275
5-6	0.0253
6-7	0.0088

PERDIDAS Y EFICIENCIA

Las pérdidas que tienen lugar en las máquinas eléctricas rotativas son de dos tipos:

- las pérdidas de origen mecánico
- las pérdidas de origen eléctrico.

Las pérdidas de origen mecánico comprenden las pérdidas debidas a la fricción de los cojinetes, fricción de las escobillas y a la ventilación.

Las pérdidas de origen eléctrico son las causadas por el paso de la corriente en los devanados de la máquina. Estas pérdidas se pueden clasificar de la siguiente manera:

- pérdidas óhmicas en el cobre, que son las que causan el calentamiento de las bobinas.
- pérdidas adicionales en el cobre que son debidas al campo transversal y a las corrientes circulatorias.
- pérdidas en el hierro, nombre que se da a las pérdidas por histéresis y por corrientes circulatorias.
- pérdidas por contacto en las escobillas; en las escobillas ocurre una caída de tensión por fenómenos de contacto, que da lugar a pérdidas que recalientan el colector.

En el presente trabajo estudiaremos con detenimiento las pérdidas eléctricas. Las pérdidas mecánicas se asumirán puesto que no conocemos las características de los cojinetes y que su diseño es parte mecánica del diseño, capítulo que no abarca este trabajo. Nos falta agregar que las pérdidas obtenidas no son exactamente las reales porque hay una serie de asunciones que hemos estado en la obligación de hacer.

B.1. Cálculo de las Pérdidas Ohmicas.

Ocurren pérdidas ohmicas de importancia en el devanado de armadura, en el circuito de excitación y en el arrollamiento de conmutación.

B.1.1. Pérdidas Ohmicas en la Armadura.

Las pérdidas ohmicas en la armadura son, según la ley de Joules

$$P_1 = I_a^2 \times R_a \dots (184)$$

$$P_1 = 530^2 \times 0.00783 = 2\ 195 \text{ wattios} \dots (185)$$

B.1.2. Pérdidas ohmicas en el circuito de excitación:

Las pérdidas en el circuito de excitación se hallarán multiplicando la tensión de alimentación por la corriente circulante. Así obtenemos las perdidas en el cobre de las bobinas y las pérdidas del reostato de campo.

$$P_2 = V \times I_e \dots (186)$$

$$P_2 = 220 \times 4.1 = 902 \text{ wattios} \dots (187)$$

B.1.3. Pérdidas ohmicas en el devanado de conmutación:

Las pérdidas en el circuito de conmutación se hallarán a partir de su resistencia y de la corriente circulantes

$$P_3 = R_{ceT} \times I_a \dots (188)$$

$$P_3 = (530)^2 \times 19.6 \times 10^{-4} = 550 \text{ wattios} \dots (189)$$

B.2. Cálculo de las Pérdidas Adicionales en el Cobre.

Las pérdidas adicionales en el cobre son dos:

- a.- las pérdidas debidas al campo transversal en la armadura en el momento del cortocircuito de conmutación.
- b.- las pérdidas causadas por las corrientes circulatorias.

B.2.1 Cálculo de las pérdidas debidas al campo transversal:

El aumento de resistencia del conductor situado en una rama que ingresa en la zona de influencia del campo se encuentra mediante:

$$k = \frac{4}{9} \frac{m^2 z^2 F}{\pi} \dots (190)$$

en donde m es el número de conductores superpuestos, 2 en nuestro caso, z es el factor que toma en cuenta las dimensiones de las tiras que forman cada conductor, se le conoce como el factor reductor de altura, F es un factor que toma en cuenta la duración del cortocircuito de conmutación.

El factor z se encuentra mediante la relación:

$$z = 2 \pi h \left(\frac{b_{cu}}{w_s} \times \frac{f}{(2 \cdot 10^5)} \right)^{\frac{1}{2}} \dots (191)$$

Si la conmutación es rectilínea, el factor F se hallará a partir de:

$$F = \frac{0.116}{\sqrt{13} + T_{cc}} \dots (192)$$

$$z \quad T_1$$

en que T_{cc} es la duración del cortocircuito si tenemos w bobinas por capa en cada rama y T_1 el tiempo en que un punto recorre el paso polar referido al conmutador.

La relación T_{cc} / T_1 se puede hallar mediante la expresión:

$$\frac{T_{cc}}{T_1} = \frac{a_c' + (u-1) t_{co}}{t_{cop}} \dots (193)$$

en donde T_{cop} es el peso polar referido al conmutador.

