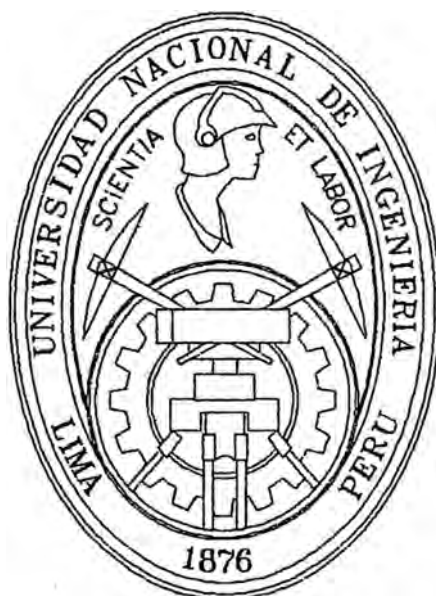


UNIVERSIDAD NACIONAL DE INGENIERIA

FACULTAD DE INGENIERIA ELECTRICA Y ELECTRONICA



CÁLCULO DE UN TRANSFORMADOR DE
POTENCIA DE 25 MVA-60/10 KV

TESIS

PARA OPTAR EL TITULO PROFESIONAL DE
Ingeniero Electricista

Camilo Odulmiro Collazos Salazar

PROMOCION 1989-I
LIMA - PERU
2000

A mis Padres

Esposa e Hijas

**Y a todas aquellas personas que
Colaborarón en una u otra forma
para la culminación de este trabajo.**

**CALCULO DE UN TRANSFORMADOR DE
POTENCIA DE 25 MVA – 60 / 10 kV.**

SUMARIO

El alcance de este trabajo cubre el cálculo electromagnético, mecánico así como el cálculo térmico que se debe tener en cuenta para el diseño integral de un transformador de potencia.

A fin de poder realizar un análisis más detallado del cálculo y cuales son las pautas que se debe tener en cuenta se ha creído conveniente describir en forma breve los conceptos fundamentales de la teoría clásica de los circuitos magnéticos.

Cada uno de los capítulos han sido divididos de tal forma que se pueda entender en forma separada tanto el cálculo electromagnético, mecánico así como el térmico poniendo especial cuidado de que cada tema desarrollado sea perfectamente entendible.

Se ha dejado un capítulo exclusivamente al análisis económico del transformador así como el cálculo que se debe tener en cuenta cuando existe capitalización de pérdidas.

Finalmente el último capítulo está destinado a tener los conocimientos de como se puede desarrollar un programa computacional en el diseño electromagnético, este capítulo no pretende hacer un programa pero puede indicar las pautas que se debe tener en cuenta al realizar un programa computacional.

INDICE

	Página
PROLOGO	1
CAPITULO I	
Conceptos Teóricos de los Circuitos Magnéticos	3
1.1 Campo magnético	3
1.1.1 Producción de un campo magnético	4
1.2 Corriente de magnetización	6
1.3 Comparación entre circuito eléctrico y magnético	7
1.4 Comportamiento magnético de los materiales ferromagnéticos	10
CAPITULO II	
Ecuaciones Fundamentales	13
2.1 Inducción electromagnética	13
2.1.1 Balance ampere-vuelta	16
2.1.2 Cambio de la relación de espiras	16
2.1.3 Corriente de magnetización	16
2.1.4 Circuito equivalente	18
2.2 Proceso de diseño	19
CAPITULO III	
Diseño Eléctromagnético	20
3.1 Núcleo	20
3.1.1 Datos constructivos	21

3.1.2	Uniones	23
3.2	Arrollamientos	26
3.2.1	Tipos comunes de arrollamientos	29
3.2.1.1	Aspectos generales	29
3.2.1.2	Arrollamientos helicoidales	30
3.2.1.3	Arrollamientos de alto voltaje tipo capas múltiples	30
3.2.1.4	Arrollamientos tipo discos	32
3.2.1.5	Arrollamientos hechos con alambre	33
3.2.1.6	Bobinas hechas con folio	33
3.3	Pérdidas en el fierro	34
3.4	Pérdidas ohmicas	38
3.4.1	Pérdidas por corriente Eddy	39
3.4.2	Pérdidas en las vigas de sujeción	40
3.4.3	Pérdidas en el tanque	41
3.5	Aislantes	42
3.6	Aislamientos y distancias	46
3.6.1	Aislamiento de los conductores o aislamiento entre espiras	46
3.6.2	Aislamiento entre capas	49
3.6.3	Aislamiento entre bobinas	50
3.6.4	Aislamiento entre devanados concéntricos y respecto al núcleo	52
3.7	Tensión de cortocircuito	63
3.8	Reactancia de dispersión	65
3.9	Especificaciones Generales de un transformador de 25 MVA	69
3.9.1	Características eléctricas del transformador de potencia	69
3.9.2	Requerimientos de diseño	70
3.10	Estructura y proporción de los arrollamientos	71

CAPITULO IV

Diseño Mecánico	81	
4.1	Fuerzas	81
4.1.1	Corrientes de corto circuito	82
4.1.2	Cálculo de los esfuerzos de cortocircuito	86

4.1.3	Cálculo del esfuerzo sobre semi-bobinas del devanado de alta	94
4.2	Tanque y estructura interior	98
4.2.1	Tanque conservador de aceite	100
4.3	Accesorios	101
4.3.1	Aisladores (Bornes, bushings o pasatapas)	101
4.3.2	Conmutador de tomas en vacío (Gradines)	104
4.3.3	Relé Buchholz	107
4.3.4	Relé de imagen térmica	110
4.3.5	Termómetro de aceite	113
4.3.6	Válvula de alivio de presión	115
4.3.7	Indicador de nivel de aceite	118
4.3.8	Desecador de aire tipo silicagel	118

CAPITULO V

Diseño Térmico		124
5.1	Enfriamiento de transformadores: Consideraciones generales	124
5.1.1	Distribución de temperatura en el núcleo, bobinas y aceite	124
5.1.2	Límites normalizados de calentamientos	127
5.1.3	Configuración del tanque y gradientes de temperatura de las bobinas	127
5.2	Diseño térmico del tanque	129
5.3	Refrigeración en los arrollamientos	133
5.3.1	Medida de la temperatura de los arrollamientos	136
5.4	Cálculo térmico	137
5.4.1	Calentamiento del bobinado de BT	137
5.4.2	Calentamiento del bobinado de AT	137
5.4.3	Temperatura del núcleo	139
5.4.4	Temperatura del aceite	139
5.4.5	Consideraciones térmicas de la preservación del aceite	146

CAPITULO VI

Consideraciones Económicas en el Diseño de Transformadores	149
---	------------

6.1	Comparación económica de transformadores	149
6.2	Precios del transformador	150
6.2.1	Precio de venta	150
6.2.2	Capitalización de pérdidas	151
6.2.3	Precio financiero	152

CAPITULO VII

Programa Computacional para el Diseño de un Transformador

de Potencia	153	
7.1	Formulación del problema	153
7.2	Especificaciones del cliente	158
7.3	Especificaciones del diseñador	159
7.4	Método de cálculo	160
7.4.1	La ecuación básica	160
7.4.2	Cálculo de b_1 , b_2 , s , h_w y b_w	164
7.4.3	Cálculo de J , N y a	165
7.5	Formación de las bobinas	166
7.6	Diagrama de flujo general	167
7.7	Optimización de costos	180
CONCLUSIONES	181	
ANEXO A		
SECCIÓN DEL NÚCLEO	184	
ANEXO B		
CÁLCULO DE REGULACIÓN Y CAIDA DE TENSIÓN	186	
ANEXO C		
CAJA DE BORNES DE ACCESORIOS	188	
ANEXO D		
CROQUIS DE DIMENSIONES	190	
ANEXO E		
PLACA DE CARACTERISTICAS	192	
BIBLIOGRAFIA	194	

PROLOGO

El presente proyecto trata en lo posible de relacionar la teoría clásica de los transformadores con una aplicación práctica de diseño industrial. En el desarrollo se ha tratado de hacer lo más sencillo posible evitando hacer uso de fórmulas matemáticas complicadas. Se ha procurado que este proyecto sea de fácil comprensión y que a la vez sirva de instrumento de trabajo y consulta a todas las personas que lo requieran.

Los temas tratados son los siguientes:

En el capítulo 1, se describe en forma breve los conceptos fundamentales de la teoría clásica de los circuitos magnéticos.

En el Capítulo 2, se estudia las ecuaciones fundamentales que determinan los parámetros básicos para el cálculo del transformador.

En el Capítulo 3, se efectúa un serio análisis del núcleo, bobinas, aislamientos, pérdidas en el hierro, pérdidas en el cobre, impedancia de cortocircuito y características de operación.

En el Capítulo 4, básicamente está referido al estudio del diseño del tanque así como a las fuerzas radiales y axiales que se producen en los transformadores durante un cortocircuito.

En el Capítulo 5, se estudia el diseño térmico en el cual se incluyen el sistema de refrigeración así como el calentamiento que se producen en los devanados, tanque y elementos metálicos como consecuencia del incremento de temperatura que sufre debido a las pérdidas que se producen en los transformadores.

El Capítulo 6, está dedicado al análisis económico del transformador así como la capitalización de pérdidas.

El Capítulo 7, está destinado al desarrollo del diseño electromagnético por medio de un programa computacional interactivo.

CAPITULO I

CONCEPTOS TEORICOS DE LOS CIRCUITOS MAGNETICOS

El transformador es una máquina eléctrica estática destinada a transferir la energía eléctrica de un circuito a otro, utilizando, como enlace principal entre ambos, un flujo común de inducción. El circuito magnético del transformador debe estar construido de tal modo que en él estén suficientemente debilitadas las pérdidas por corrientes parásitas y de histéresis que surgen durante la magnetización.

1.1 Campo Magnético

El campo magnético es el mecanismo fundamental por medio del cual los motores, generadores y transformadores convierten la energía de una forma en otra. La manera como el campo magnético actúa en los diferentes equipos, se pueden describir mediante cuatro principios básicos, que son:

1. Al circular corriente por un conductor se produce un campo magnético alrededor de él.
2. Si a través de una espira se pasa un campo magnético variable con el tiempo, se induce un voltaje en dicha espira. (Esta es la base de la acción transformadora).
3. Si un conductor por el cual circula corriente se encuentra dentro de un campo magnético, se produce una fuerza sobre dicho conductor. (Esta es la base de la acción motora).

4. Cuando un conductor en movimiento se encuentra inmerso dentro de un campo magnético, en dicho conductor se induce un voltaje. (Esta es la base de la acción generadora).

1.1.1 Producción de un campo magnético

La ley básica que gobierna la producción de un campo magnético por una corriente es la Ley de Ampere

$$\int H \cdot dl = I_{\text{net}} \quad (1.1)$$

Donde H es la intensidad del campo magnético producida por la corriente I_{net} . En el sistema internacional de unidades, I se mide en amperios y H en amperios-vuelta por metro.

La fig. 1.1 muestra un núcleo rectangular con arrollamientos de N vueltas, colocado alrededor de una de las columnas del núcleo. Si el núcleo es de hierro o de cualquier otro metal similar (llamados materiales ferromagnéticos), prácticamente todo el campo magnético producido por la corriente permanecerá dentro del núcleo, de tal manera que la trayectoria de integración en la Ley de Ampere será la longitud media del núcleo l_c . Entonces la trayectoria de integración atraviesa una corriente total I_{net} que es igual a NI, ya que la bobina abraza la trayectoria de integración N veces, llevando en cada una la corriente I, la Ley de Ampere se convierte en:

$$H l_c = N I \quad (1.2)$$

En esta ecuación, H es la magnitud del vector de intensidad de campo magnético H. Por lo tanto, la magnitud de la intensidad de campo magnético en el interior del núcleo es:

$$H = N I / l_c \quad (1.3)$$

Puede decirse que la intensidad de campo magnético H es una medida del “esfuerzo” que hace una corriente para crear un campo magnético. La intensidad del flujo magnético producido depende del material del cual esté hecho el núcleo. La relación entre la intensidad de campo magnético H y la densidad de flujo magnético resultante dentro de un material, está dada por la ecuación:

$$B = \mu H \quad (1.4)$$

Donde:

- H Intensidad de campo magnético
- μ Permeabilidad magnética del material
- B Densidad de flujo magnético resultante

El valor efectivo de densidad de flujo magnético que puede producirse en un material está dado por el producto de dos términos:

1. H , que representa el esfuerzo realizado por la corriente para crear el campo magnético.
2. μ , Que representa la facilidad relativa que presta un material para que en él se establezca un campo magnético.

Las unidades de la intensidad de campo magnético son amperios-vuelta por metro, las unidades de la permeabilidad son Henrios por metro y las unidades de la densidad de flujo resultante son Webers por metro cuadrado.

La permeabilidad del espacio libre se denomina μ_0 y su valor es:

$$\mu_0 = 4\pi \times 10^{-7} \text{ H/m}$$

Se llama permeabilidad relativa de un material a la relación entre su propia permeabilidad y la del espacio libre. La permeabilidad relativa sirve para comparar la facilidad con que se puede magnetizar los diferentes materiales.

Puesto que la permeabilidad del hierro es mucho mayor que la del aire, en el caso como el de la fig. 1.1. la mayor parte del flujo permanece dentro del núcleo en vez de pasar a través del aire circundante que tiene una permeabilidad mucho menor. El poco flujo disperso que abandona el núcleo de hierro es muy importante en la determinación de los enlaces de flujo entre bobinas y de los coeficientes de autoinducción de las bobinas en transformadores y motores.

En un núcleo tal como el de la fig. 1.1, la magnitud de la densidad de flujo está dada por:

$$B = \mu H = \mu NI / l_c \quad (1.5)$$

Ahora, el flujo total a través de una superficie determinada está dada por la ecuación:

$$\phi = \int B \cdot dA \quad (1.6)$$

Donde dA es la unidad diferencial de superficie. Si el vector de densidad de flujo es perpendicular al plano de la superficie A , y si la densidad de flujo es constante en toda la superficie, entonces la ecuación se reduce a:

$$\phi = B A \quad (1.7)$$

Por lo tanto, el flujo total debido a la corriente I del arrollamiento colocado alrededor del núcleo de la fig. 1.1 es:

$$\phi = B A = \mu N I A / l_c \quad (1.8)$$

Donde A es la sección transversal del núcleo.

1.2 Corriente de Magnetización

Cuando se conecta una fuente de corriente alterna por el circuito primario del transformador, aun cuando el circuito secundario permanezca abierto, la corriente

que fluye por el circuito primario es la necesaria para crear el flujo en el núcleo ferromagnético, y puede considerarse formada por dos componentes:

- a) La corriente de magnetización i_ϕ , o corriente requerida para producir el flujo en el núcleo del transformador.
- b) La corriente de pérdidas del núcleo i_{h+e} , o corriente requerida para alimentar las pérdidas por histéresis y por corrientes de Foucault (corrientes parásitas).

1.3 Comparación entre Circuito Eléctrico y Magnético

Así como un circuito eléctrico es un sistema de conductores eléctricos por los cuales puede transmitirse corrientes eléctricas, como consecuencia de la aplicación de un voltaje, también se puede definir un “circuito magnético” cuyo comportamiento está gobernado por ecuaciones análogas. El funcionamiento magnético de máquinas y transformadores se puede representar por modelos de circuitos magnéticos. Estos circuitos con frecuencia se usan en el diseño de maquinaria puesto que ayudan a simplificar cálculos que de otra manera resultarían verdaderamente complejos.

En un circuito eléctrico sencillo la fuente de voltaje V , envía una corriente I que recorre todo el circuito pasando por la resistencia R . La relación entre estas cantidades está dada por la Ley de Ohm:

$$V = I R \quad (1.9)$$

En el circuito eléctrico, el voltaje o fuerza electromotriz impulsa la circulación de corriente. Por analogía, la cantidad correspondiente en circuitos magnéticos es la fuerza magnetomotriz (fmm). La fuerza magnetomotriz de un circuito magnético es igual a la corriente efectiva aplicada al núcleo, o:

$$\mathfrak{F} = N I \quad (1.10)$$

Donde \mathfrak{F} es el símbolo para la fuerza magnetomotriz, la cual se mide en amperios-vuelta. En un circuito eléctrico, el voltaje aplicado ocasiona la circulación de una corriente I . De manera similar, en un circuito magnético, la aplicación de una fuerza magnetomotriz produce un flujo magnético ϕ . La relación entre Voltaje y Corriente en un circuito eléctrico está dado por la Ley de Ohm ($V=IR$), de igual forma, la relación entre fuerza magnetomotriz y flujo es:

$$\mathfrak{F} = \phi \mathfrak{R} \quad (1.11)$$

Donde:

\mathfrak{F} : Fuerza magnetomotriz del circuito

ϕ : Flujo magnético en el circuito

\mathfrak{R} : Reluctancia del circuito.

La Reluctancia de un circuito magnético es el análogo de la resistencia eléctrica y sus unidades son amperios-vuelta por weber.

También se tiene el análogo magnético de la conductancia. De la misma manera que la conductancia de un circuito eléctrico es el inverso de su resistencia, la permeancia \wp de un circuito magnético es el inverso de su Reluctancia.

$$\wp = 1 / \mathfrak{R} \quad (1.12)$$

Entonces, la relación entre la fuerza magnetomotriz y el flujo se puede expresar como:

$$\phi = \mathfrak{F} \wp \quad (1.13)$$

En algunos casos resulta más fácil trabajar en circuitos magnéticos con la permeancia que con la Reluctancia.

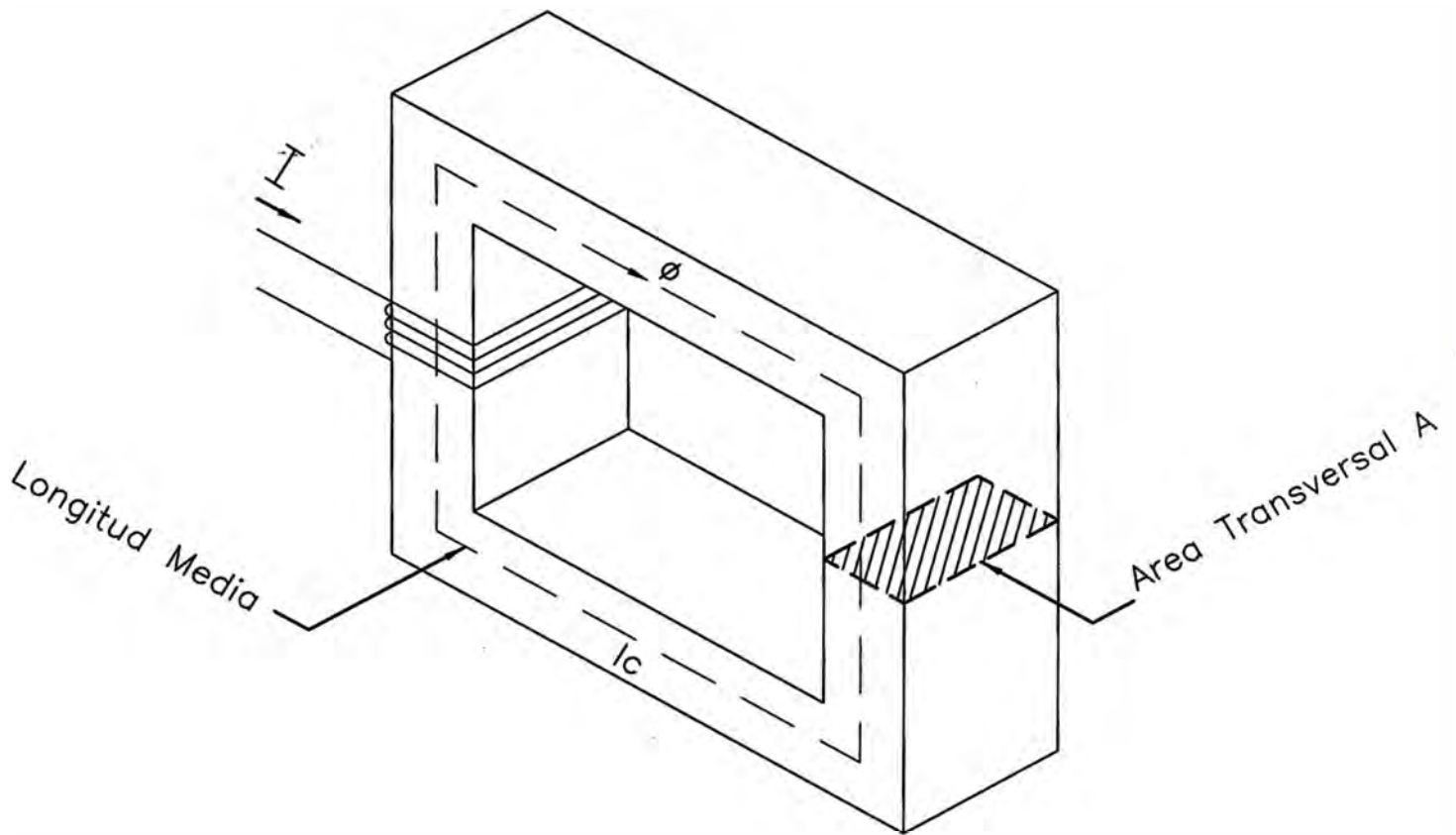
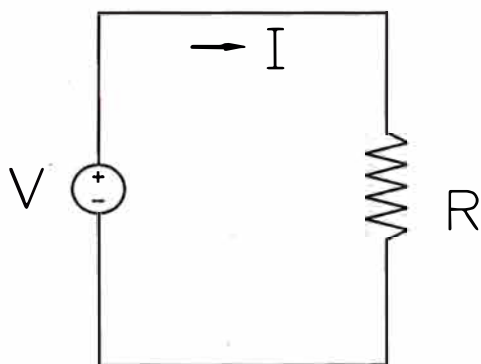
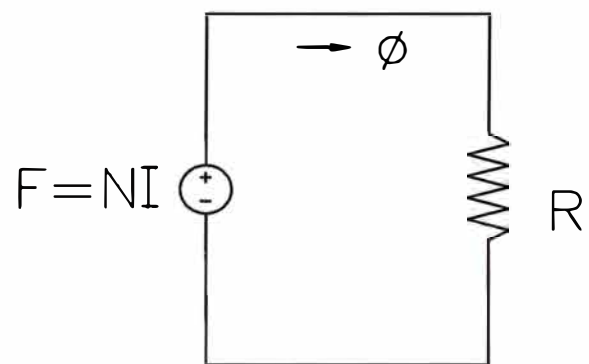


Fig. 1.1 Núcleo Magnético
Maquinas Electricas, Pag.9 Stephen J. Chapman



$$I = V/R$$

(a)



$$\phi = F/R$$

(b)

Fig. 1.2 a) Circuito Eléctrico b) Análogo del Circuito Magnético
Maquinas Electricas, Pag.11 Stephen J. Chapman

Para el caso de la fig. 1.1. El flujo resultante en ese núcleo está dado por la siguiente ecuación:

$$\phi = \mu N i A / l_c \quad (1.14)$$

$$\phi = N i (\mu A / l_c)$$

$$\phi = \mathfrak{F} (\mu A / l_c) \quad (1.15)$$

Al comparar las ecuaciones (1.11) y (1.15) se puede encontrar la Reluctancia

$$\mathfrak{R} = l_c / (\mu_0 A) \quad (1.16)$$

En los circuitos magnéticos las Reluctancias siguen las mismas reglas de las resistencias en los circuitos eléctricos. La Reluctancia equivalente de varias reluctancias en serie es igual a la suma de las reluctancias individuales.

$$\mathfrak{R}_{eq} = \mathfrak{R}_1 + \mathfrak{R}_2 + \mathfrak{R}_3 + \dots \quad (1.17)$$

Igualmente las reluctancias en paralelo se combinan de acuerdo con la ecuación:

$$1 / \mathfrak{R}_{eq} = 1 / \mathfrak{R}_1 + 1 / \mathfrak{R}_2 + 1 / \mathfrak{R}_3 + \dots \quad (1.18)$$

Las permeancias en serie y en paralelo siguen las mismas reglas de las conductancias eléctricas.

1.4 Comportamiento Magnético de los Materiales Ferromagneticos

La permeabilidad magnética está definida mediante la ecuación:

$$B = \mu H \quad (1.19)$$

Para ilustrar el comportamiento de la permeabilidad magnética en materiales ferromagnéticos, consideremos la aplicación de una corriente continua al núcleo mostrado en la fig. 1.1, comenzando con 0 Amp. y luego aumentando lentamente hasta la corriente máxima permisible. Si se dibuja el flujo producido en el núcleo en función de la fuerza magnetomotriz, se obtiene una curva como la de la fig. 1.3a.

Este tipo de gráfica se llama curva de saturación o curva de magnetización. Se puede observar que al comienzo, un pequeño incremento en la fuerza magnetomotriz produce un gran crecimiento en el flujo resultante. Después de un cierto punto, incrementos adicionales de fuerza magnetomotriz producen crecimientos relativamente pequeños en el flujo. Finalmente, un aumento en la fuerza magnetomotriz no produce absolutamente ningún cambio en el flujo. La región en la cual la curva se hace horizontal se llama **región de saturación** y se dice que el hierro está saturado. Al contrario, la región en la cual el flujo cambia rápidamente se llama **región no saturada** de la curva y se dice que el hierro no está saturado. La zona de transición entre las regiones no saturada y saturada a menudo se denomina el “codo” de la curva.

Otra gráfica estrechamente relacionada con la anterior se muestra en la fig. 1.3b en la cual se representa la densidad de flujo magnético B en función de la intensidad magnetizante H .

$$H = NI / l_c$$

$$B = \phi / A$$

Resulta fácil observar que, para un núcleo dado, la intensidad magnetizante es directamente proporcional a la fuerza magnetomotriz y que la densidad de flujo magnético es directamente proporcional al flujo. Por lo tanto la relación B y H tiene la misma forma que la relación entre flujo y fuerza magnetomotriz.

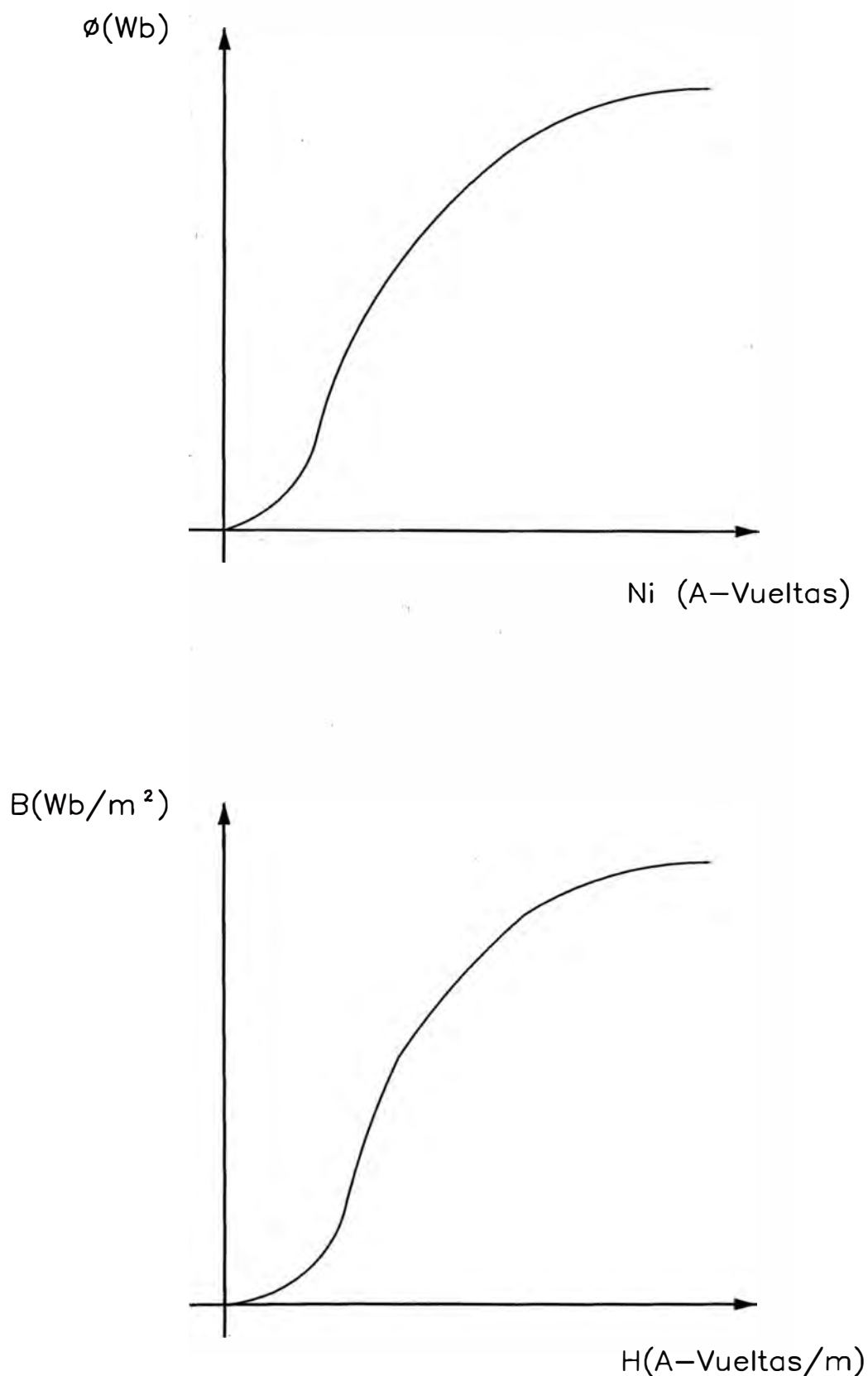


Fig. 1.3 (a) Forma de la curva de magnetización con cc. de un núcleo ferromagnético.

(b) Curva de magnetización expresado en términos de densidad de flujo e intensidad magnetizante.

CAPITULO II

ECUACIONES FUNDAMENTALES

2.1 Inducción Electromagnética

El fenómeno de inducción electromagnética, descubierta por Michael Faraday en 1831, se manifiesta a sí misma en dos formas:

- 1) Como autoinducción producida en inductores e implícitamente en el principio de un autotransformador.
- 2) Como inducción mutua que es la base de los transformadores con dos o más bobinas.

Asumir una bobina con N espiras en un campo magnético y que cada una de las espiras esté vinculada con el mismo flujo magnético ϕ el cual varía con el tiempo. La Ley de la Inducción Electromagnética da para el voltaje instantáneo v , producido a través de la bobina, la siguiente expresión:

$$v = - N \cdot d\phi / dt \quad (2.1)$$

Asumamos que el flujo ϕ varía sinusoidalmente con una amplitud ϕ_m y con una frecuencia f , entonces:

$$\phi = \phi_m \cos(2 \pi f t) \quad (2.2)$$

Luego, de la ecuación (2.1):

$$V = 2 \pi f N \phi_m \sin(2 \pi f t) = V 2^{1/2} \sin(2 \pi f t) \quad (2.3)$$

Lo cual significa que:

$$V / N = 2^{1/2} \pi f \phi_m = 4.44 f \phi_m = 4.44 f B_m A_{Fe} \quad (2.4)$$

Donde B_m es la amplitud de la densidad de flujo sinusoidal y A_{Fe} la sección recta neta del núcleo de hierro que transporta el flujo sinusoidal (ver ecuación 2.2). El cociente V/N en la ecuación 2.4 denota el voltaje por espira de la bobina dada.

En el transformador de dos bobinas representado en la fig. 2.1(a) con N_1 y N_2 que denotan el número de espiras de la bobina primaria y secundaria respectivamente, la relación de espiras n , de la bobina secundaria a la primaria es:

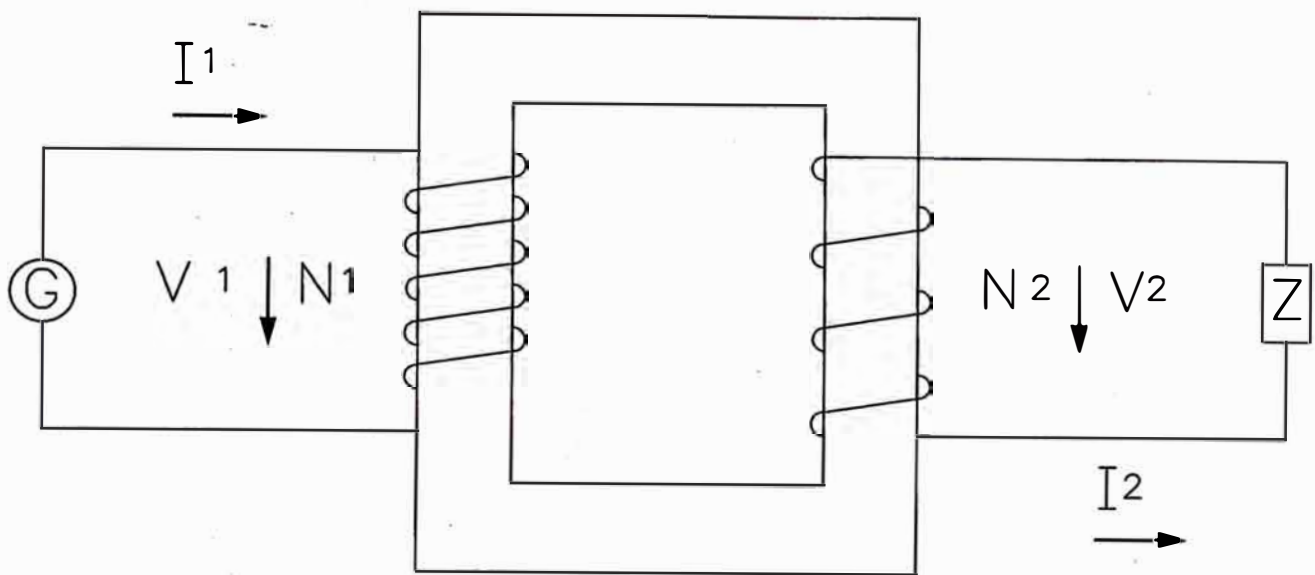
$$n = N_2 / N_1 \quad (2.5)$$

Asumir ahora, un transformador ideal, que es un transformador sin pérdida de flujo ni pérdidas de ningún otro tipo; entonces de acuerdo con las ecuaciones (2.4 y 2.5):

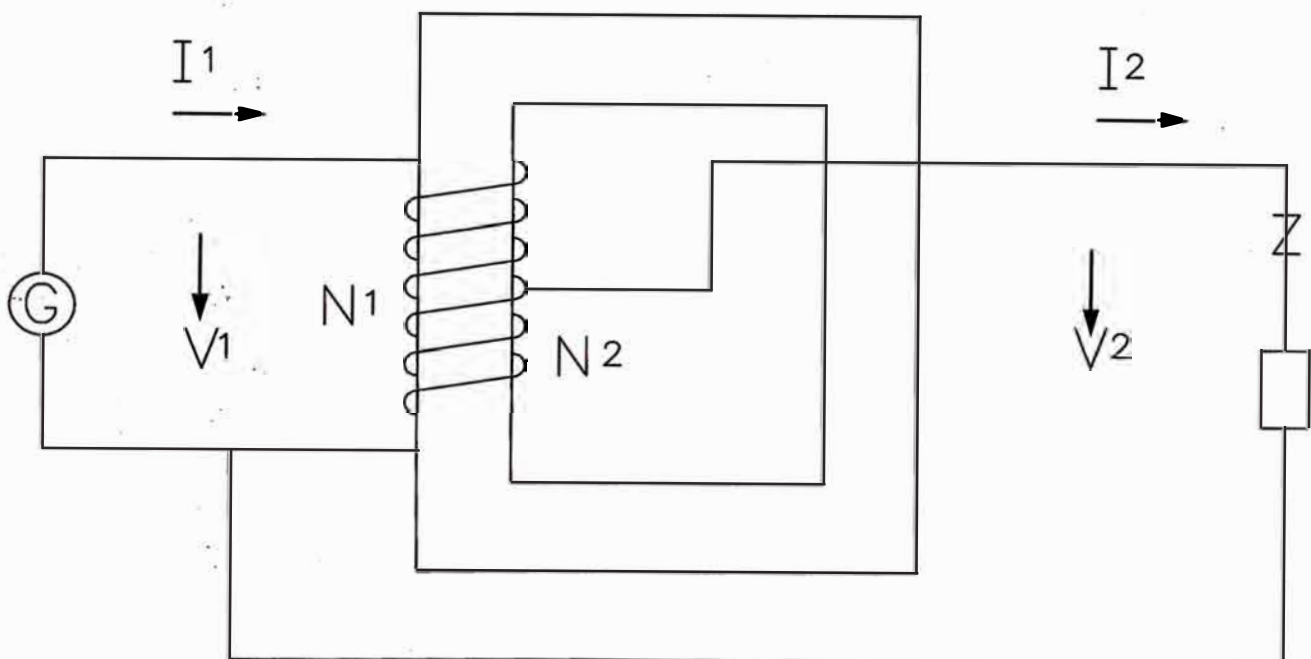
$$n = V_2 / V_1 \quad (2.6)$$

Donde V_2 y V_1 son los voltajes eficaces a través de la bobina secundaria y primaria respectivamente. Un transformador con $n > 1$ es un transformador elevador, y aquel con $n < 1$ es un transformador reductor.

El autotransformador mostrado en la figura 2.1(b) es en principio un inductor con derivaciones que tiene N_1 espiras para la bobina total y N_2 espiras para la parte de la bobina correspondiente a las derivaciones. Tal como se muestra en la misma figura la bobina total funciona como bobina primaria, la cual es conectada a la fuente de tensión, y la parte de las derivaciones corresponde a la bobina secundaria; la relación de espiras es $n < 1$, haciendo que el transformador opere como reductor. Revirtiendo las conexiones de entrada y salida, la relación de espiras cambia a $n > 1$, y el transformador se convierte en un elevador.



(a)



(b)

b) Auto-transformador

a) Transformador con dos arrollamientos

Fig. 2.1 Principio del Transformador

Modern Power Transformer Practice , Pag.2 – R.Feinberg

Los dos transformadores mostrados en la figura 2.1 son monofásicos. En cualquier caso el transformador trifásico sólo representa una lógica extensión del monofásico.

2.1.1 Balance Ampere-Vuelta

Asumir los transformadores idealizados de la figura 2.1, el cual posee un flujo magnético sin corriente de magnetización y en el cual tampoco hay dispersión de flujo ni pérdidas. Con las respectivas corrientes I_1 y I_2 en los circuitos primario y secundario (ver figura 2.1), la ley del balance de amperes-vueltas en las bobinas del transformador indica la siguiente relación:

$$I_2 N_2 = I_1 N_1 \quad (2.7)$$

lo cual significa, con la ecuación (2.5):

$$I_2 / I_1 = 1 / n \quad (2.8)$$

2.1.2 Cambio de la relación de espiras

De acuerdo a la ecuación (2.6) la relación de tensiones de un transformador es alterada cambiando la relación de espiras. Esto se consigue por medio de las derivaciones ya sea en las bobinas del lado primario o en las del lado secundario. El principio de funcionamiento de las derivaciones en la bobina secundaria para un transformador de dos bobinas esta indicado en la figura 2.2(a) y en la figura 2.2(b) para un autotransformador.