De la ecuación (191) obtenemos:

$$z = 0.725 \text{ cm} \dots (195)$$

De la ecuación (192) el factor F :

$$F = 0.254 \dots (196)$$

Con estos valores podemos hallar cuál será el aumento de resistencia de la armadura:

$$k = \frac{4}{3\pi} \times z^2 \times 0.725^2 \times 0.254 = 0.227 \dots (197)$$

Las pérdidas óhmicas óhmicas que ocurren dentro de los conductores situados dentro de las ranuras de armadura son:

$$P_1' = P_1 \times \frac{l_{ca}}{l_c} \dots (198)$$

$$P_1' = 2195 \times \frac{25.5}{64.4} = 905 \text{ wattios} \dots (199)$$

Las pérdidas adicionales en el cobre debido al flujo transversal serán:

$$P_4 = P_1' \times k \dots (200)$$

$$P_4 = 905 \times 0.227 = 205 \text{ wattios} \dots (201)$$

B.2.2. Cálculo de las pérdidas adicionales debidas a las corrientes circulatorias:

Las pérdidas por corrientes circulatorias se encuentran a partir de la hipótesis de que puede existir una corriente que al circular por la armadura producirá las mismas pérdidas.

La densidad de corriente de esta corriente será:

$$d_{coi} = \frac{C h f}{\rho} (B_{dt}^{n1} \times 10^{-3} \times 16) \times 10^{-4} \quad \text{A/mm}^2 \quad \dots (202)$$

en donde:

B_{dt}^{n1} = densidad de flujo aparente en la base del diente

C es una constante que en máquinas de corriente continua varía entre 2 y 2.5

h es la altura de la tira que forma el conductor. (cm)

f la frecuencia en ciclos por segundos.

$$d_{coi} = \frac{2 \times 0.7 \times 60}{0.0216} (16.69 - 16) \times 10^{-4}$$

$$d_{coi} = 0.0216 \text{ Amperios/mm}^2 \quad \dots (203)$$

Las pérdidas debidas a las corrientes circulatorias son:

$$P_g = P_i \times \left(\frac{d_{coi}}{d_a} \right)^2 = 40.5 \text{ wattios} \quad \dots (204)$$

Al analizar las expresiones empleadas para calcular las pérdidas adicionales vemos que la altura del conductor es fundamental. El hecho de haber puesto dos tiras de cobre en paralelo para tener una sección adecuada en el conductor de armadura nos ha permitido tener pérdidas por corriente circulatoria prácticamente despreciables.

2.3. Cálculo de las Pérdidas en el Hierro.

Las pérdidas en el hierro tienen dos causas:

- La Histéresis y
- Las corrientes circulatorias.

Las partes de la máquina de corriente continua sujetas a la histéresis y a las corrientes circulatorias son:

- La Corona del Inducido
- Los dientes de Armadura y
- La superficie de las zapatas polares.

2.3.1. Cálculo de las pérdidas en la corona del inducido

La corona del inducido está constituida por láminas de acero eléctrico de 0.5 mm de espesor. Las pérdidas unitarias para tales planchas es de 3.6 w/kg. Las constantes del material para la histéresis y las corrientes circulatorias son:

$$C_h = 4.8 \dots\dots(205)$$

$$C_{ec} = 19.2 \dots\dots(206)$$

La inducción máxima en la corona a plena carga es:

$$B_{co \text{ max}} = 13 \text{ 100 gauss} \dots\dots(207)$$

El peso del hierro de la corona del inducido es:

$$W_{Fe} = \delta \times K_{Fe} \times l_{co} \left(\left(\frac{D_{co}}{2} - h_{dt} \right)^2 - \left(\frac{D_{oj}}{2} \right)^2 \right) \pi \times 10^{-3} \dots\dots(208)$$

$$W_{Fe} = 7.8 \times 0.9 \times 25.5 \left(\left(\frac{32.8}{2} - 3.44 \right)^2 - \left(\frac{13.9}{2} \right)^2 \right) \pi \times 1.4 \times 10^{-3}$$

$$W_{Fe} = 41.7 \text{ kilogramos} \dots\dots(209)$$

Las pérdidas por histéresis y por corrientes parásitas en el hierro se hallarán mediante la expresión:

$$P_6 = P_{fh} + P_{fc} \dots (210)$$

$$P_6 = \left[h_1 C_b f \times 10^{-7} + h_c C_{ec} (e f \times 10^{-2}) \right] B_{\text{max}}^2 \times 10^{-8} \times V_{\text{Fe}} \dots (210a)$$

dónde h_1 es el factor de histéresis si el flujo no es perfectamente sinusoidal, las curvas para hallarlo se encuentran en la figura N° 15. El factor h_c es el factor que toma en cuenta la no sinusoidalidad del flujo, lo hallamos en las curvas de la figura N° 16.