2.1.3 Corriente de Magnetización

La permeabilidad relativa del acero del núcleo de un transformador de potencia varia con la magnitud de la densidad del flujo magnético en el núcleo y con el efecto de la histéresis magnética. Los transformadores de potencia son normalmente operados con una tensión sinusoidal en el

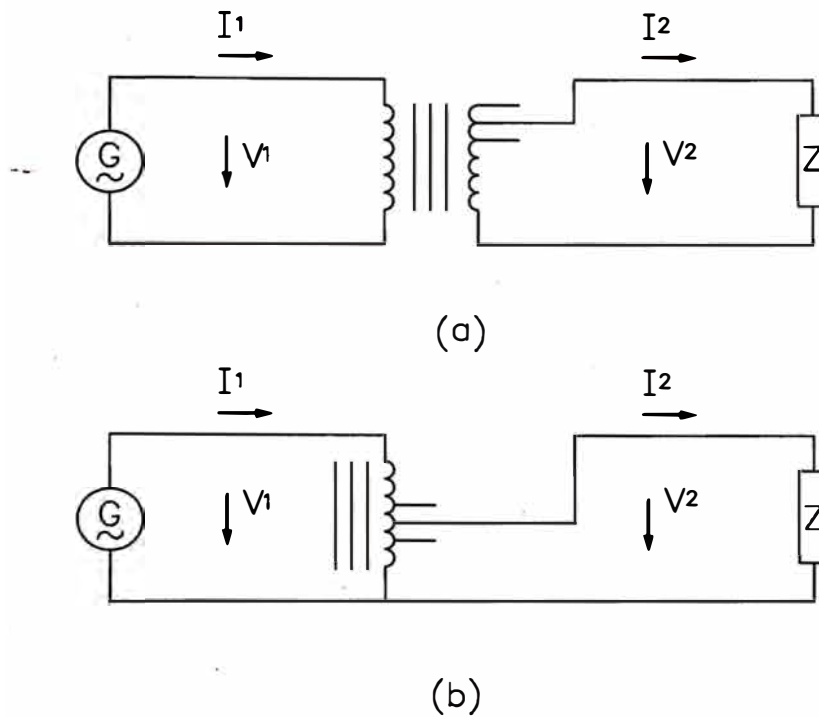


Fig. 2 Transformador con derivaciones en la bobina secundaria:
 b) Auto-transformador
 a) Transformador de dos bobinas

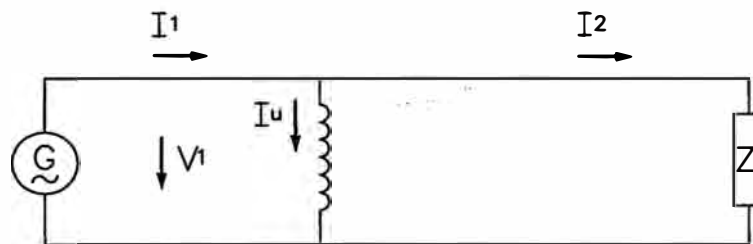


Fig. 2 Circuito equivalente para los transformadores de la Fig.1.1(a) y (b).

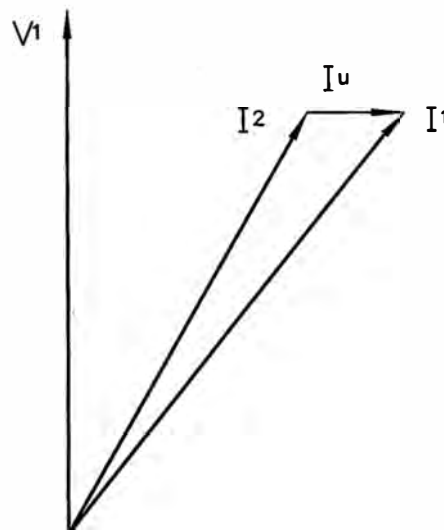


Fig. 2 Diagrama fasorial para el circuito equivalente del transformador.
 Modern Power Transformer Practice , Pag.4,5 – R.Feinberg

primario; esto significa que la densidad de flujo magnético en sus núcleos es sinusoidal y que la resistencia del campo magnético y asimismo la corriente de magnetización son sinusoidales.

La corriente de magnetización contiene las armónicas de tercer orden y ordenes impares superiores que se incrementan sustancialmente a medida que la amplitud de la densidad de flujo magnético alcanza la zona de saturación en la curva característica de magnetización del acero del núcleo.

Hay circunstancias donde el contenido de armónicas de la corriente de magnetización llegan a afectar de manera indeseable la operación de un transformador y del sistema de potencia en general.

2.1.4 Circuito Equivalente

Si asumimos una corriente de magnetización sinusoidal con ausencia de dispersión de flujo y pérdidas, la figura 2.3 muestra el circuito equivalente para los transformadores de la figura 2.1 de acuerdo con las ecuaciones (2.6) y (2.8). Con la notación de las figuras 2.3 y 2.1 tenemos:

$$I_2' = n I_2 \quad (2.9)$$

$$Z' = Z / n^2 \quad (2.10)$$

donde Z es la impedancia de la carga en la figura 2.1 y Z' la impedancia equivalente en la figura 2.3.

De la figura 2.3, la corriente suministrada por la fuente es:

$$I_1 = I_\mu + I_2' \quad (2.11)$$

Donde I_μ es el fasor de la corriente de magnetización suministrada a la bobina primaria del transformador. La figura 2.4 da el diagrama fasorial para el circuito equivalente de la figura (2.3).

2.2 Proceso de Diseño

El proceso de diseño comienza con la especificación del cliente. Esta contiene las características deseadas, las cuales permiten al ingeniero diseñador hacer selecciones económicas entre diferentes materiales y geometrias de construcción. Algunas de estas características son el voltaje, potencia, impedancia, especificación de temperatura y la clase de enfriamiento. Algunos factores adicionales que influyen en el diseño del transformador son los requisitos relativos a devanados terciarios. Después de entender la especificación del cliente, se puede comenzar la optimización del diseño, la mayoría de los transformadores de potencia se diseñan partiendo de un cierto arreglo de devanados y dimensiones del núcleo y de las bobinas. Se calculan las características iniciales del transformador y luego se comparan con las características deseadas. Enseguida se modifican las dimensiones iniciales para cumplir con los requerimientos. La repetición del proceso lleva a un acercamiento más próximo de las características calculadas con las deseadas, los cálculos repetidos, que convergen en el diseño óptimo, se efectúan, por lo general, en computadora. La cercanía de las características calculadas a las características de prueba depende del grado de refinamiento del proceso de diseño, de lo cercanas que hayan sido las propiedades físicas de los materiales usados (en particular las propiedades dieléctricas de los materiales aislantes y las propiedades magnéticas del fierro del núcleo) a las propiedades supuestas en los cálculos de diseño y de la exactitud de los procedimientos y procesos de manufactura.

CAPITULO III DISEÑO ELECTROMAGNETICO

3.1 Núcleo

El núcleo ejerce la función de conductor del flujo magnético a la vez que sirve de soporte mecánico de los arrollamientos. Las partes que soportan los arrollamientos se llaman columnas; las otras, que simplemente sirven para cerrar el circuito magnético se denominan yugos.

La forma constructiva adoptada para este proyecto es el de “tipo de anillo”, de tres columnas en un sólo plano, cada una de las cuales recibe en igual proporción, el arrollamiento primario como secundario de cada una de las fases. Para sistemas simétricos, el flujo es igual en las tres columnas y en los yugos; la sección, es por lo tanto, constante a lo largo de todo el circuito magnético. Sin embargo, puesto que la longitud del circuito correspondiente a la columna central es más corta que aquella que compete a las columnas laterales, la corriente de magnetización no es igual a las tres fases. Cuando el primario está conectado en estrella, la corriente de magnetización en la fase central es más pequeña; en triángulo, por el contrario más grande que en las otras 2 fases. Esta asimetría tiene como consecuencia un desequilibrio de las corrientes en vacío en las 3 fases, lo que por lo demás, carece de importancia práctica.

3.1.1 Datos constructivos

La sección transversal del núcleo de los transformadores es generalmente escalonada e inscrita en una circunferencia, la forma cuadrada o rectangular se usa poco o sólo para transformadores de pequeña potencia, debido al bajo coeficiente de utilización del cobre, ya que las bobinas de los arrollamientos son siempre en forma circular. Con el objeto de favorecer la evacuación del calor, la superficie de los núcleos de transformadores de mediana o gran potencia se aumenta mediante de canales de refrigeración. Estos pueden disponerse, bien en el mismo sentido de las planchas o bien en sentido transversal. En el primer caso los canales son de más fácil realización, en el segundo el efecto de refrigeración es más intenso, ya que el calor se propaga hasta la superficie a través del fierro, sin tener que atravesar el aislamiento de las planchas.

La unión entre yugos y columnas puede efectuarse a superficies planas o a planchas intercaladas. Este último sistema, preferido para transformadores de pequeña y mediana potencia, permite reducir los intersticios de aire y con ello disminuir la Reluctancia del circuito magnético. En las uniones planas con el objeto de evitar cortocircuitos entre planchas cuyo efecto sería un aumento de las pérdidas, hay que intercalar una hoja de presspan o de cualquier otro aislante de buena consistencia mecánica.

Los paquetes formados por las planchas van fuertemente unidos y cerrados mediante pernos convenientemente aislados. El esfuerzo de presión debe alcanzar por lo menos $5 \text{ a } 8 \text{ kg/cm}^2$, con el fin de eliminar el zumbido provocado por la magnetización alterna del núcleo. Para núcleos de mayor sección la compresión se obtiene mediante placas frontales de material antimagnético, cuando se unen placas

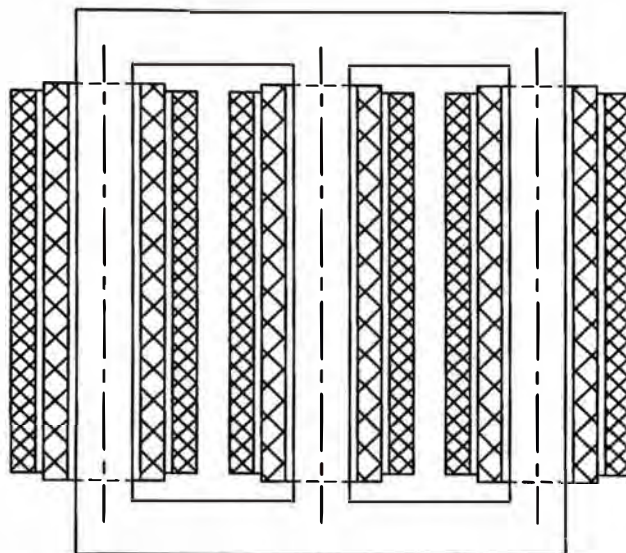


Fig. 3.1 Núcleo Trifásico de anillo.

Teoría, cálculo y construcción de transformadores, Pag.407 – Juan Corrales Martin

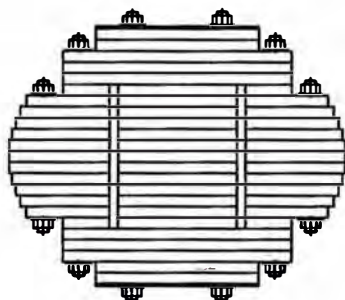
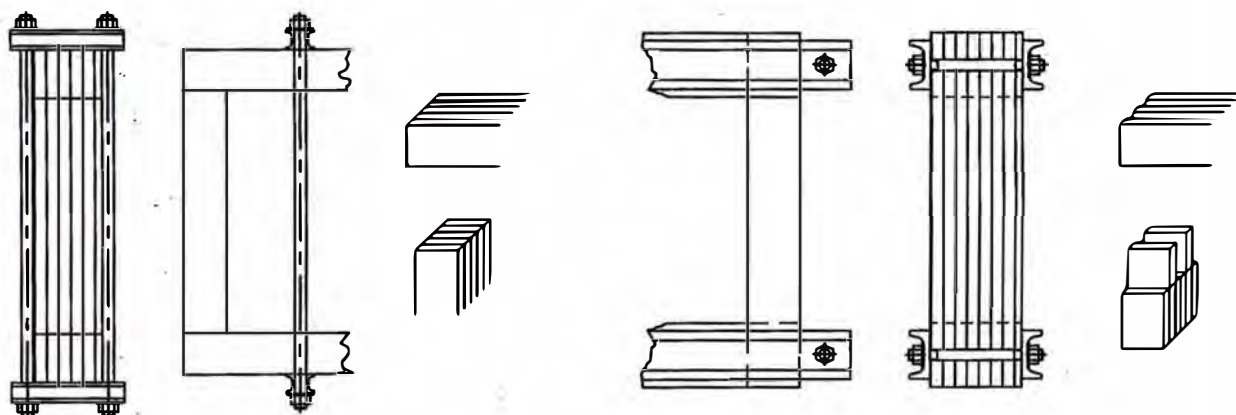


Fig. 3.1a Núcleo circular con canales tansversales.

Teoría, cálculo y construcción de transformadores, Pag.410 – Juan Corrales Martin



a) Acoplamiento plano

b) Acoplamiento intercalado

Fig. 3.1b Acoplamiento de los núcleos.

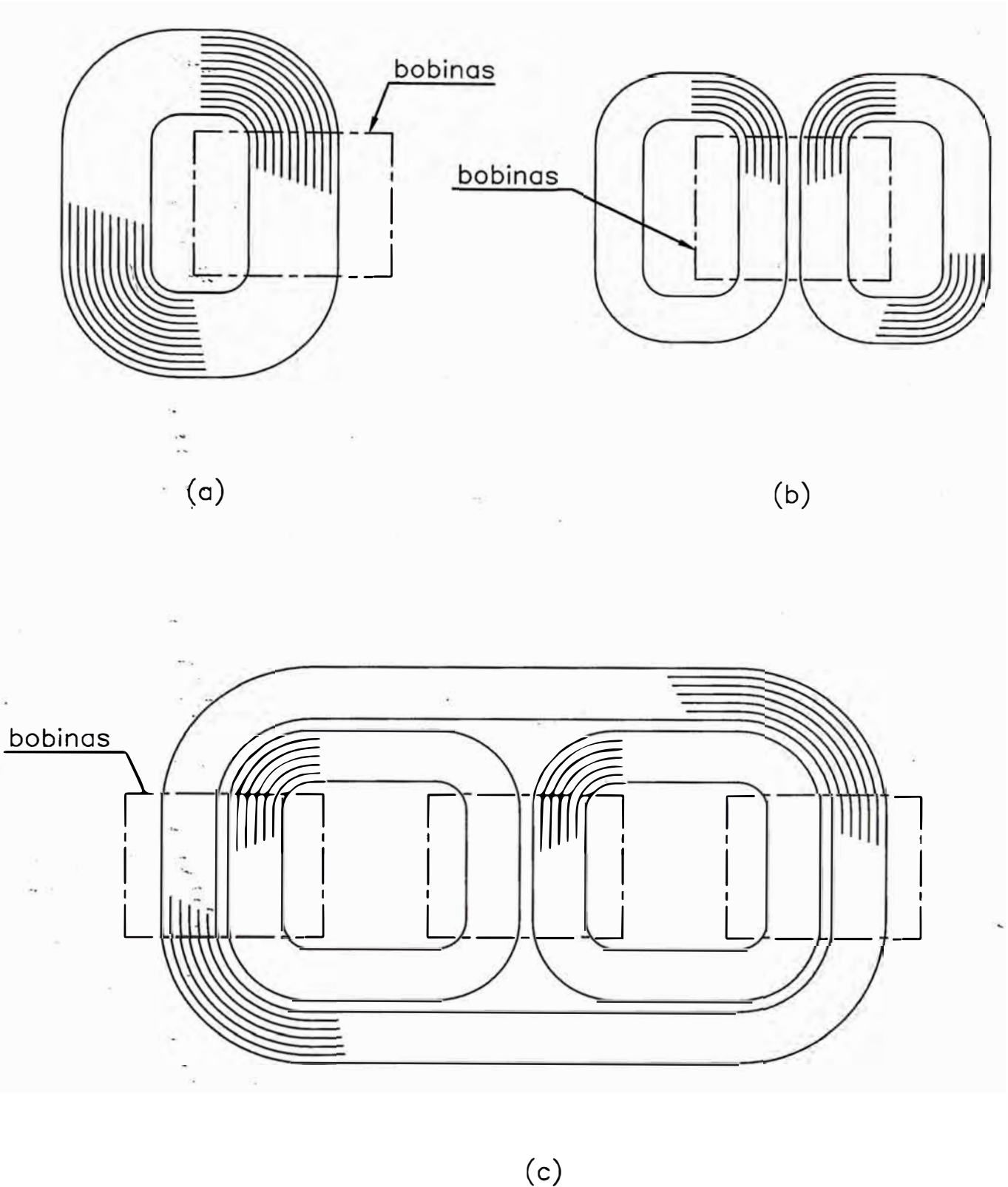
de fierro, estas deben subdividirse longitudinalmente en tramos parciales, para evitar que se engendre en ellas la circulación de corrientes parásitas.

El núcleo de los transformadores presenta una determinada capacidad entre el arrollamiento de alta tensión y tierra. Para evitar que el potencial del circuito magnético adquiera valores peligrosos, es necesario poner a tierra el núcleo, sobre todo cuando las tensiones son elevadas. Se utiliza para tal efecto una o más láminas de cobre intercaladas entre las planchas del circuito magnético y conectadas en forma franca a la estructura metálica del transformador.

Para la ejecución del núcleo se emplea planchas delgadas de acero al silicio, normalmente de un espesor de 0.3 mm además de las planchas normales, se utilizan, cada vez con mayor frecuencia, planchas de cristales orientados, obtenidos mediante laminación en frío, las planchas son aisladas en una de sus caras mediante papel o barniz.

3.1.2 Uniones

Los diagramas de la figura 3.1 no indican ninguna unión entre columnas y yugos, es implícito que las laminaciones son representadas en vista de planta. Esto no es necesario para núcleos de transformadores monofásicos, donde las laminaciones pueden ser en ángulo recto al plano del papel, y los núcleos se desarrollan envolviendo el fierro alrededor de moldes rectangulares como se muestra en la figura 3.2(a) y (b). Este arreglo da las más bajas pérdidas posibles en el fierro y es ampliamente utilizado en transformadores de distribución pequeños. En algunos países como por ejemplo Estados Unidos este método ha sido utilizado para transformadores de mediana potencia hasta 3.3 MVA, pero, ya que el núcleo entero necesita recocido después de la fabricación se necesitarían instalaciones muy



- a) Monofásico de un lazo.
- b) Monofásico de dos lazos.
- c) Trifásico de tres lazos.

Fig. 3.2 Formas de núcleo enrollados.

costosas que ejecuten esta labor. En transformadores muy pequeños este principio ha sido extendido a núcleos trifásicos de 3 columnas utilizando tres circuitos envueltos, como se muestra en la figura 3.2(c). Este patrón no es factible sin embargo, en núcleos grandes, debido a que, aunque no hay esquinas ni pérdidas por uniones, el flujo no puede ser fácilmente transferido de un circuito a otro. Debido a que el flujo de un circuito individual desarrolla gran cantidad de armónicas de tercer orden para producir un flujo sinusoidal dentro de cada bobina, se tiene como consecuencia un incremento en las pérdidas en el hierro en todo el núcleo de aproximadamente 33%.

La mayor parte de los núcleos de transformadores de potencia son fabricados con hierro laminado que se apila tal como se indica en la figura 3.1 teniendo que ejecutarse alguna clase de junta entre las planchas de las columnas y las de los yugos que se encuentran mutuamente en ángulos rectos. Si se tiene cuidado para minimizar los intersticios de aire resultantes no hay razón para no utilizar las uniones a tope, y realmente muchos fabricantes la utilizan. Sin embargo, se considera que las complicaciones que trae consigo él tener que esmerilar las caras de las juntas antes del ensamble no es justificable en núcleos grandes. Esto es, a despecho de la atractiva posibilidad de que el ensamble de las bobinas en el núcleo requiera sólo el retiro del yugo completo, la colocación de las bobinas en las columnas y el cierre del núcleo nuevamente con el yugo. La mayor parte de núcleos son ensamblados con una clase de unión “tipo entrelazado” entre los yugos y las columnas, que se forma mediante la disposición alternada de láminas de hierro de diferente longitud. Las tres formas más comunes que se utilizan en la industria son mostradas en la figura 3.3. La junta de la figura 3.3(a) requiere solamente láminas rectangulares planas y es el método que se utilizaba universalmente con el hierro no orientado laminado en

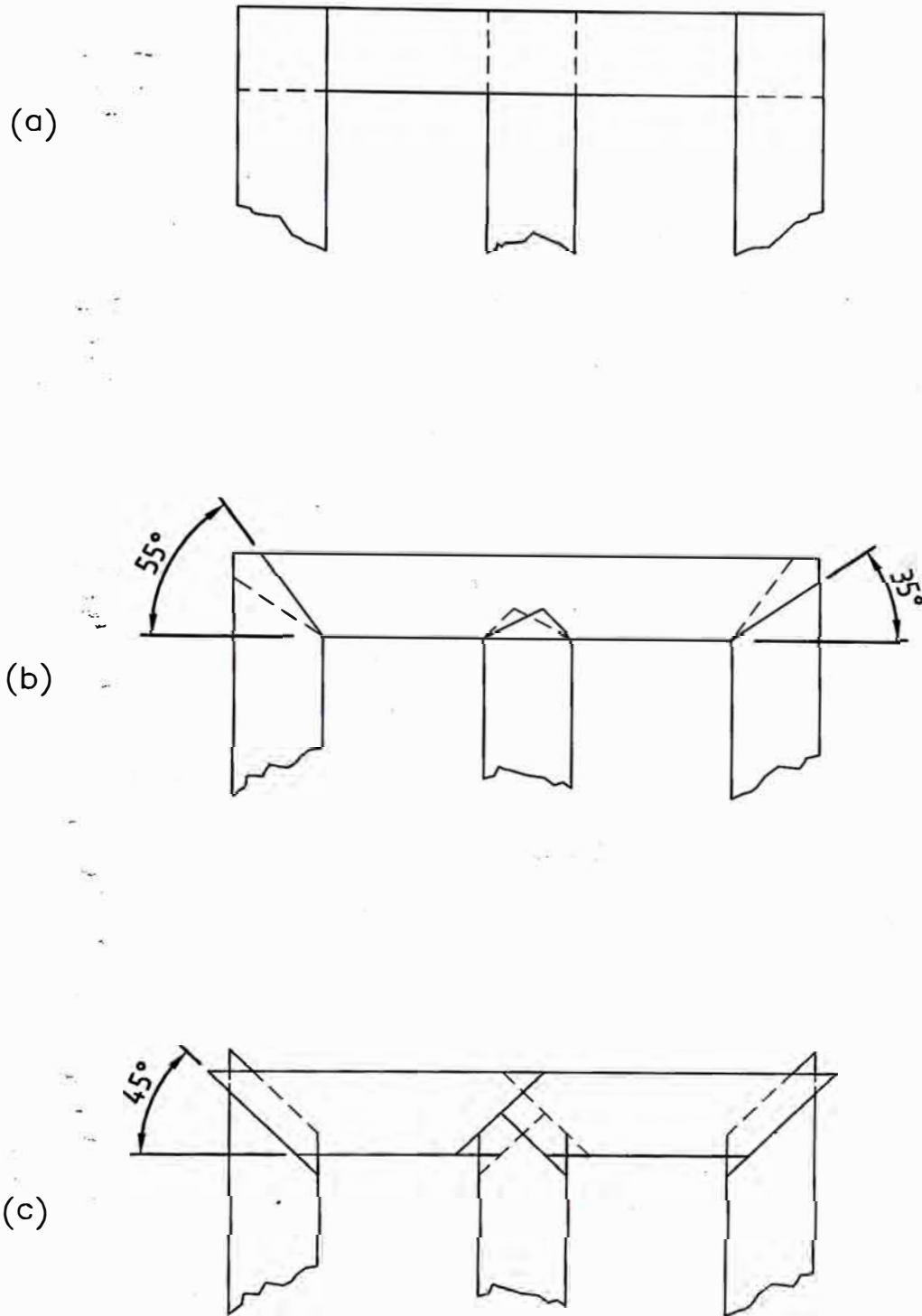
caliente. El advenimiento del fierro de grano orientado trajo consigo pérdidas extras en los puntos donde el flujo atraviesa las láminas de la junta en direcciones que no sean paralelas a la dirección del laminado.

Para obtener el máximo beneficio del fierro silicoso de grano orientado laminado en frío, fue necesario diseñar una junta a lo inglete (a 45°), como se muestra en la figura 3.3(b) y (c). Se han diseñado juntas aun más complicadas, pero el pequeño beneficio que se obtiene sobre las otras juntas mostradas no justifica usualmente el costo extra de fabricación. Hay poca diferencia en el rendimiento de las juntas a 45° ilustradas, y la elección entre ellas se hace usualmente de acuerdo a la preferencia del diseñador y a la naturaleza de la maquinaria para el corte de núcleos que dispone el fabricante.

Sea cual sea la clase de junta entrelazada que se emplee es importante minimizar los intersticios de aire entre las láminas a tope; porque de otra forma se transfiere excesiva cantidad de flujo hacia las láminas adyacentes provocando incrementos extras de pérdidas por corrientes de Eddy. Este factor limita también el número de láminas idénticas que deben ser apiladas juntas antes de cambiar a la lámina de traslape.

3.2 Arrollamientos

Prácticamente, los arrollamientos de los transformadores son siempre de conductores de cobre. Se llaman arrollamientos primarios a aquellos que reciben la energía, secundarios a aquellos que la entregan. Esta denominación, útil a los efectos de estudio funcional, no conviene para consideraciones de carácter constructivo.



- a) Cuadradas.
- b) Sezgadas a 35°/55°
- c) Sezgadas a 45°

Fig. 3.3 Formas de juntas entrelazadas.

En este último sentido es preferible utilizar las expresiones: arrollamiento de alta tensión y arrollamiento de baja tensión. En los transformadores propiamente dichos, los dos arrollamientos están mecánicamente separados y eléctricamente aislados.

En el arrollamiento concéntrico, cada arrollamiento está dispuesto sobre el núcleo en forma de cilindro que ocupa toda la longitud axial de la columna; los varios arrollamientos son concéntricos los unos con respecto de los otros. Normalmente los arrollamientos son colocados íntegramente al interior uno y al exterior el otro. Por lo general los arrollamientos de baja tensión son los que se colocan en la parte más cercana al hierro.

La distancia entre el arrollamiento de alta y el de baja tensión determina el valor del flujo de dispersión y con ello el valor de la reactancia, es decir, de la tensión de cortocircuito y de la caída de tensión. Normalmente la distancia entre arrollamientos depende de la tensión, del tipo de aislamiento y de las exigencias de refrigeración.

Los arrollamientos concéntricos permiten colocar entre las bobinas de alta y baja tensión, cilindros de material aislante que constituyen una única y franca barrera dieléctrica, especialmente útil para tensiones por encima de 10 kV.

En lo que se refiere a la refrigeración, hay que dar la preferencia al tipo de arrollamiento que permita disponer los canales de refrigeración en forma tal que facilite el movimiento vertical del fluido refrigerante.

Cualquier tipo de arrollamiento tiene una buena resistencia mecánica, con tal que las espiras, como sucede siempre en la práctica, sean de forma circular y estén axialmente bien centradas.

Los arrollamientos resultan así indeformables bajo los impulsos radiales. Para la protección contra los efectos de las acciones electrodinámicas que se manifiestan en

sentido axial en caso de cortocircuito, los arrollamientos son fuertemente sujetos contra los yugos mediante cuñas, la fijación del arrollamiento en sentido radial se ejecuta por medio de lanas acuñadas contra las columnas.

La reactancia de dispersión, cuyo valor se refleja directamente sobre la tensión de corto circuito y sobre la caída de tensión bajo carga, varía mucho según el tipo de arrollamiento.

La distribución de las espiras en el sentido longitudinal de las columnas debe efectuarse, en lo posible, respetando la máxima simetría con relación a la sección central de la columna.

Cuando el arrollamiento está provisto de tomas auxiliares para la regulación de la tensión, estas deben de colocarse de preferencia al centro de la columna. Las condiciones de simetría deben respetarse finalmente en lo que respecta a las dimensiones radiales y longitudinales de los arrollamientos, la distribución de eventuales tramos en paralelo, la repartición de las espiras con aislamiento reforzado en las extremidades y en general, en todo aquella que contribuya a repartir uniformemente en sentido axial la fuerza magnetomotriz y la reactancia de dispersión.

3.2.1 Tipos comunes de arrollamientos

3.2.1.1 Aspectos generales

El tipo de arrollamiento diseñado para alguna aplicación específica depende de los requerimientos de corriente y voltaje. No se deduce, sin embargo, que hay un único diseño que reúna todos los requerimientos. Hay por supuesto un traslape entre los rangos cubiertos por cualquiera de dos formas, pero se tienen que considerar además los factores externos que pueden tener una influencia considerable en el

diseño. Obviamente la facilidad de fabricación debe tomarse en cuenta, y el entrenamiento y experiencia en la organización del fabricante no debe ser despreciada.

Algunas formas de arrollamientos pueden ser cubiertos por patentes las cuales, aun si se obtuvieran las licencias de manufactura, afectarían la economía del proceso la cual finalmente decidirá que tipo de arrollamiento elegir.

3.2.1.2 Arrollamientos Helicoidales

Para bobinas de voltaje bajo y corriente elevada el tipo de arrollamiento que más se usa es el de tipo Hélice. Tal como lo dice su nombre este es bobinado formando una hélice de diámetro constante, progresando vuelta a vuelta de un extremo a otro. Puede ser bobinado directamente en un cilindro o puede ser separado de él mediante espaciadores para suministrar ductos de aceite. Una práctica menos común es bobinar el arrollamiento en un molde el cual es retirado posteriormente. Los espaciadores pueden también ser arreglados para suministrar ductos entre espiras si es que las condiciones de enfriamiento así lo requieran.

El bobinado puede tener una o más capas. Las capas deben ser conectadas en serie ya que la conexión en paralelo provocaría altas corrientes circulantes. Ya que este tipo de bobinado usualmente maneja corrientes bastante elevadas, se requiere bobinar varios conductores individuales en paralelo, que deben ser transpuestos a lo largo de la bobina para disminuir las pérdidas por dispersión.

3.2.1.3 Arrollamientos de Alto voltaje tipo Capas Múltiples

Un tipo de arrollamiento similar al helicoidal pero muy diferente en términos de rango de voltaje cubierto es el arrollamiento tipo capas múltiples. Este arrollamiento

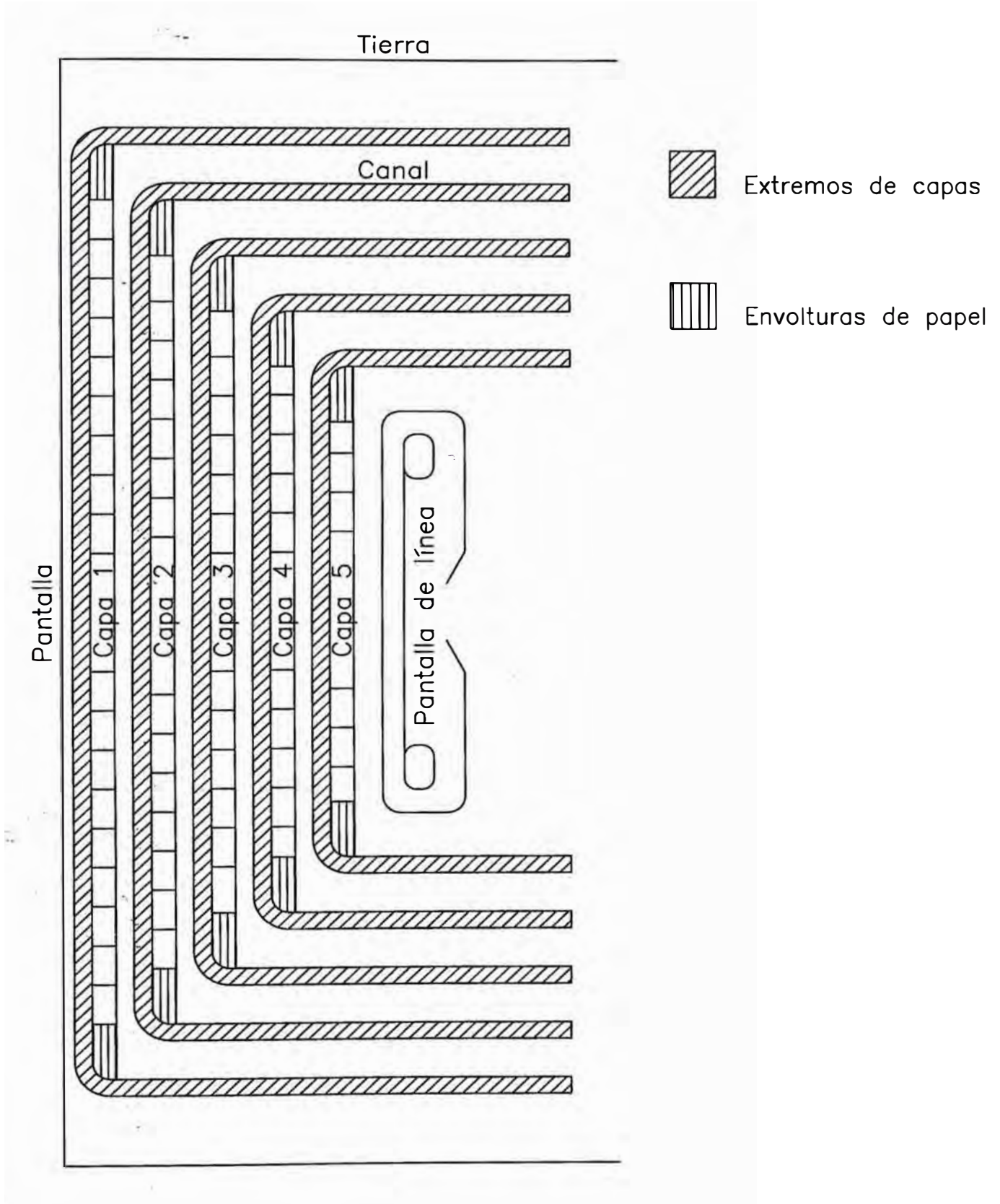


Fig. 3.4 Corte de un arrollamiento de Alta tensión, tipo: capas múltiples.
Modern Power Transformer Practice , Pag.118 – R.Feinberg

es comúnmente utilizado para voltajes por encima de 132 kV y puede ser diseñado para un rango amplio de corrientes. Cada capa es bobinada en el mismo sentido como en una bobina tipo hélice, pero el aislamiento y el apantallado son arreglados como se muestra en la figura 3.4 para hacer que sea apropiada para voltajes más elevados.

Un punto que se debe tener en cuenta con este tipo de bobinas es que la capa más cercana al canal entre las bobinas de alta y baja tensión se encuentra dentro de un campo magnético de alta intensidad. Esto trae como consecuencia pérdidas por corriente de Eddy más elevadas en esta capa que en el resto de la bobina y podría controlar el diseño térmico. Las fuerzas radiales son también mayores en esta capa.

3.2.1.4 Arrollamientos tipo Discos

El arrollamiento tipo disco se emplea comúnmente para bobinas donde el bobinado helicoidal deja de ser económico a medida que el voltaje se incrementa y la corriente disminuye. Sin embargo, su límite superior de voltaje no ha sido todavía alcanzado. Ha sido utilizado hasta el mismo nivel de tensión que para los arrollamientos de capas múltiples. Ya que es apropiado sólo para conductores tipo platina, se llega a su límite cuando la corriente es tan baja que pueda utilizarse alambre en lugar de platina.

El arrollamiento tipo disco consiste de un número de discos bobinados alternadamente de adentro hacia fuera y de afuera hacia adentro y conectados en serie. La conexión en serie puede ser hecha como operación aparte, o puede bobinarse continuamente desde el comienzo hasta el fin. Algunas veces la bobina tiene un terminal en el centro y las dos mitades son bobinadas en sentidos opuestos de forma que la parte superior y la parte inferior se puedan unir para formar el otro

terminal. Este proceso reduce la corriente en cada disco y puede ayudar al diseño eléctrico.

Se han desarrollado diseños especiales con pantallas y bobinas entrelazadas con el objeto de mejorar la distribución de voltaje bajo condiciones de falla.

Una ventaja que proporciona este tipo de arrollamiento es la facilidad con la cual se puede conseguir un balance ampere-vuelta entre las bobinas primarias y secundarias; esto mantiene en un mínimo las fuerzas axiales y, acopladas con la inherente resistencia de este tipo de bobinado, lo convierte en un muy buen diseño bajo condiciones de corto circuito.

Una aplicación especial del bobinado tipo disco que transporta corrientes muy altas se le puede encontrar en el diseño de transformadores para hornos. Allí una gran cantidad de discos son conectados en paralelo y la bobina de baja tensión por lo general va colocada externamente para facilitar las conexiones a los terminales.

3.2.1.5 Arrollamientos hechos con alambre

Los transformadores de potencia raramente tienen corrientes lo suficientemente bajas para requerir el uso de alambre en lugar de platinas. El alambre tiene un factor de espacio más pobre que el conductor rectangular de modo que no es empleado donde se tenga disponible platinas. Se le encuentra, así mismo, sólo en las bobinas de transformadores de distribución, y en transformadores para instrumentos.

En las raras ocasiones donde se requiera un transformador con tensión elevada combinado con una potencia relativamente baja, entonces, el arrollamiento de alta tensión puede ser bobinado con alambre esmaltado. Por lo general los alambres sólo se emplean en bobinas tipo capas.

3.2.1.6 Bobinas hechas con folio

Para transformadores de distribución y transformadores de potencia relativamente pequeños las bobinas pueden ser hechas de folio de cobre o aluminio. Una de las ventajas encontradas en el uso de folio es que el factor de espacio es mejor que en todas las demás formas de bobinas y sus propiedades de enfriamiento son buenas. Ambas propiedades son dependientes en cierta forma del aislamiento entre espiras.

3.3 Pérdidas en el Fierro

Idealmente, para obtener las pérdidas en el fierro en un núcleo de un transformador, el diseñador tendría solamente que multiplicar las pérdidas específicas del material a la densidad de flujo de operación y a la frecuencia nominal (fig.3.5) por la masa total. Sin embargo, debido a las imperfecciones introducidas en el diseño y manufactura del núcleo, los valores ideales obtenidos son prácticamente inalcanzables. La relación de las pérdidas en el fierro medidas a las calculadas idealmente es algunas veces llamada el **factor de fabricación**. El objetivo del fabricante de transformadores es hacer que esta relación sea tan cercana a la unidad como sea posible sin complicar el diseño ó manufactura del núcleo.

La primera incertidumbre con el se encuentra es el conocer un valor real de las pérdidas específicas medias del material del núcleo. Los diferentes standard han fijado varios grados de calidad para materiales de núcleos de grano orientado. En la fábrica de aceros, el grado de cada carrete es establecido midiendo las pérdidas en muestras cuadradas de 25 cm tomadas de cada extremo del carrete. Las muestras son cortadas con sus longitudes paralelas a la dirección del laminado y son recocidas después de cortadas. El grado se obtiene usualmente sobre la base de los watts por kilogramo medidos a 1.5 T y 50 o 60 Hz. Hay, sin embargo, aproximadamente 10%

PERDIDAS EN EL NUCLEO

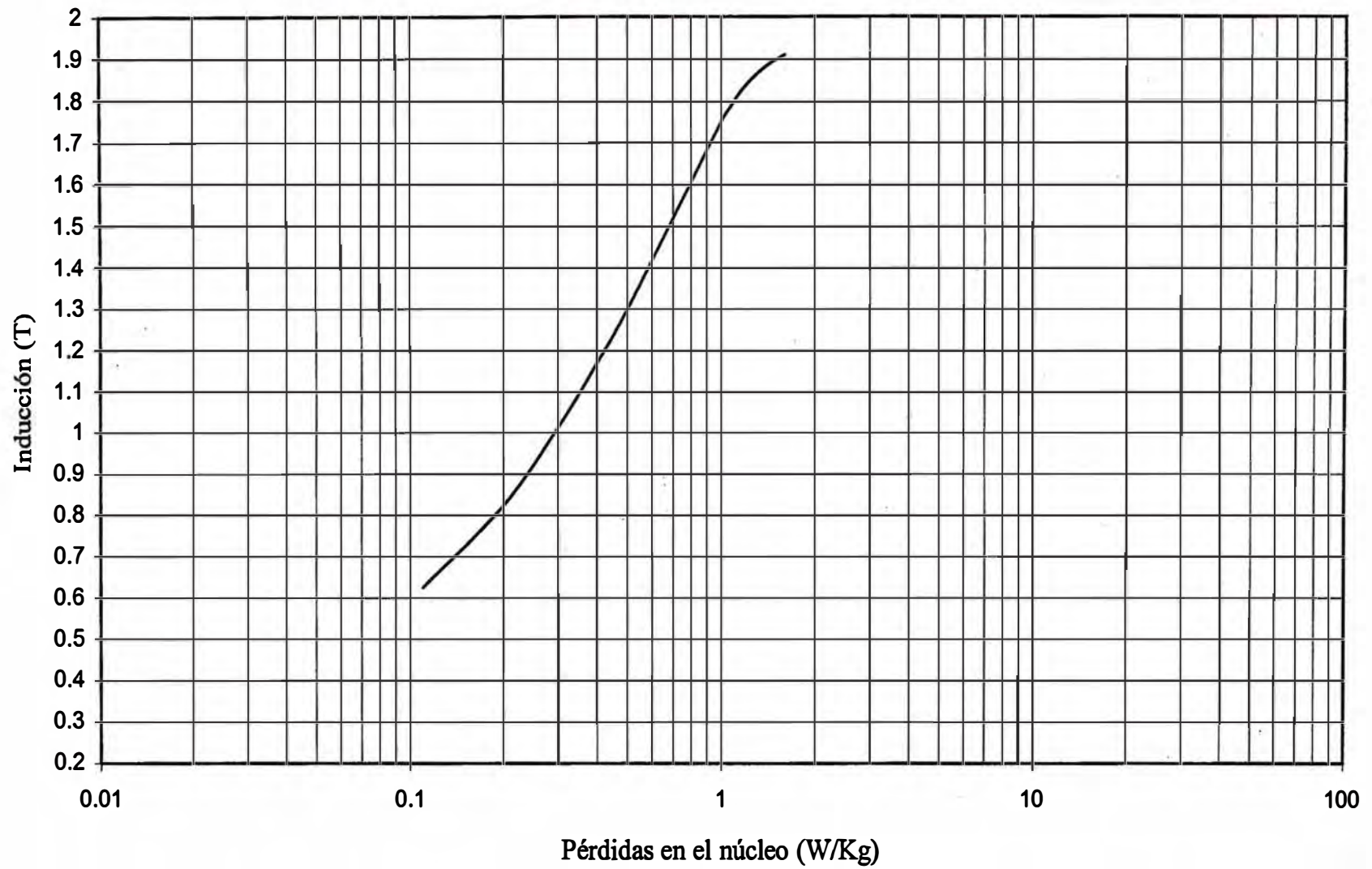


Fig. 3.5

Catalogo de fabricante ACESITA

de diferencia entre la mejor y la peor muestra de cualquier grado, de modo que puede haber una correspondiente incertidumbre en las pérdidas correspondientes a un mismo suministro de fierro de un mismo grado. Sin embargo, los fabricantes de aceros son generalmente obligados a suministrar certificados de pruebas con cada suministro, de forma que el fabricante de transformadores puede, si así lo desea, verificar éstos valores garantizados en el certificado.