$$h_1 = 1.1 \dots (211)$$

$$h_c = 2.1 \dots (212)$$

Substituyendo los valores de (205) , (206) , (207) , (209) (210a) , (211) y (212) en (210 a) obtenemos:

$$P_6 = 480 \text{ wattios} \dots (213)$$

3.3.2. Cálculo de las pérdidas en los dientes de armadura:

Los dientes de armadura están constituidos del mismo material que la corona de la armadura.

Las pérdidas que tienen lugar en los dientes tienen el mismo origen que las pérdidas en la corona a la cual son solidarios. La diferencia reside en que en los dientes no influye la no sinusoidalidad del flujo.

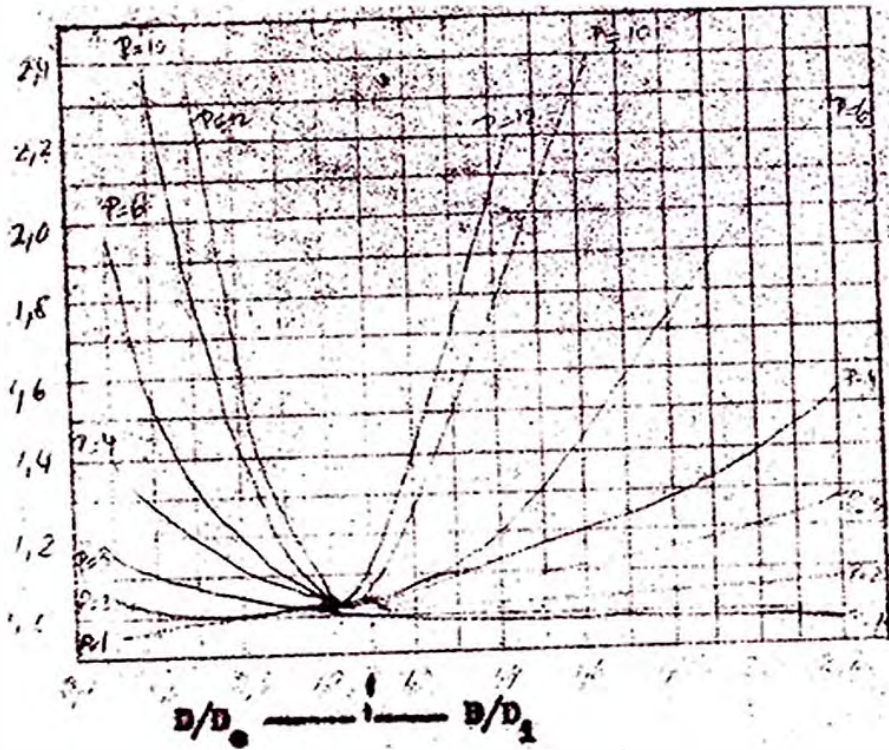


Fig N° 15 : Factor de histéresis en función de los
Diámetros exteriores y del eje.