La componente simple más grande del factor de fabricación es aquella usualmente atribuible a las juntas o uniones. Aquí el flujo cruza la dirección de laminación y pérdidas por corriente de Eddy suplementarias aparecerán debido al paso del flujo de lámina a lámina en las juntas a tope dentro del entrelazado. El método más satisfactorio para deducir las contribuciones relativas a las pérdidas totales del núcleo de las columnas o yugos y de las esquinas entrelazadas es hacer y probar una serie de núcleos representativos con diferentes proporciones de masa en las esquinas. Si se requiere, esto puede ser hecho para cada grado de material, pero es usualmente suficientemente exacto hacer las pruebas en el peor grado que el fabricante normalmente utiliza y entonces aplicar factores de experiencia a los resultados que se obtienen en los otros grados. La figura 3.6 muestra los resultados deducidos de una serie de pruebas típicas, para el grado 56 (British Standard 601) y un patrón trifásico de tres columnas sin pernos. Se puede observar que el factor de fabricación para las columnas y yugos es aproximadamente 1.07, pero para un núcleo completo con 20% de su masa en las esquinas y con juntas a 45° este factor sería 1.17 y para un núcleo con juntas traslapadas con corte cuadrado el factor será 1.29.

Hablando en forma general, los factores de fabricación tienden a ser un poco más grandes para núcleos trifásicos que para núcleos monofásicos. Incluido el cuidado

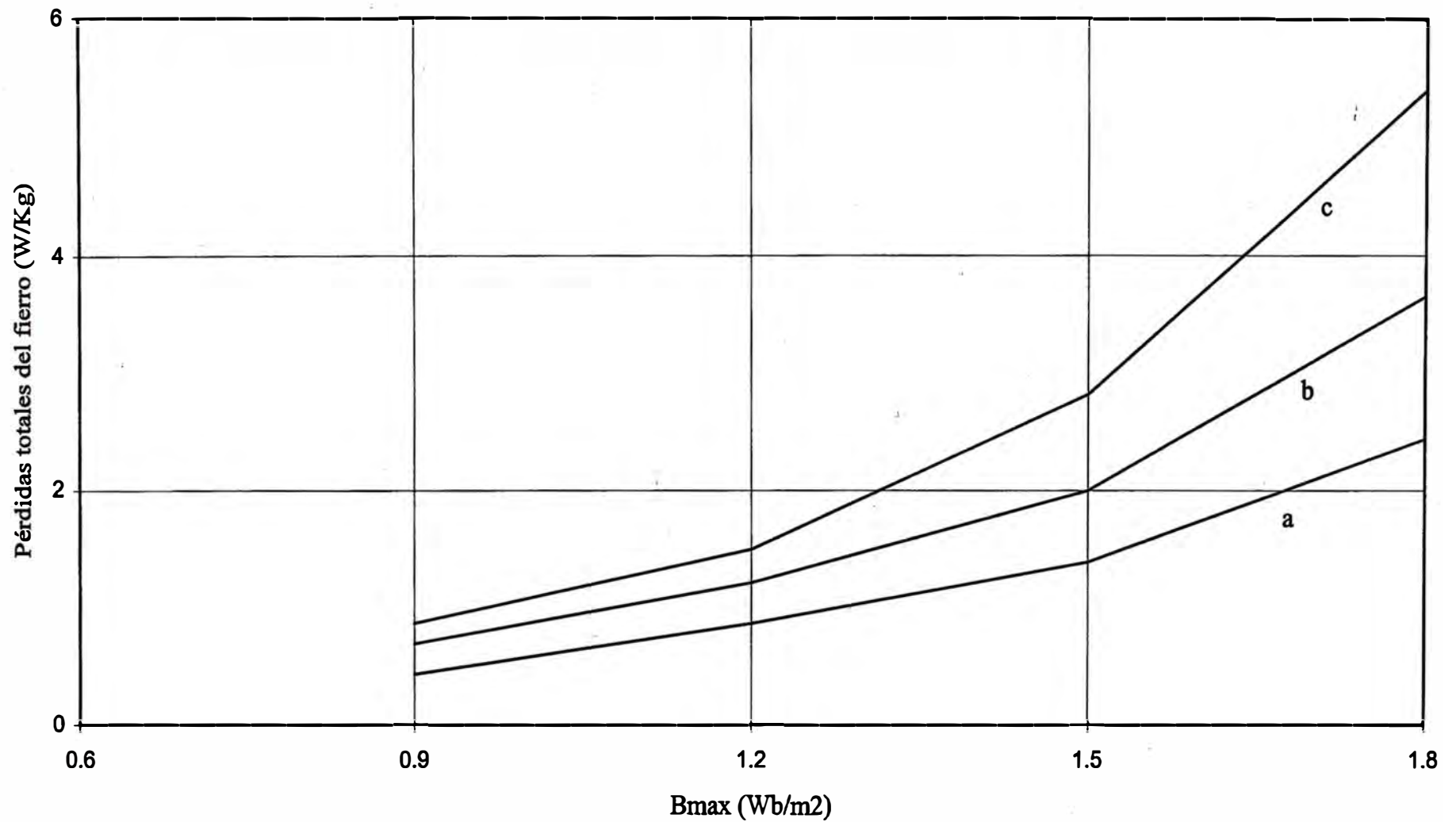


Fig. 3.6 Pérdidas en el fierro a 50 Hz.

Curva a, columnas y yugos; curva b, esquinas con juntas sezgadas; curva c, esquinas con juntas cuadradas.

Modern Power Transformer Practice; pag. 104 - R. Feinberg

que es tomado con el diseño de las juntas y la proporción de las secciones de los yugos, se puede utilizar la misma curva de diseño básica para núcleos trifásicos de cinco columnas (acorazados). Construido en forma diferente y con diferentes métodos de corte, recocido y aislamiento, un mismo grado de acero puede producir factores de fabricación más pequeños o más grandes.

Si se utilizan pernos pasantes en los núcleos, los factores de fabricación se incrementan. Morris ha comparado varios métodos para calcular el efecto de los agujeros para los pernos pasantes en núcleos de sección rectangular hechos con fierro de grano no orientado, pero esta clase de cálculo es de poca aplicación práctica para el diseñador. De nuevo podemos decir, que el método más satisfactorio para juzgar el efecto de los agujeros de los pernos pasantes es comparar los resultados de las pruebas hechas en núcleos con y sin agujeros. Con la tendencia actual de omitir completamente los pernos pasantes, este problema carece de importancia. Una vez que se han establecido datos básicos para la predicción de las pérdidas en el fierro en un núcleo, posteriores verificaciones de los factores de fabricación en núcleos que se fabriquen sirven como último control en el proceso completo de la fabricación de núcleos para transformadores.

3.4 Pérdidas Ohmicas

Toda pérdida asociada con las bobinas es clasificada y llamada muchas veces como pérdidas en carga ó pérdidas en el cobre, pero en realidad algo de esto, aunque estas son causadas por la corriente en las bobinas, no aparecen en la misma bobina. Las pérdidas ohmicas I^2R se calculan muy fácilmente (R es la resistencia DC de la bobina e I es la corriente en ella). En una bobina bien diseñada estas pérdidas deben

formar la mayor parte de las pérdidas en el cobre, aunque existen otras pérdidas que pueden ser significantes y deben ser calculadas.

3.4.1 Pérdidas por corrientes Eddy

Cuando una corriente alterna pasa por un cuerpo conductor, se crea un campo magnético alterno, y, si de alguna manera el flujo atraviesa al conductor, se crean corrientes Eddy que a su vez se traducen en pérdidas. Claramente se puede deducir que los conductores de las bobinas de los transformadores pueden transportar tanto las corrientes Eddy como la corriente de carga y consecuentemente se producirán pérdidas por estos conceptos.

Las pérdidas específicas por corriente Eddy en folios dentro de un campo senoidal a una densidad de flujo máxima de B_m , frecuencia f , espesor de folio δ , resistividad ρ y densidad de masa ρ_d es:

$$p_i = \pi^2 / (6 \rho \rho_d) B_m^2 f^2 \delta^2 = 9 B_m^2 f^2 \delta^2 \text{ W kg}^{-1} \quad (3.1)$$

Para el cobre a la temperatura referencial de 75°C. Se asume que el vector de densidad de flujo es perpendicular al espesor del folio, o sea que es paralelo a la superficie del mismo.

Esta fórmula se puede aplicar a flujos de dispersión radiales y axiales a través de los conductores. Es una aproximación ya que no toma en cuenta el efecto de las corrientes Eddy en el flujo.

A medida que se incrementa la sección del cobre, las pérdidas por corriente Eddy, que son proporcionales al cuadrado del espesor del conductor, se incrementan rápidamente hasta formar una parte substancial de las pérdidas totales. Para reducir las dimensiones es necesario bobinar más de un conductor en paralelo. Para prevenir

la formación de corrientes circulantes entre los conductores paralelos es esencial que los mismos sean transpuestos de forma que los voltajes inducidos por el flujo disperso sean eliminados. Esto se puede conseguir haciendo que cada conductor ocupe todas las posiciones posibles para distancias iguales en cada capa. Sin embargo, siempre es posible diseñar para modelos de bobinas que involucren cambios menores en las posiciones de los conductores. Por ejemplo, es posible hacer una perfecta transposición para 8 conductores con sólo tres cambios en sus posiciones relativas.

3.4.2 Pérdidas en las vigas de sujeción

El flujo de dispersión no es confinado a las bobinas y puede atravesar el metal de las vigas de sujeción ó el tanque y como consecuencia provocar pérdidas adicionales. Estas pérdidas se incrementan por el hecho de que el material más común para las partes estructurales del transformador es el acero estructural. Sus propiedades magnéticas traen como consecuencia una concentración de flujo en ellos dando como resultado altas pérdidas y sobrecalentamiento.

La densidad de flujo en cualquier parte fuera de las bobinas depende de la distancia desde las bobinas y de las propiedades magnéticas del material. Las pérdidas dependen del flujo, de las dimensiones de las vigas de sujeción y de la resistividad del material utilizado.

Se han llegado a conseguir bajas pérdidas en las vigas de sujeción en transformadores de alta reactancia haciendo las vigas de sujeción de material aislante, pero esto no es totalmente aplicable en todo el rango de tamaños de transformadores de potencia. Otro método relativamente caro es utilizar vigas de

sujeción de acero no magnético (acero inoxidable). Estos expedientes costosos sólo son justificables en unidades muy grandes.

Es imposible detallar métodos de cálculo de estas pérdidas, pero se han podido determinar algunas fórmulas empíricas. Sobre un número de transformadores que van desde 18 a 30 MVA se ha encontrado una razonable aproximación a las pérdidas en las vigas mediante la siguiente fórmula:

$$p_{ic} = 55 B_c^5 \times 10^6 / l^{1.5} \text{ W m}^2 \quad (3.2)$$

Donde B_c es la densidad de flujo en la raíz de las vigas en Teslas y l la distancia de la parte horizontal más cercana de la bobina a la viga en metros.

3.4.3 Pérdidas en el Tanque

El tanque también puede ser atravesado por el flujo de dispersión provocando de esta forma sus respectivas pérdidas. El uso de aceros no magnéticos es muy caro, como lo es también el uso de aluminio, aunque este último puede ser utilizado donde sea importante obtener una reducción de peso. El uso de pantallas de material magnético ó conductor han logrado reducir en algo las pérdidas en el tanque.

La densidad de flujo B_t en teslas en un tanque con paredes de 12.5 mm de espesor puede ser calculada con la siguiente expresión:

$$B_t = 28 NI / (hb_t) \sum_{j=1}^n (b_j^2 / 12 + b_{0j}) k_j \times 10^{-6} \quad (3.3)$$

Donde NI es las ampere-vueltas totales en las bobinas, h es la altura de las bobinas en metros, b_t la distancia del núcleo al tanque en metros, b_{0j} la distancia del núcleo al centro de la bobina j en metros, b_j la altura radial de la bobina j en metros y k_j la fracción de ampere-vueltas totales en la bobina j , si tomamos en cuenta el signo.

Es posible entonces obtener lecturas de las pérdidas en las paredes del tanque con ayuda de la figura 3.7. Si se utilizaran planchas de acero magnético apantallado tal

como los que se utilizan para los núcleos de los transformadores, entonces se puede obtener la reducción en la densidad de flujo en el tanque con el uso de la figura 3.8. Las nuevas pérdidas en las paredes del tanque se pueden encontrar con la figura 3.7.

Se debe recordar que las altas concentraciones locales de flujo pueden causar excesivo calentamiento local aunque las pérdidas sean pequeñas comparadas con las pérdidas totales. El calentamiento localizado puede dañar el aceite y como consecuencia reducir la vida del transformador. Por tanto se debe tener cuidado al diseñar el tanque para que esto no ocurra.

3.5 Aislantes

Los hilos de sección circular se encuentran en el mercado, ya aislados, en una de las siguientes formas: con esmalte (E), con esmalte y una o dos capas de papel (EP, EPP), con esmalte y una o dos capas de hilo de algodón (EA, EAA), con una o dos capas de seda (S, SS), con una o dos capas de papel (P, PP), y con una, dos o tres capas de algodón (A, AA, 3A), pero pueden obtenerse por encargo especial recubrimientos con cualquier número de capas de papel, algodón, mixtos, etc. Que interese hasta conseguir el espesor de aislamiento deseado. Algunos centros disponen también de barras de tamaños corrientes, aisladas con hilos o cinta de algodón; lo más frecuente es, sin embargo, obtenerlas de cobre desnudo y recubrirlas en cada caso con varias cintas de papel o de algodón, bien a mano o bien por medio de máquinas especiales.

Los hilos esmaltados, hoy casi exclusivamente de esmaltes sintéticos, por su extraordinaria resistencia mecánica, en contraste con los esmaltes grasos de tan delicado manejo, se emplean para diámetros muy pequeños, con objeto de mejorar el factor de espacio. La cubierta de algodón o de papel sobre el embargo, obtenerlas de

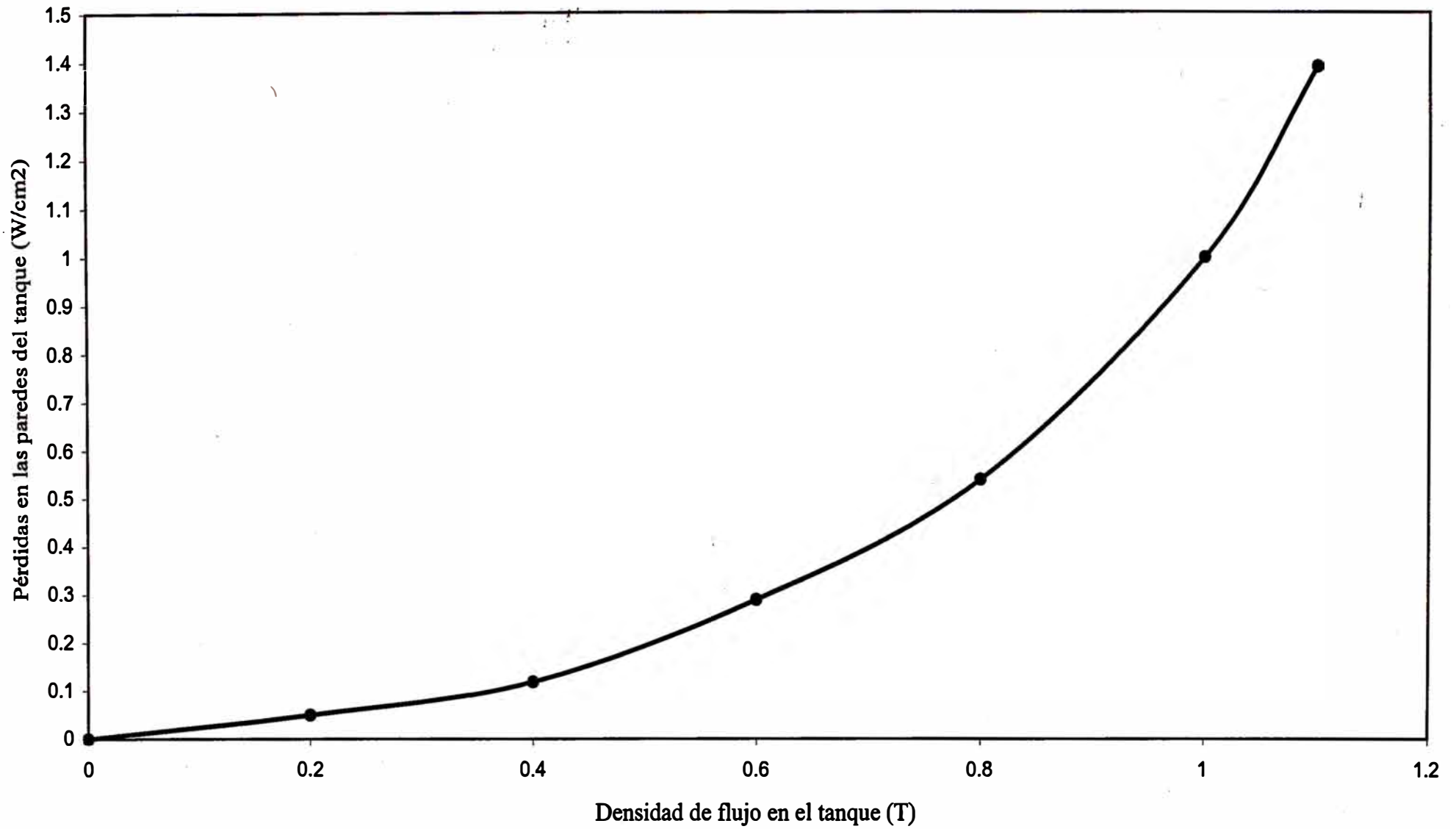


Fig. 3.7 Pérdidas en las paredes del tanque sin pantalla de 12.5 mm de espesor.