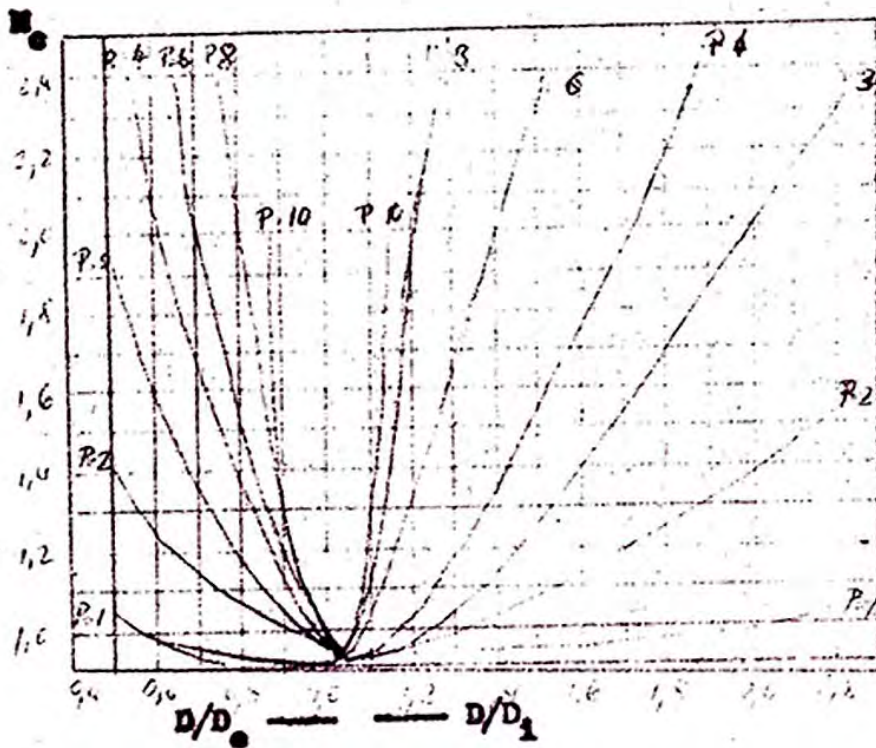


Fig N° 16: factor de corrientes parásitas en función de
los diámetros.

Las pérdidas totales en los dientes se hallarán entonces mediante la relación:

$$P_7 = 1.25 \times W_{dt} \times B_{dt}^2 \times 10^{-8} \left[C_m f \times 10^{-2} + 2 \times C_{ce} \left(\frac{e f}{100} \right)^2 \right]$$

. . . . (214)

La inducción media en los dientes a plena carga es:

$$B_{dt} = 13\ 000 \text{ gauss}$$

. . . . (215)

El peso del fierro utilizado para los dientes es:

$$W_{dt} = \delta \times l \times h_{dt} \times b_{dt} \times N_{dt} \times K_{fe} \times 10^{-3}$$

. . . . (216)

$$W_{dt} = 7.8 \times 0.9 \times 25.5 \times 3.44 \times 0.8 \times 36 \times 10^{-3}$$

$$W_{dt} = 17.7 \text{ kilogramos}$$

. . . . (217)

Con estos datos podemos calcular las pérdidas en los dientes:

$$P_7 = 237 \text{ wattios}$$

. . . . (218)

3.3. Cálculo de las pérdidas Superficiales:

A medida que van pasando los dientes cerca de la superficie de la zapata polar, la densidad de flujo varía en dicha superficie dando lugar a pérdidas en el material de que están hechas las zapatas.

Las pérdidas superficiales se calculan a partir de la relación:

$$p'_8 = k_s \left(\frac{z_n n}{10\ 000} \right)^{1.5} \left(\frac{B_o t_r}{1\ 000} \right)^2 \text{ wattios/m}^2 \dots\dots(219)$$

en donde k_s es un factor relacionado con el espesor de las láminas que constituyen los polos principales, en nuestro caso tenemos láminas de 1.0 mm de espesor. El factor que corresponde es:

$$k_s = 0.46 \dots\dots(220)$$

B_o es el valor medio de la inducción máxima y mínima en un mismo punto de la superficie de la zapata:

$$B_o = B'_o K_g B_a \dots\dots(221)$$

donde B'_o es el factor que hace intervenir el entrehierro y el paso de la ranura causante de las pulsaciones de flujo. En nuestro caso la relación entre el ancho de la ranura y el entrehierro es:

$$w_g / d = 1.6 \dots\dots(222)$$

Con este valor en la figura N° 17 hallamos el valor de B'_o .

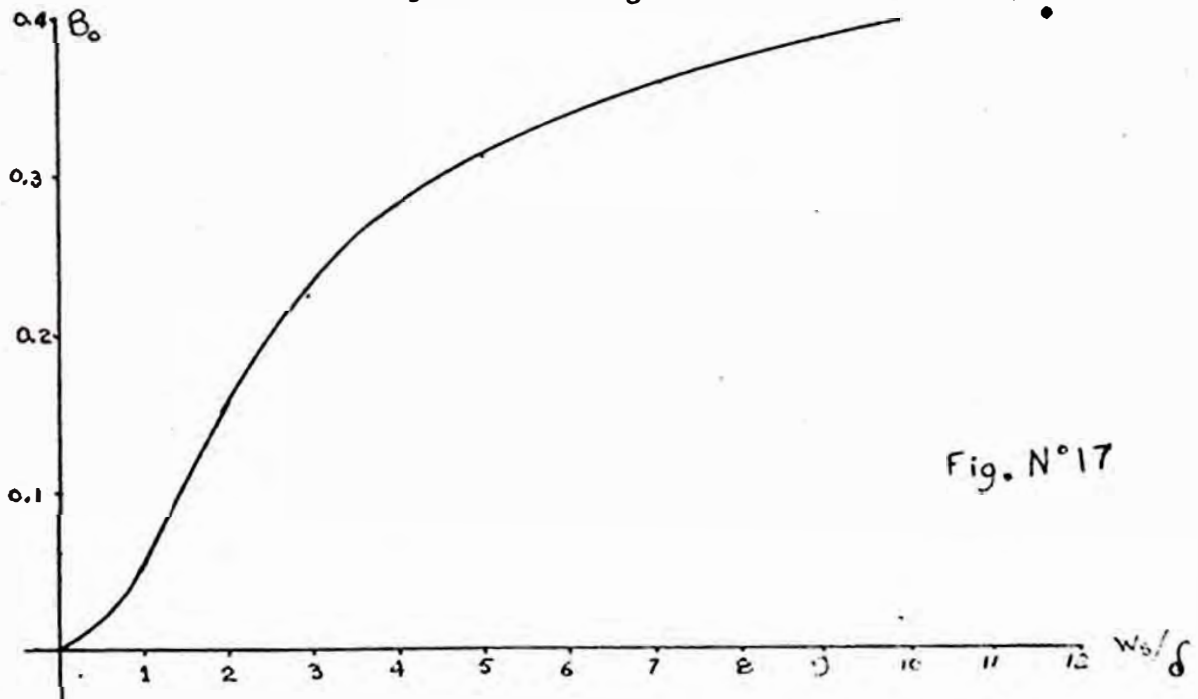


Fig. N° 17

En la figura N° 17 obtenemos $B_f = 0.11$ (223)

Aplicando la ecuación (221) obtenemos :

$$B_o = 0.11 \times 1.13 \times 7250 = 900 \text{ gauss} \quad(224)$$

De la ecuación (219) obtenemos las pérdidas por unidad de superficie:

$$P_g^i = 169 \text{ wattios/ m}^2 \quad(225)$$

La superficie de las caras de las zapatas es:

$$S_p = 4 \times 0.166 \times 0.279 = 0.185 \text{ m}^2 \quad(226)$$

Las pérdidas superficiales totales serán:

$$P_g = 169 \times 0.185 = 31.4 \text{ wattios.} \quad(227)$$

B.4. Cálculo de las Pérdidas en las Escobillas.

En las escobillas se producen dos tipos de pérdidas, las pérdidas por contacto de las escobillas y las pérdidas por fricción.

Se llaman la pérdidas por contacto a las pérdidas que ocurren en el momento que una cierta intensidad pasa del colector a las escobillas.

Las pérdidas por fricción son debidas al roce de las escobillas sobre la superficie del colector. Estas pérdidas son independientes de la intensidad que circula por las escobillas.

B.4.1. Pérdidas por contacto de las Escobillas:

Según las normas de la A. I. E. E. las pérdidas por contacto deben calcularse teniendo en cuenta una caída de tensión por contacto de 2 voltios. Es menester asumir la caída de tensión por contacto porque depende de tantos factores que no es posible hallar su ley de variación.

Las pérdidas por contacto se calcularán entonces :

$$P_g = 2 \text{ voltios} \times I_g \dots\dots(228)$$

$$P_g = 2 \times 530 = 1\ 060 \text{ wattios} \dots\dots(229)$$

B.4.2. Cálculo de las pérdidas por fricción de las Escobillas.

Las pérdidas por fricción obedecen a las leyes de Coulomb sobre el rozamiento de los cuerpos. Dependen pues de la presión aplicada por el portaescobilla y de la velocidad periférica del colector:

$$P_{10} = 9.81 \times p_g \times S_{ca} \times V_c \times \mu \dots\dots(230)$$

en dónde: p_g = presión de las escobillas, 0.2 kg/cm^2 en nuestro caso.

S_{ca} = la superficie de contacto, aquí 50 cm^2

V_c = la velocidad periférica del colector, 19.6 m/s .

μ = coeficiente de fricción cobre-carbón, según datos del fabricante es : 0.2

$$P_{10} = 9.81 \times 0.2 \times 0.2 \times 50 \times 19.6 = 385 \text{ wattios} \dots\dots(231)$$

B.5. Cálculo de las Pérdidas por ventilación y fricción en los cojinetes:

Las pérdidas por fricción y por pérdidas en los cojinetes al igual que las pérdidas debidas a la ventilación debemos estimarlas en el presente caso, debido a la imposibilidad de medir el caudal de aire movido por los ventiladores ya que la máquina se halla descarnada, y a la ausencia de los cojinetes que deberán escogerse. La elección de los cojinetes, repetivos, no hace parte del diseño eléctrico y por lo tanto no la tratamos.