Modern Power Transformer Practice; pag.130 - R. Feinberg

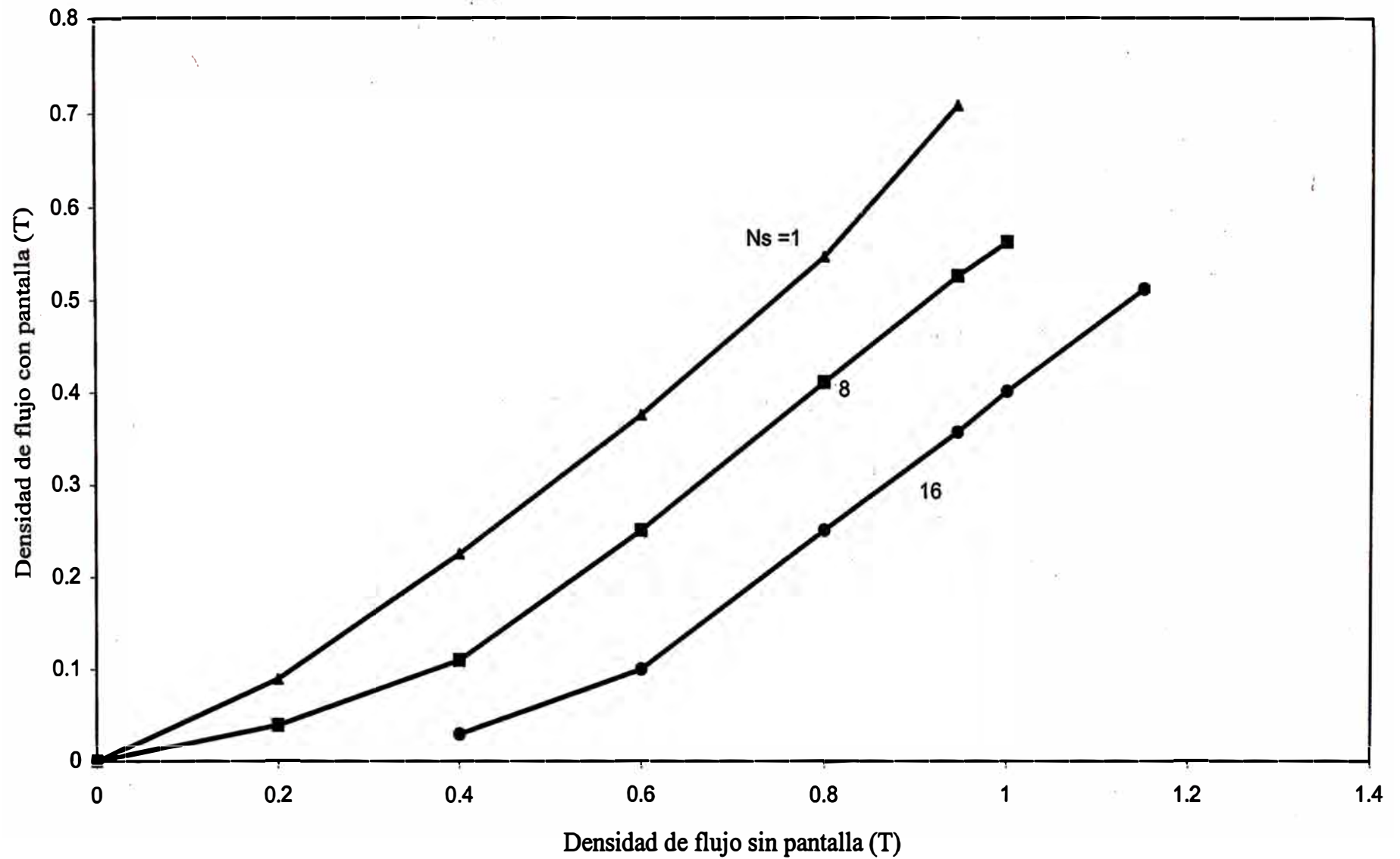


Fig. 3.8 Efecto de la pantalla magnética en la densidad de flujo en el tanque con N_s el número de placas multiplicadas por el ancho de pantalla dividido por el perímetro del tanque.

Modern Power Transformer Practice; pag. 130 - R. Feinberg

cobre desnudo y recubrirlas en cada caso con varias cintas de papel o de algodón, bien a mano o bien por medio de máquinas especiales.

Los hilos esmaltados, hoy casi exclusivamente de esmaltes sintéticos, por su extraordinaria resistencia mecánica, en contraste con los esmaltes grasos de tan delicado manejo, se emplean para diámetros muy pequeños, con objeto de mejorar el factor de espacio. La cubierta de algodón o de papel sobre el esmalte lo protege contra el deterioro durante las manipulaciones de construcción y ensamble de las bobinas, y para ello basta una sola capa. Los hilos o platinas con una capa de hilos de algodón no deben emplearse, porque el corrimiento de los hilos deja el cobre al desnudo. En cambio, es suficiente, desde este punto de vista, una cinta de papel o de algodón solapado a mitad. Los hilos esmaltados o con varias capas de papel y las platinas con cintas de papel, reforzadas por hilo o trenza final de algodón, son los más comúnmente usados para transformadores.

Los tubos aislantes, que constituyen el núcleo de montaje de las bobinas y el aislamiento entre la alta y la baja, se forman arrollando a mano o a máquina, sobre un mandril adecuado, capas continuas de papel, que a la vez se barniza en caliente con goma laca o bakelita, si es que ya no se encontraba preparado de esta forma, que es lo más corriente, sobre todo para los de bakelita (papel bakelizado). Se terminan en caliente a la temperatura de secado, para la goma laca, y a la de polimerización, para la bakelita, y así se vuelven compactos y rígidos.

En la figura 3.9 pueden verse estos tubos cilíndricos rectos. Para tensiones de unos 50 kV en adelante, es ventajoso interceptar las líneas de flujo eléctrico hacia las culatas, por medio de alas o valonas que se prolonguen una cierta distancia, sin solución de continuidad, hacia el espacio anular entre bobinados (figura 3.9). Asea

Brown Boveri ha introducido una construcción, basado en tubos de papel impregnado, similar a la disposición empleada en los cables de alta tensión, terminados en bridas radiales, que se forman, una vez introducido el devanado exterior, mediante el corte de las capas de papel, por generatrices alternadas y doblado inmediato de los flecos que así se obtienen (figura 3.9(a)).

La finalidad es reducir el gran espacio requerido entre ambos arrollamientos cuando las tensiones son muy elevadas. En las figuras 3.10 y 3.10(a) se muestran otras disposiciones para muy alta tensión. La madera en bloques, listones y cuñas es otro de los elementos que se aplican abundantemente en la construcción de los transformadores, como separadores y guías entre bobinas, soporte de las cabezas y, en general, con fines estructurales y aislantes a la vez. Se emplean calidades duras (roble, caoba y similares), absolutamente libres de humedad por tratamiento al horno e impregnadas en aceite de transformador o barniz. Otras veces se utiliza cartón aislante.

3.6 Aislamientos y distancias

3.6.1 Aislamiento de los conductores o aislamiento entre espiras

Los hilos se emplean con el aislamiento normal del mercado, que es del orden siguiente, determinado por el aumento de diámetro sobre el del conductor desnudo, aumento que a la vez es igual al espesor de aislante entre dos conductores contiguos:

	Aumento de diámetro
Hilos esmaltados	0.10 mm
Esmalte y una capa de algodón	0.25 mm
Dos capas de seda	0.15 mm
Dos capas de algodón	0.30 mm
Dos capas de papel	0.30 mm

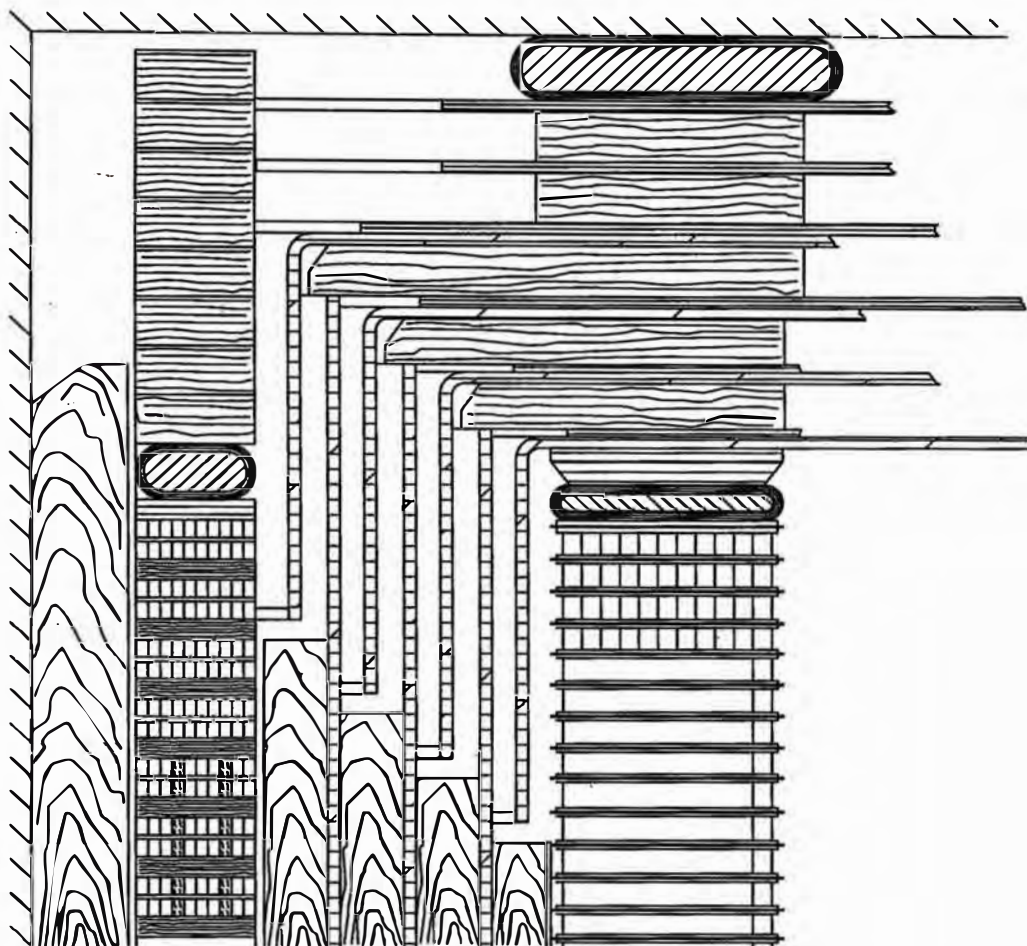


Fig. 3.9 Tubos aislantes terminales en sombreretes independientes.

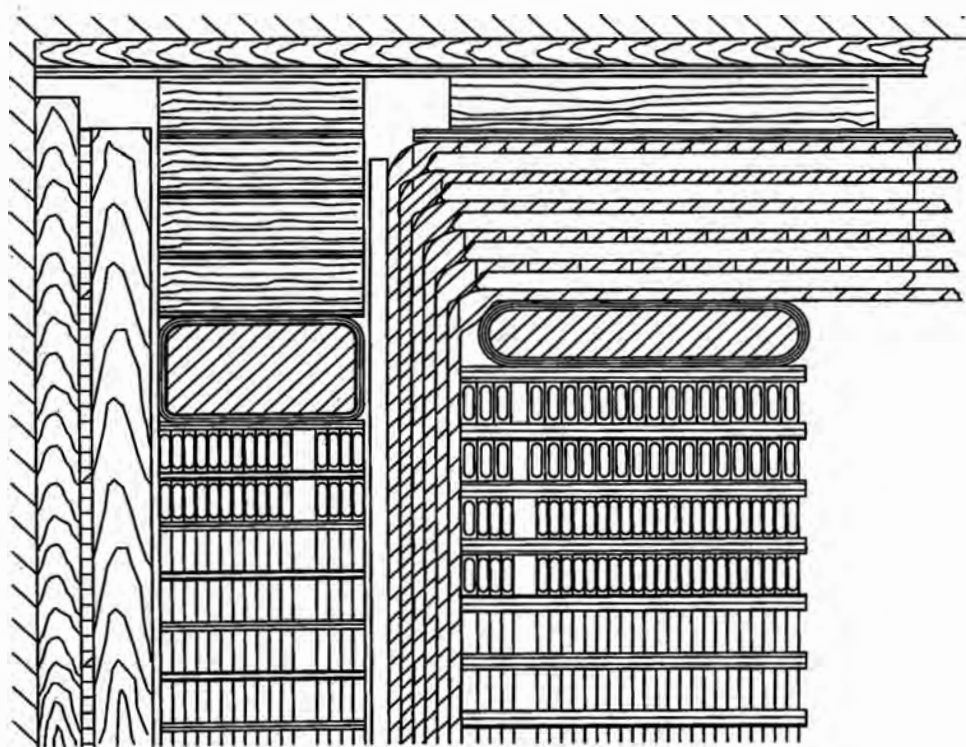


Fig. 3.9a Tubo aislante y valonas sin solución de continuidad (aislamiento tipo cables).

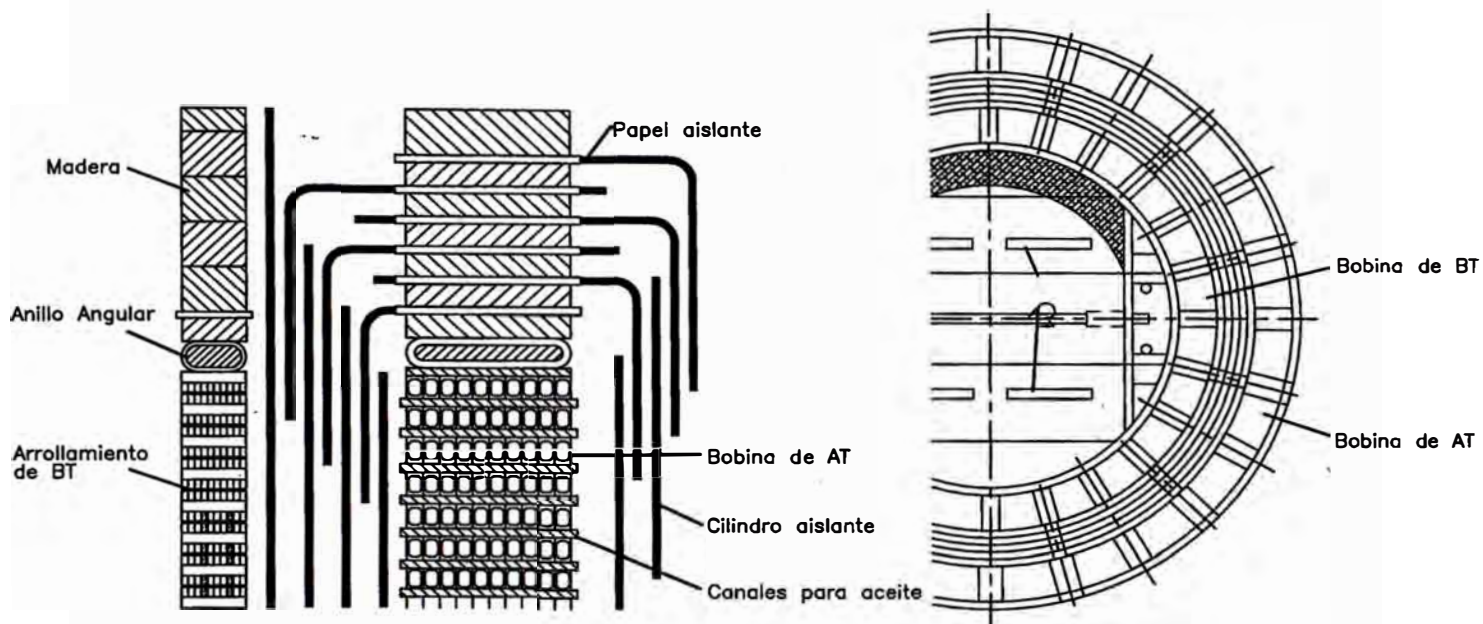


Fig. 3.10 Sistema de aislamiento con cilindros interiores y exteriores y cornisas de ángulo.

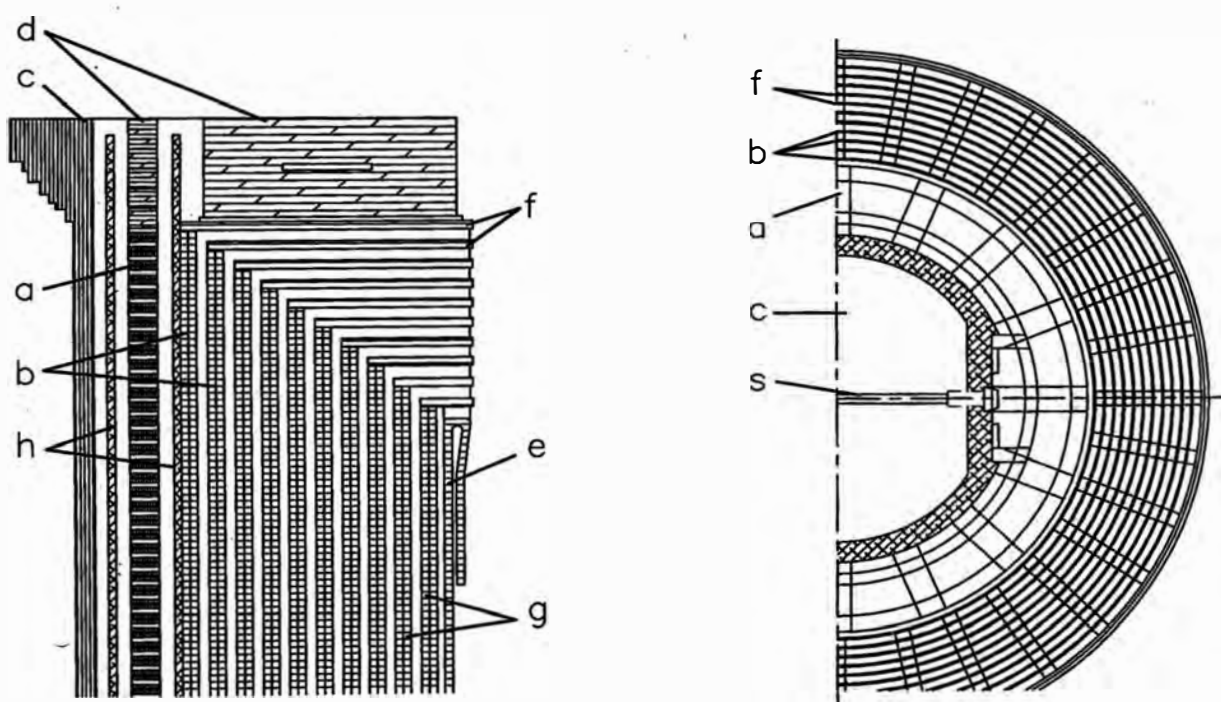


Fig. 3.10a Devanado entre capas y los puentes exteriores.
 a) Arrollamiento de baja tensión; b) Arrollamiento de alta tensión de diez capas; c) Núcleo; d) Anillos soporte; e) Pantalla electrostática; f) Bandeja de papel aislante; g) Canales para el aceite; h) Cilindros aislantes.

Para las barras de cobre se tienen, en general, los siguientes aumentos:

	Aumento de lado
Dos capas de algodón (en hélice)	0.4 mm
Dos capas de papel en hélice	0.4 mm
Una cinta de algodón solapando a $\frac{1}{2}$	0.6 mm

Estos gruesos pueden reforzarse con distintas capas de papel o de algodón en hélice, a tope o solapando a $\frac{1}{2}$, según el espesor que convenga obtener para conseguir el aislamiento necesario.

La tensión normal entre espiras, y aun entre capas, es insignificante para cualquiera de estos espesores. Lo que obliga a adoptar, sin embargo, valores más altos son los impactos de voltaje que reciben de la línea. En ciertos casos, las espiras extremas se han de aislar de un modo especial.

3.6.2 Aislamiento entre capas

La máxima tensión entre cada dos capas sucesivas es igual a la tensión entre espiras multiplicada por el doble del número de espiras por capa.

El arrollamiento de alta se subdivide ordinariamente en varias bobinas parciales, y basta disponer entre capas una tela aceitada o un presspan de 0.10 a 0.20 mm. Cuando la diferencia de potencial entre aquellas no llega a 100 V, deja de ponerse el aislamiento suplementario. El reducir apreciablemente el número de espiras por capa es una de las soluciones más efectivas para las bobinas de entrada o cualquier otra afectada por las ondas de choque.

3.6.3 Aislamiento entre bobinas

La tensión por bobina de alta no debiera ser superior a 2000 V; 1000 V por bobina es un número normal. En los transformadores acorazados para muy altas tensiones se llega hasta 5000 V por bobina.

- Devanados Concéntricos

Con los valores primeramente mencionados, los canales de ventilación en el aceite (4 mm mínimo, respectivamente, figura 3.11(a) son más que suficientes para el aislamiento.

En efecto: veamos las condiciones de trabajo y de pruebas.