Para motores de corriente continua, con ductos para ventilación y carcasa a prueba de goteo, como en nuestro caso, las pérdidas son del orden de 0.4 a 0.6 % de la potencia nominal.

$$P_{11} = 0.5 \times 10^{-2} \times 110\ 000 = 550 \text{ wattios} \quad \dots (232)$$

B.6. Cálculo de las pérdidas Totales:

Las pérdidas totales serán la suma de las pérdidas calculadas en los acápite anteriores:

$$P_t = 2\ 195 + 902 + 550 + 205 + 40.5 + 480 + 237 + 31.4 \\ + 1\ 060 + 385 + 550 \\ P_t = 6\ 635.9 \text{ wattios} \quad \dots (233)$$

Estas pérdidas totales nos dan una idea aproximada de la potencia que no va a ser transformada en energía mecánica sino disipada en forma de calor. Estas pérdidas calculadas son aproximadas pues hay circunstancias como la antigüedad del material, su tratamiento por parte de los obreros etc. que hacen variar las propiedades de los materiales. Las pérdidas reales se pueden hallar únicamente a partir de ensayos.

B.7. Cálculo de la Eficiencia.

La eficiencia de una máquina es la relación que hay entre la potencia que absorbe y la potencia que entrega en otra forma de energía. La eficiencia se puede expresar en función de la potencia de salida y de las pérdidas:

$$\eta = \frac{P}{P + P_t} \quad \dots\dots(234)$$

La eficiencia de nuestra máquina será, a carga nominal:

$$\eta = \frac{110\ 000}{110\ 000 + 6\ 635.9} = 0.945 \quad \dots\dots(235)$$

Expresada en porcentaje es:

$$\eta = 94.5\ \% \quad \dots\dots(236)$$

Cómo hemos dicho anteriormente, las pérdidas son aproximadas y, en consecuencia, la eficiencia también. No hemos juzgado necesario calcular las pérdidas para diferentes cargas y la eficiencia correspondiente pues los cálculos serían muy imprecisos y no concordarían con la realidad. Para tener estos datos con cierta precisión tenemos que hacer la prueba de la máquina en un laboratorio equipada para ello.

CALENTAMIENTO

En este capítulo vamos a calcular la temperatura a la cuál llegarán las diferentes partes de la máquina cuando lleguen al punto de estabilidad térmica, es decir cuando la transferencia de calor al aire de refrigeración sea constante.

Este cálculo, al igual que los del capítulo anterior, es aproximado porque la energía térmica a disiparse está constituida por las pérdidas que ocurren en cada parte de nuestra máquina.

Las pérdidas en las diferentes partes de las máquinas eléctricas se convierten en calor, lo cual produce una elevación de temperatura sobre la del aire circundante. El valor de la temperatura final depende de la capacidad calorífica de los varios materiales aislantes usados y de la rapidez con la cuál el calor pueda ser conducido, de dichos materiales, al aire ambiente. La temperatura final se alcanza cuando el calor se disipa con la misma rapidez con que es generado. La teoría del flujo del calor en máquinas eléctricas, ha sido desarrollada por algunos autores; no hemos empleado estas teorías por ser muy largos los cálculos y por lo tanto impropios para una simple verificación. La temperatura podrá determinarse con razonable precisión con ayuda de los datos de prueba de máquinas similares. La fórmula general para la elevación de temperatura es:

$$T = \frac{C_e}{S / P} \quad \dots (237)$$

en donde:

T es la elevación de temperatura en grados centígrados.

C_e es el coeficiente de enfriamiento, deducido a partir de pruebas efectuadas en máquinas semejantes.

S/V es la relación que existen entre la superficie de disipación y las pérdidas de una parte de la máquina.

La elevación de temperatura no deberá pasar los límites permitidos por las normas para cada clase de aislamiento.

C.1. Cálculo del calentamiento del rotor de la armadura:

C.1.1. Cálculo de la superficie de disipación de la armadura:

La superficie de la armadura comprenderá el área del fierro y la de las cabezas de bobinas.

Si tomamos en cuenta el aumento ficticio de la superficie debido a su giro, la superficie de disipación se calculará a partir de:

$$S_a = \left\{ \left[\pi D (1-2l_0) + \pi D_1 l + \frac{\pi}{4} (D^2 - D_1^2) (2 + n_d) \right] \right\} (1 + 0.00168 V_a) \dots (238)$$

en donde:

- D es el diámetro de la armadura
- D₁ es el diámetro del eje
- l la longitud de la armadura
- l₀ la distancia del vértice de la bobina a la armadura.
- n_d el número de ductos de ventilación
- V_a = la velocidad de armadura, en m/minuto

En nuestro caso la superficie de disipación es:

$$S_a = 43\ 800\ \text{cm}^2 \quad \dots\dots(239)$$

C.1.2. Cálculo de las pérdidas de la armadura:

Las pérdidas de la armadura consistirán en las pérdidas ohmicas del arrollamiento de armadura, las perdidas adicionales en el cobre de la armadura y en las pérdidas en el hierro del inducido:

$$P_a = 3\ 157\ \text{wattios} \quad \dots\dots(240)$$

C.1.3. Cálculo de la elevación de temperatura:

La superficie de enfriamiento por watt de pérdida será:

$$S_a / P_a = \frac{43\ 800}{3\ 157} = 13.95\ \text{cm}^2 / \quad \dots\dots(241)$$

El coeficiente de enfriamiento para máquinas con aberturas de ventilación y de una potencia semejante es: $C_c = 350$

La elevación de temperatura será entonces:

$$T_a = \frac{350}{13.95} = 25.5\ ^\circ\text{C} \quad \dots\dots(242)$$

C.2. Cálculo de la elevación de Temperatura en el Colector

En el colector la superficie de disipación será, considerando su velocidad:

$$S_c = \pi D_c l_c (1 + 0.00168 V_c) \quad \dots\dots(243)$$

$$S_c = 6\ 127.52\ \text{cm}^2 \quad \dots\dots(244)$$

Las pérdidas que dan lugar a la elevación de la temperatura del colector son las pérdidas de contacto y las pérdidas por fricción. En nuestro caso las pérdidas del colector serán:

$$P_{co} = 1\ 080 + 385 = 1\ 465 \text{ wattios} \quad \dots (245)$$

La superficie por wattios de pérdidas es:

$$S/P_{co} = 4.2 \text{ cm}^2 / \text{wattio} \quad \dots (246)$$

El coeficiente de enfriamiento para colectores de cobre sin cirujos es 100.

La elevación de temperatura del colector será:

$$T_{co} = \frac{100}{4.2} = 23.8 \text{ }^\circ\text{C} \quad \dots (247)$$

C.3. Calentamiento de las bobinas de Conmutación:

C.3.1. Cálculo de la superficie de disipación:

La superficie de disipación de bobinas sin ductos de ventilación es:

$$S = 2(d + h)Lp' \quad \dots (248)$$

en donde d es la profundidad ó ancho de la bobina,

h es la altura de la misma,

L es la longitud media de la espira, y

p' el número de bobinas del circuito.

Si la bobina tiene ductos de ventilación habrá agregar el área del ducto.

En nuestro caso las bobinas de conmutación tienen ductos de ventilación en ambos extremos (ver la Figura N° 14):

El area de disipación será en este caso:

$$S_{co} = 2(2.6 + 8)56.7 \times 4 + 4\left(\frac{\pi \times 3.25 \times 8}{2}\right)$$

$$S_{co} = 4\ 983\ cm^2 \quad \dots \dots (249)$$

C.3.2. Cálculo del Coeficiente de Enfriamiento:

Para las bobinas con ductos de ventilación en los extremos el coeficiente de enfriamiento se calcula a partir de la relación:

$$C_g = C'' + 140(1 - f_g) d \quad \dots \dots (250)$$

en donde:

C'' es un factor que toma en consideración la velocidad del aire movido por la armadura. Se encuentra a partir de las curvas de la figura N° 18.

f_g es el factor espacio de la bobina, la relación entre el volumen del cobre y el volumen de la bobina.