Si consideramos un transformador, la tensión de dos bobinas, 2000 V, a través de un canal de 4 mm, provoca un gradiente medio de potencial, en servicio, de $2/0.4 = 5$ kV/cm.

Aun con la tensión inducida de prueba a 166 Hz, durante tres minutos, que en el caso más desfavorable de un transformador de 6000 V es igual a 3.33 veces la nominal (tabla I), se llega sólo a $3.33 \times 5 = 16.7$ kV eficaces por centímetro.

En pruebas, tomando siempre como base la tensión nominal de 6 kV, a la cual corresponde la máxima tensión relativa de ensayo entre bobinas de una misma fase.

La presencia del aceite para la corta separación que aparece entre electrodos hace asimilable el sistema a un conjunto de ensayo entre placas. A la distancia de 4 mm le corresponden así (figura 3.12) unos 50 kV/cm como mínimo, lo que da un coeficiente de seguridad de $50/16.7 = 3$ respecto a la tensión de prueba. Las distancias de 4.5 o 6 mm vienen, pues, fijadas por la refrigeración más bien que por necesidades eléctricas.

Cuando no se provean canales radiales de ventilación, las bobinas irán separadas por presspan si van en aceite. El espesor de tales discos será de unos 2 o 3 mm, atendiendo más a su rigidez mecánica que a la eléctrica, y sobresaldrán de las bobinas en unos 3 mm en aceite, para aumentar la línea de fuga (figura 3.11(b)).

En este caso, con 2 mm de papel bakelizado entre bobinas adyacentes, ya sea en seco o en aceite, tenemos un campo de:

$$2 / 0.2 = 10 \text{ kV / cm}$$

En condiciones de servicio. El grueso indicado de aislante presenta una tensión de perforación, entre esferas de 25 mm de diámetro (no existen ensayos entre puntas), no inferior a 35 kV, o sea, $35/0.2 = 175 \text{ kV/cm}$ en un minuto, a 20°C, lo cual proporciona un coeficiente de seguridad en servicio de $170/33.3 = 5$ como mínimo. Son, pues, razones mecánicas y no eléctricas las que determinan aquí el espesor de aislamiento entre bobinas. Hay que atender, sin embargo, a que la línea de fuga por los bordes del disco no baje de unos 12 mm de longitud en el aire, para el cual la rigidez dieléctrica superficial sobre aislantes bakelizados viene a ser del mismo orden que la de descarga entre puntas; el coeficiente de seguridad en pruebas será satisfactorio (hemos visto que para 15 mm resultaba de 2). La línea de fuga en aceite puede bajar a 5 o 6 mm teniendo en cuenta que su rigidez dieléctrica superficial sobre papel bakelizado desciende a veces hasta el 50% de la que ofrece entre placas (con 4 mm, el coeficiente de seguridad en estas condiciones era ya de 3, pero un saliente más pequeño de 2 a 3 mm se halla expuesto a desaparecer a la más ligera deficiencia de montaje).

3.6.4 Aislamiento entre devanados concéntricos y respecto al núcleo

Comprende las distancias entre la alta y la baja (AT – BT), entre devanados de alta pertenecientes a columnas contiguas (AT – AT) y entre la alta tensión y las culatas (AT – N), así como los espesores de los cilindros aislantes, líneas de fuga y discos extremos. Las tensiones de referencia se entiende que son siempre las de línea.

3.6.4.1 Espesor m del cilindro aislante entre B.T. y núcleo

Se muestra en la figura 3.13 en función de la tensión de línea en el lado de baja.

3.6.4.2 Espesor l del cilindro aislante entre B.T. y A.T.

Las mismas curvas de la figura 3.13 nos dan los valores convenientes, tomando como referencia la tensión compuesta en el lado de alta.

Los tubos múltiples se dispondrán en número creciente de 1 a 4 al aumentar el voltaje.

3.6.4.3 Distancia entre devanados j

Se tomarán como mínimo los valores de la figura 3.14. Las mismas curvas valen para las distancias k entre el devanado de baja y el núcleo, referidos a la tensión compuesta de baja.

3.6.4.4 Distancia entre el devanado de alta tensión y el yugo f

Según se dispongan o no aros de aislamiento en escuadra, se tomarán los valores medidos conforme indica la figura 3.15

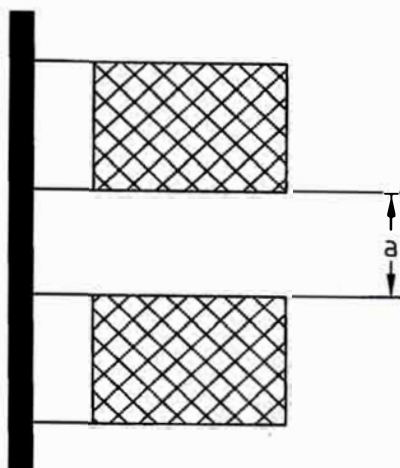
3.6.4.5 Separación entre los devanados de alta, p

Han de tomarse, como mínimo, los de la figura 3.16, y convendrá disponer, además, tabiques de separación de 2 a 6 mm. o 1/3 del grueso de los tubos entre alta y baja según el tamaño del transformador, con objeto de evitar que la avería de un

TABLA I

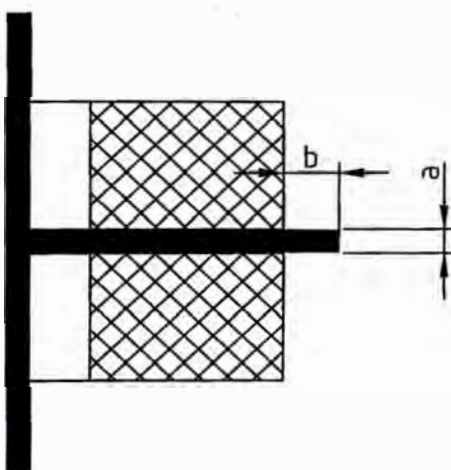
Tensiones de prueba para los transformadores industriales
 con tensiones $U_m < 300$ kV
 (Basados en las normas IEC - 76

Mayor tensión del equipo U_m (r.m.s.) (kV)	Tensión de prueba a frecuencia industrial (r.m.s.) (kV)	Tensión de impulso nominal (pico)	
		Lista 1 (kV)	Lista 2 (kV)
≤ 1.1	3	—	—
3.6	10	20	40
7.2	20	40	60
12	28	60	75
17.5	38	75	95
24	50	95	125
36	70	145	170
52	95		250
72.5	140		325
123	185		450
145	230		550
	275		650
170	325		750
	360		850
245	395		950



(a)

con canales de ventilación
En aceite: $a > 4$ mm.



(b)

En aceite: $a = 2...3$ mm.
 $b = 3$

Fig. 3.11

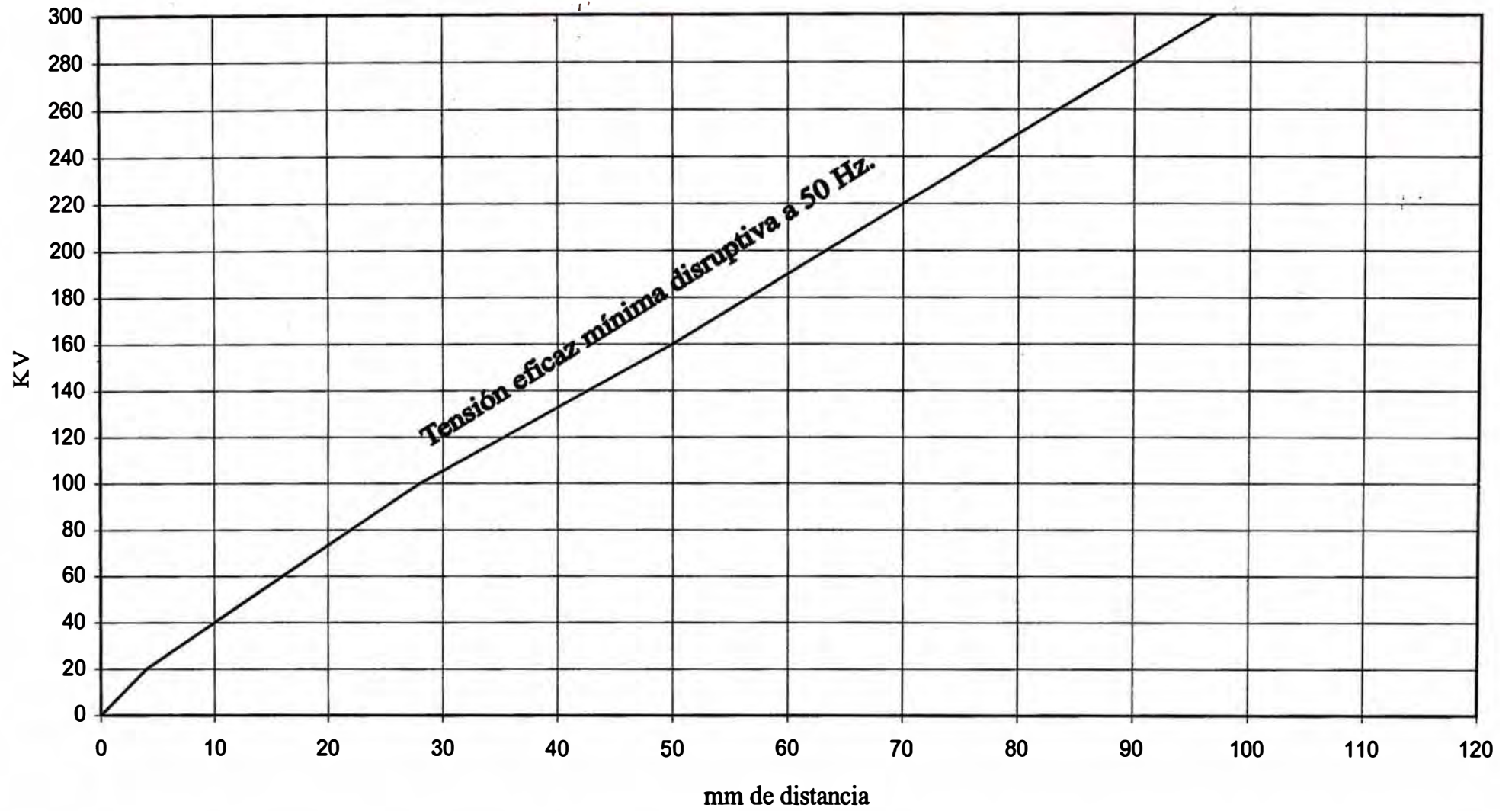


Fig. 3.12 Tensión eficaz disruptiva mínima a 50 Hz. para el aceite, entre placas.
Teoría Cálculo y Construcción de Transformadores; pag. 438 - Juan Corrales Martín

devanado pueda transmitirse a la columna inmediata, a la vez que se impide la formación de arcos.

3.6.4.6 Distancias entre los bobinados y la cuba

Se indican en la figura 3.17 , estas distancias son las mínimas que deben quedar en el interior de la cuba de aceite, siempre que se encuentren elementos bajo tensión.

3.6.4.6 Distancias explosivas en el aire entre los terminales

Pueden tomarse las de las prescripciones oficiales para transformadores que se indican en la figura 3.18, más o menos, de acuerdo con las normas alemanas. En los transformadores pequeños para tensiones elevadas, la conservación de estas distancias determinan a veces el tamaño de la cuba.

Tales distancias desempeñan el doble papel de aislar las salidas conductoras y de proteger el aislamiento interno, más costoso y difícil de reparar, contra las sobretensiones que pueden presentarse. Para ello se establece una coordinación de la rigidez dieléctrica en varios niveles que comienzan, en el inferior, por los descargadores o pararrayos de la línea.

Su misión es limitar a la caída de descarga en los mismos el valor de la tensión que llega a los bornes del transformador. Siguen los explosores, ya en los bornes del transformador, nuevos limitadores de voltaje y canalizadores de las descargas que eventualmente no hayan podido extinguir los pararrayos y, por último, en el nivel superior de rigidez dieléctrica, ha de hallarse el aislamiento interno.

He aquí por qué no conviene extremar el coeficiente de seguridad en las distancias aéreas que ahora consideramos. Así, para los explosores de varilla, las tensiones de prueba con ondas de choque se hallan incluso por encima de las de

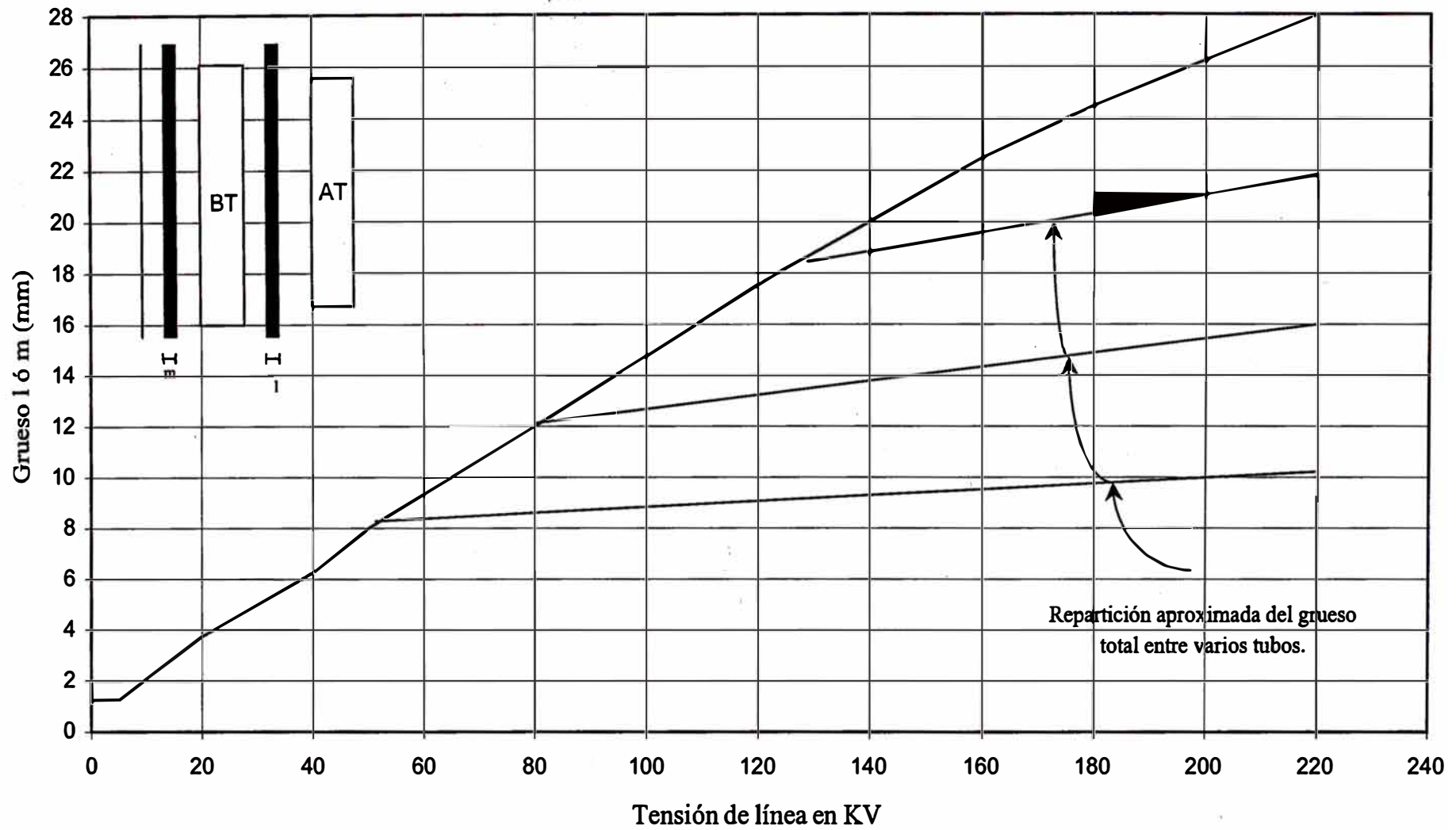


Fig 3.13 Espesor total m ó l de los tubos aislantes entre devanados A.T. - B.T., o entre B.T. y el núcleo.
Teoría Cálculo y Construcción de Transformadores; pag.552 - Juan Corrales Martín

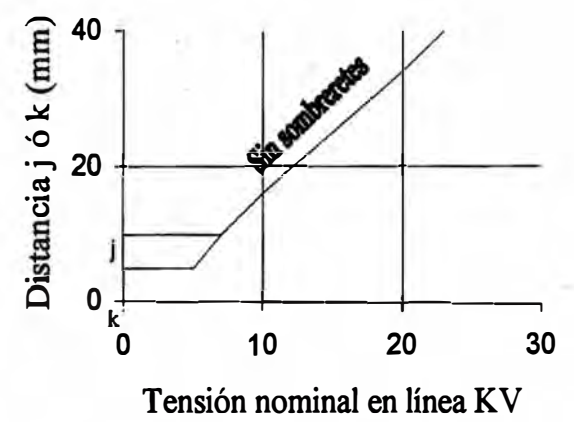
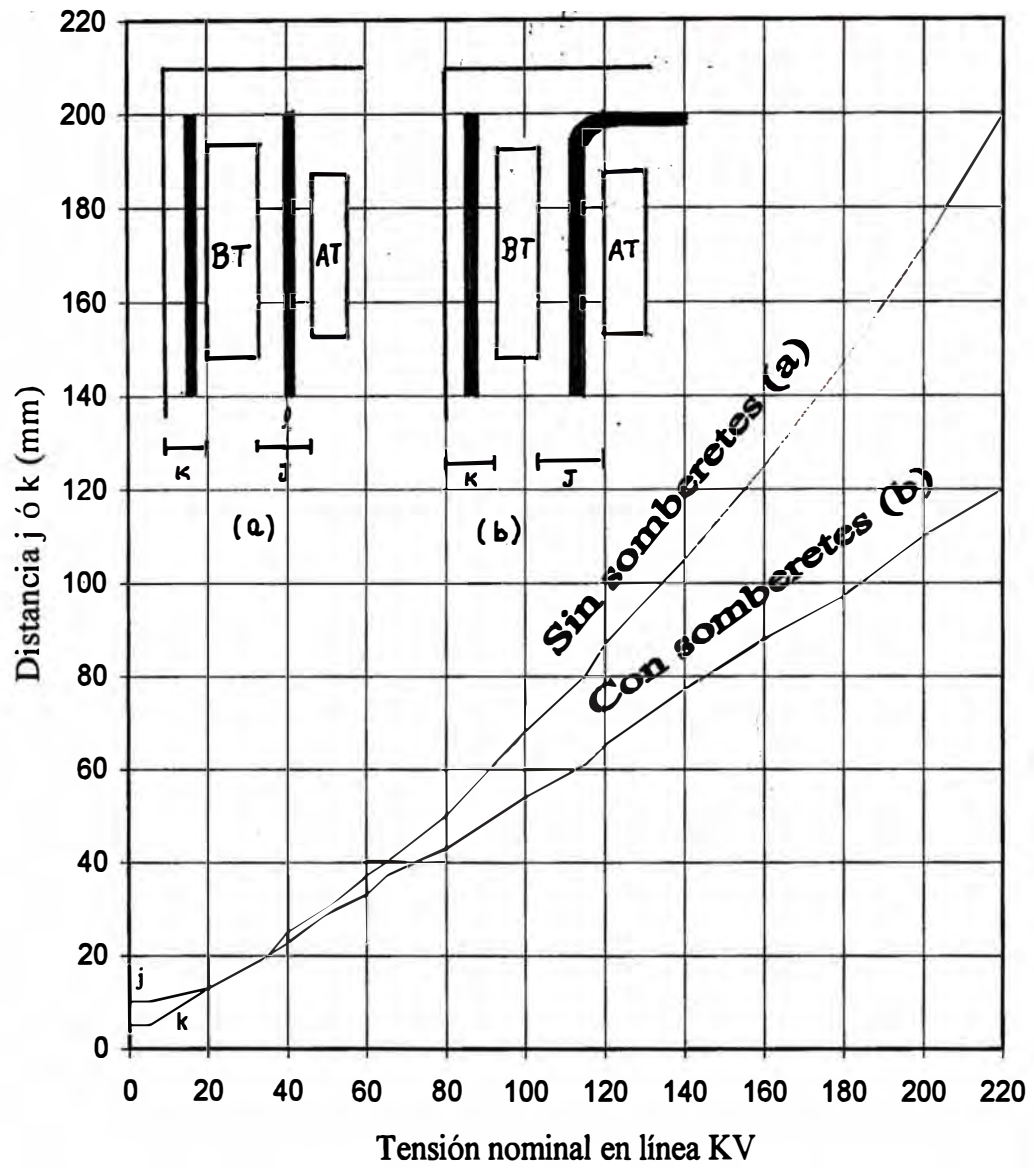


Fig. 3.14 Distancia mínima c entre devanados A.T.- B.T.