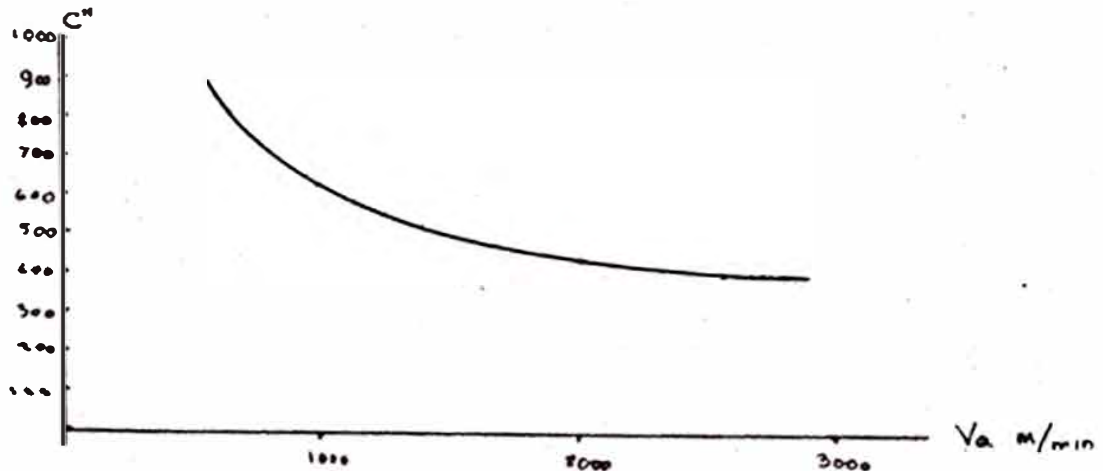


Fig. N° 18 : Coeficiente de enfriamiento de bobinas.

En la figura N° 18 vemos que a la velocidad periferica de armadura = 1860 m/minuto corresponde $C'' = 450 \dots (251)$

En estas bobinas el factor de espacio es:

$$f_s = \frac{8 \times 200 \text{ mm}^2}{80 \text{ mm} \times 27 \text{ mm}} = 0,74 \dots (252)$$

El factor de enfriamiento será:

$$C_e = 450 + 140 (1 - 0,74) 2,7 = 541 \dots (253)$$

C.3.3. Cálculo de la elevación de temperatura:

Aplicando la fórmula dada en (237) y considerando de que las pérdidas en el arrollamiento de computación son de 550 wattios , obtenemos:

$$T_e = \frac{541}{\frac{4983}{550}} = 59,8 \text{ } ^\circ\text{C} \dots (254)$$

C.4. Calcule del Calentamiento del Devanado de Excitación.

Las pérdidas en el devanado de excitación son:

$$P = (4,1)^2 \times 34,5 = 585 \text{ wattios} \dots (255)$$

La superficie de disipación es:

$$S_e = 2(3,45 + 9) 86,1 \times 4 = 8610 \text{ cm}^2 \dots (256)$$

La relación watts-centímetros es:

$$S_e / P = \frac{8610}{585} = 14,5 \text{ cm}^2/\text{watts} \dots (257)$$

El coeficiente de enfriamiento para bobinas sin ductos de ventilación es:

$$C_e = C'' + 178 (1 - f_g) d \dots (258)$$

El factor de espacio en este caso es:

$$f_g = \frac{965 \times 2,08 \text{ cm}^2}{90 \times 34,5} = 0,645 \dots (259)$$

Aplicando (258) y considerando que el ancho de la bobina es 3,45 cm obtenemos para el coeficiente de enfriamiento:

$$C_e = 668 \dots (260)$$

Aplicando la ecuación (237) y con el valor del coeficiente de enfriamiento obtenido en (260) y la relación de pérdidas por unidad de superficie de (257) hallamos una diferencia de temperatura de:

$$T = \frac{668}{14,5} = 46 \text{ }^\circ\text{C} \dots (261)$$

No nos queda más que decir que la elevación de temperatura admisible para aislamiento tipo A, es según las normas americanas 55°C, para aislamiento tipo B, 70°C.

Las normas Francesas de la U.T.E. admiten que la máxima temperatura admisible para un arrollamiento cerrado sobre sí mismo, como lo es el de conmutación ó de excitación es de 70°C.

Podemos considerar de que nuestros arrollamientos cumplen con los requisitos dados por las normas.

BIBLIOGRAFIA

"DISEÑO DE APARATOS ELECTRICOS" John H. Kuhlmann, Sección 1,
capítulo 1 a capítulo 8, Editorial Continental S.A. - 1959

"TERIA, CALCULO, CONSTRUCCION DE LAS MAQUINAS DE CORRIENTE
CONTINUA" Tomo IV, Colección de la Escuela de Técnico
Electricista, Ing. H. Trenkman, Editoria Labor S.A.
Segunda edición - 1946.

"CALCOLO E DETERMINAZIONE DELLE DIMENSIONI DELLE MACCHINE
ELETTRICHE" Dr. Ing. H. Linschitz, Sección 1, 3, 9.
Primera Edición - Editorial Ulrico Hoepli, Milano - 1964