Teoría Cálculo y Construcción de Transformadores; pag.553 - Juan Corrales Martín

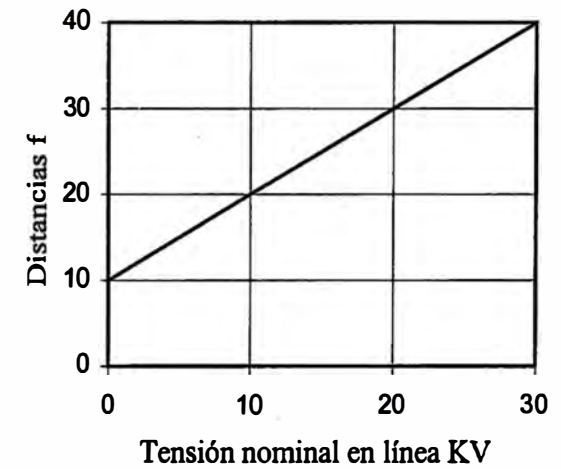
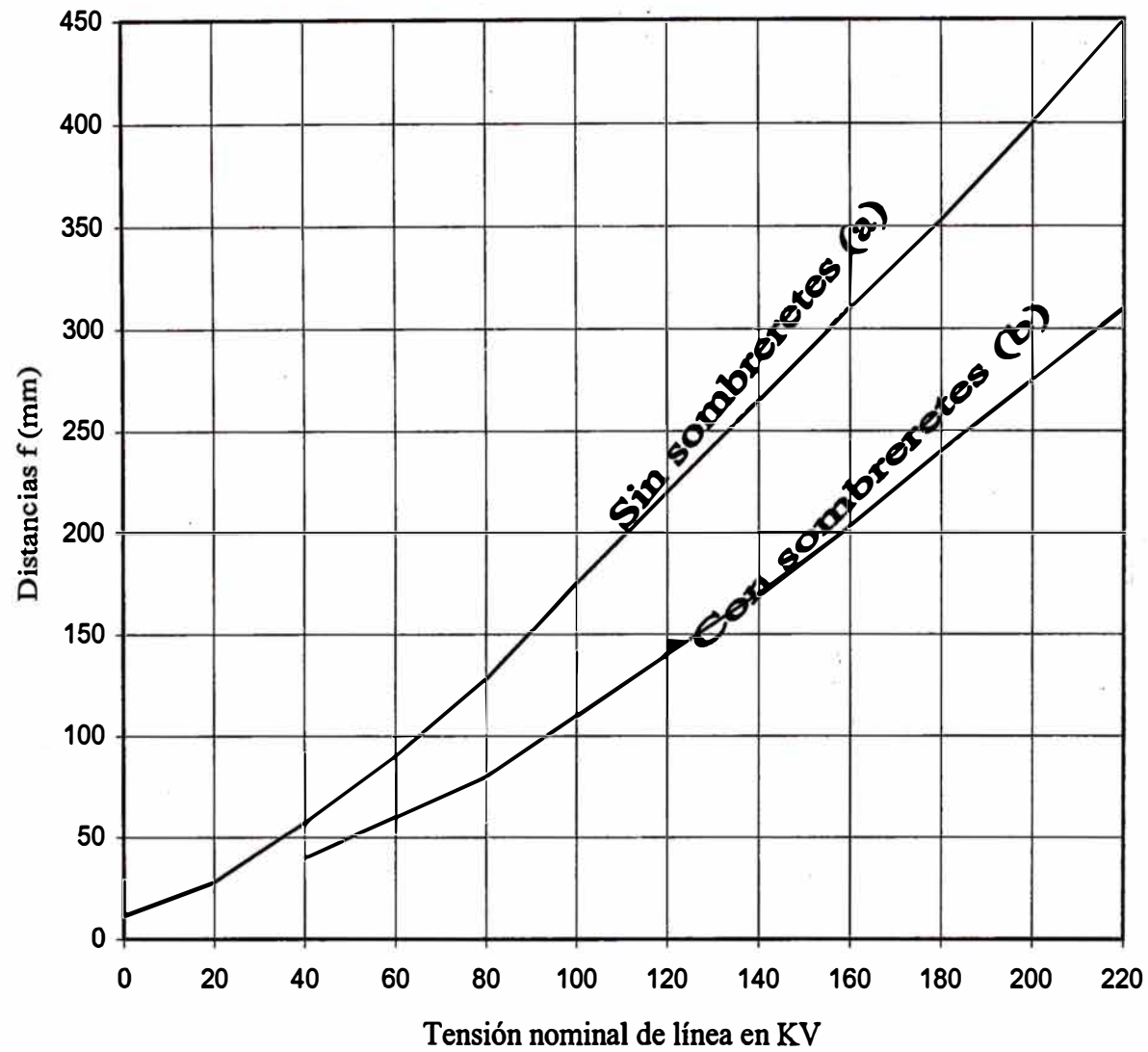


Fig. 3.15 Distancia f entre los devanados y el yugo.
 Teoría Cálculo y Construcción de Transformadores; pag.554
 Juan Corrales Martín

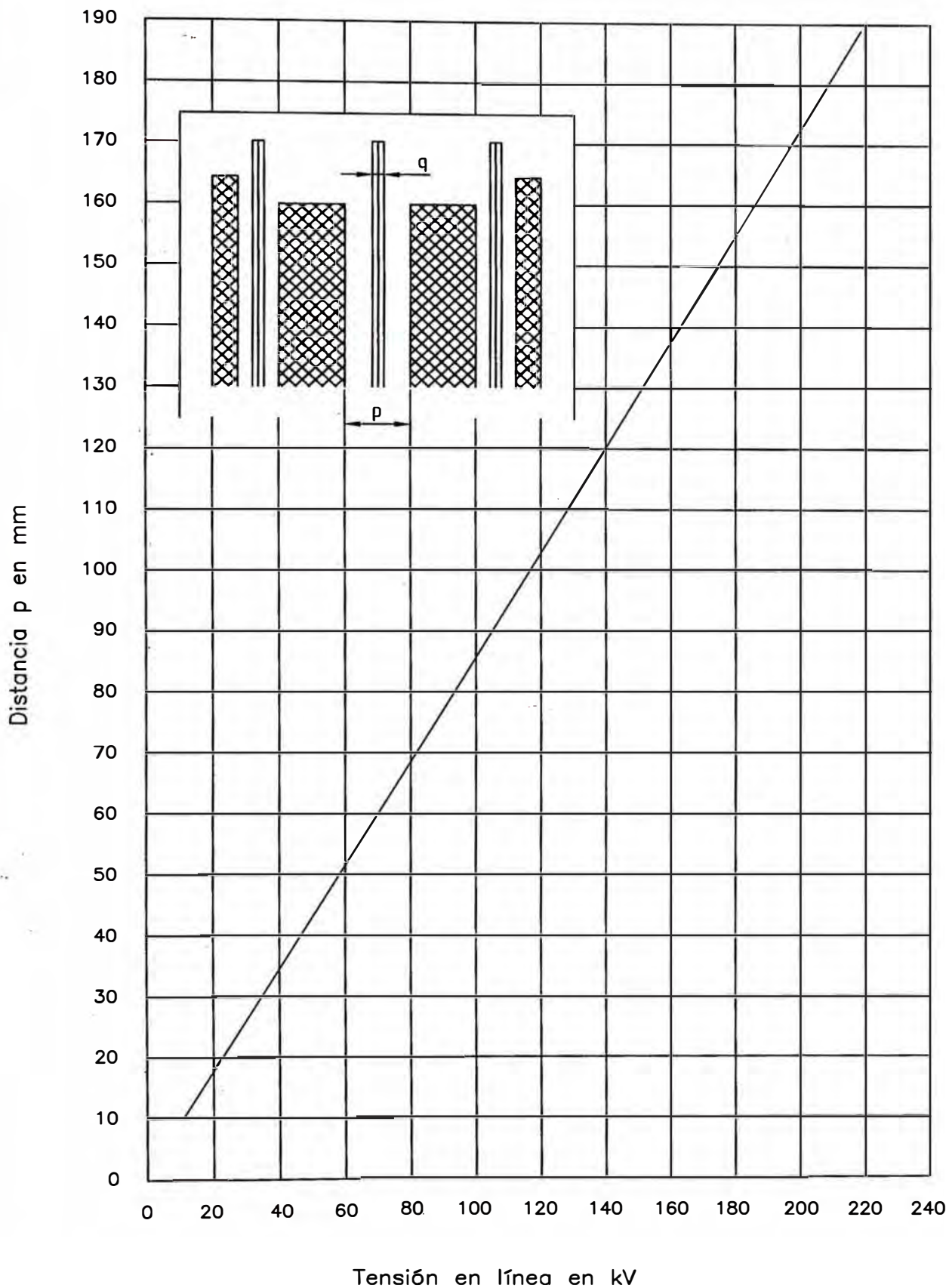


Fig. 358 Distancias mínimas entre bobinas de alta.

AISLAMIENTOS Y DISTANCIAS

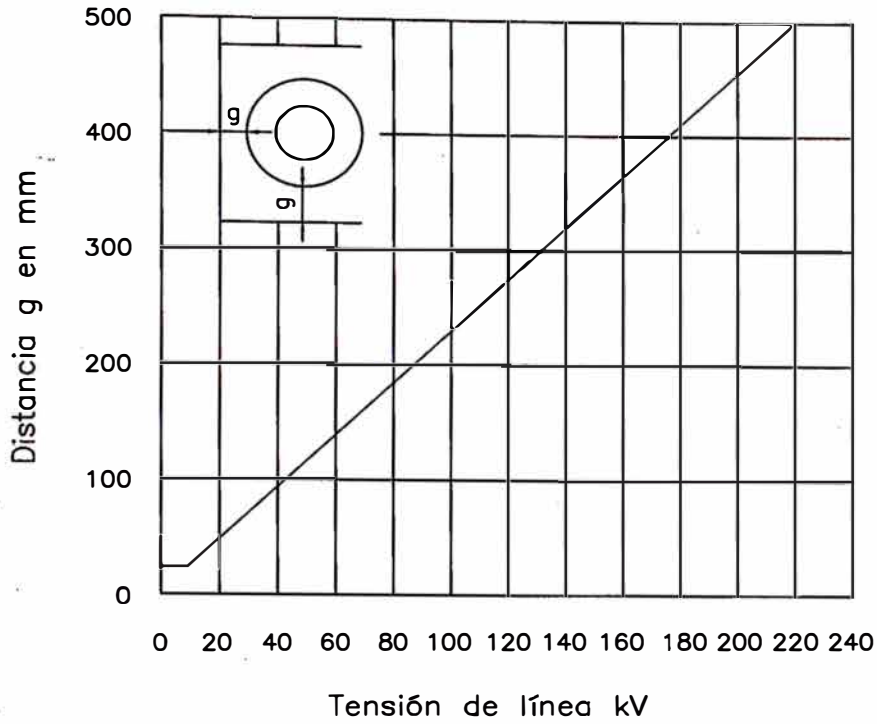


Fig. 3.17 Distancias mínimas entre las bobinas y la cuba.

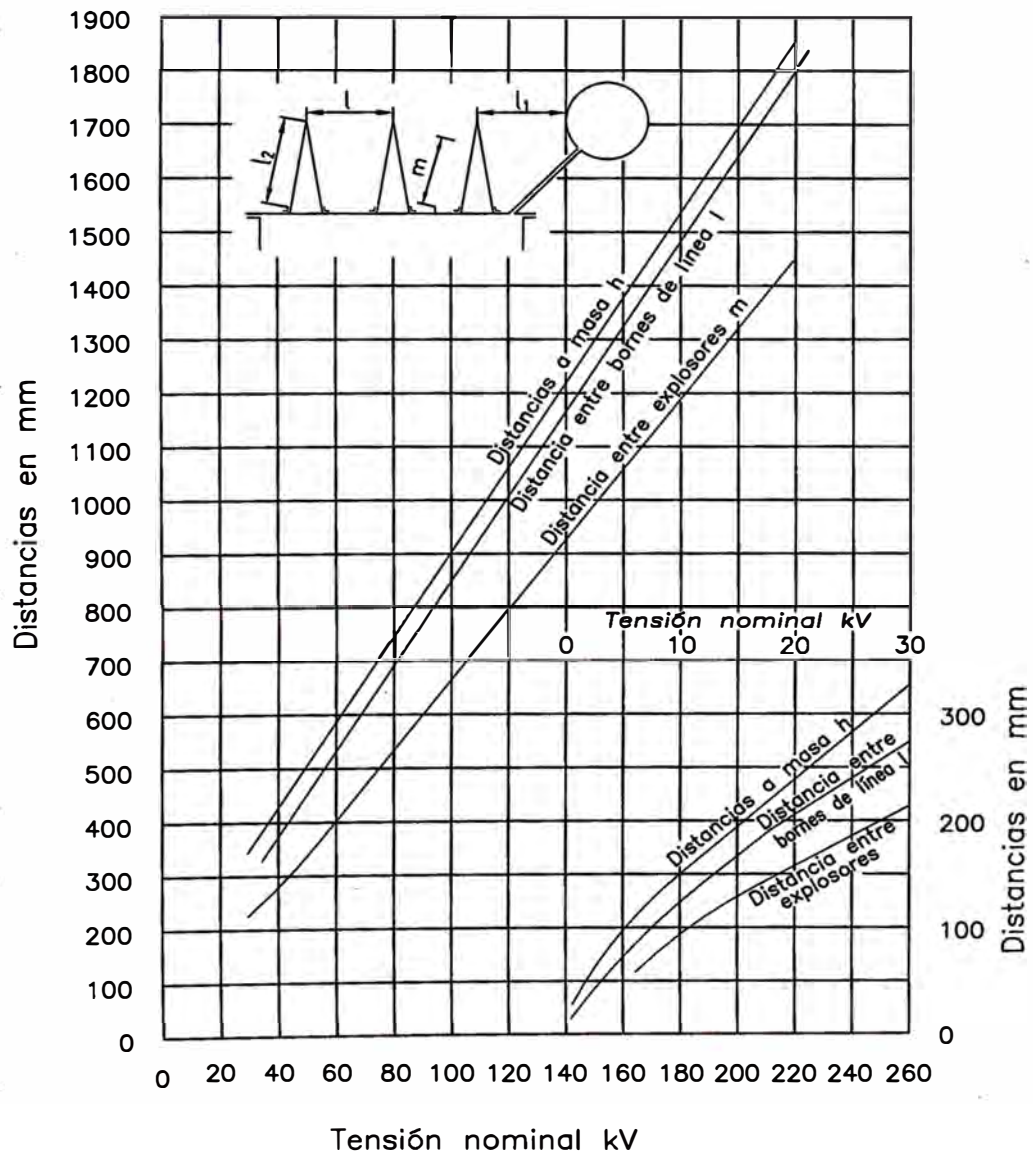


Fig. 3.18 Distancias mínimas de aislamiento externo.

CALCULO DE TRANSFORMADORES

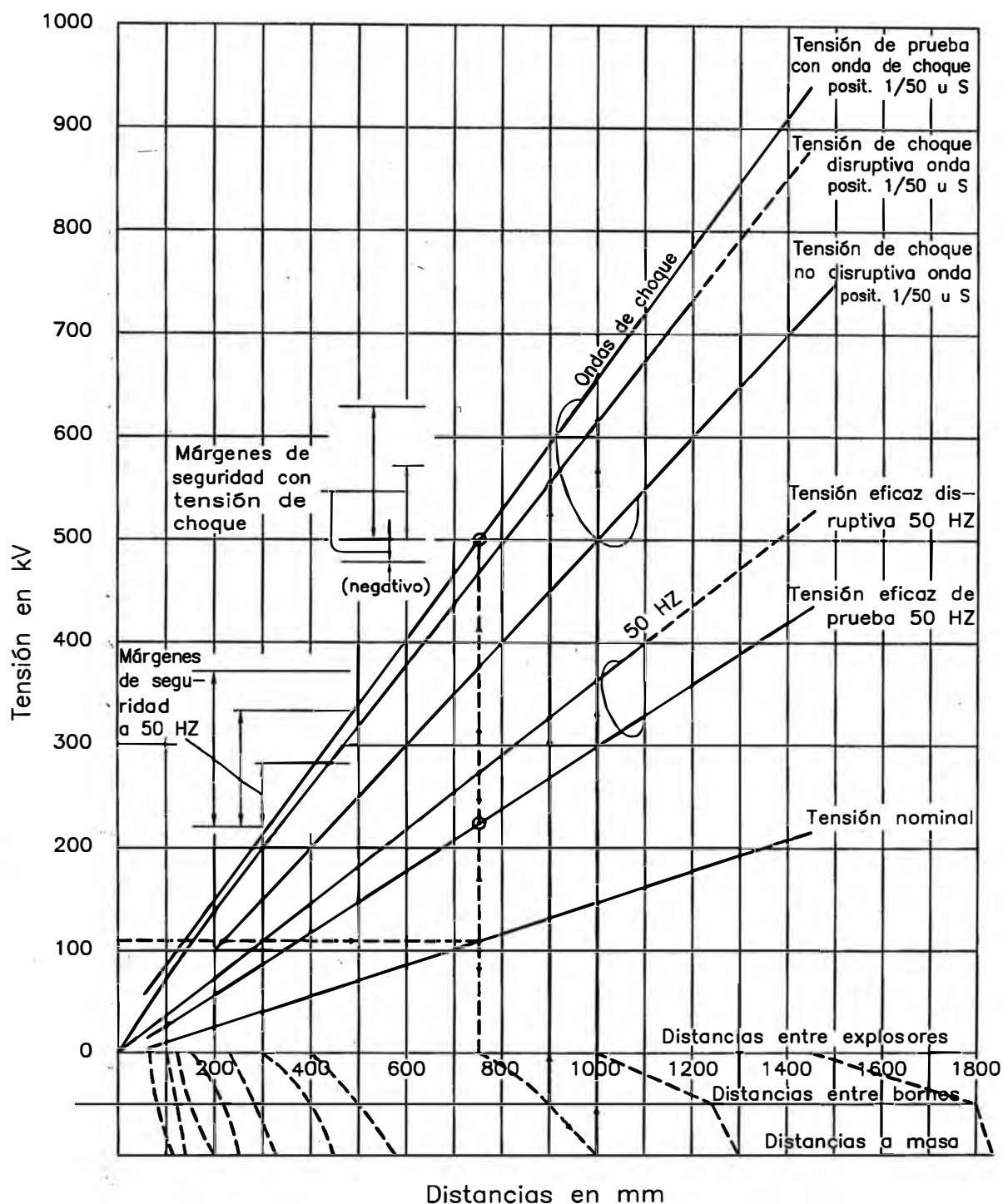


Fig. 3.19 Distancias en el aire entre bornes de los transformadores y a masa en función de la tensión nominal (curva 1). Las restantes curvas indican las tensiones de prueba, y disruptiva de los espacios aislantes siguiendo las rutas marcadas por las flechas.

ruptura del aire, como puede verse en la figura 3.19. Para hacer los ensayos de choque de un transformador, es necesario retirar antes las varillas explosoras.

Las construcciones de dicha figura dan todas las características necesarias de tensiones y distancias que interesan.

3.7 Tensión de Cortocircuito

La tensión de cortocircuito es una característica de funcionamiento muy importante en un transformador. Cuanto más elevada la tensión de cortocircuito, tanto más pequeña la corriente de cortocircuito a tensión nominal. En este sentido, es conveniente dar al transformador una tensión de cortocircuito más bien elevada. Empero, una tensión elevada de cortocircuito significa una reactancia de dispersión en proporción, o sea, una fuerte variación de tensión entre vacío y carga nominal, lo cual constituye lógicamente una desventaja. A los efectos de la corriente accidental de corto circuito, es conveniente, por lo tanto, que el transformador tenga una tensión de cortocircuito elevada; a los efectos de la variación de tensión en función de la carga, por el contrario, es preferible que la tensión de cortocircuito sea lo más pequeña posible. Nos encontramos frente a dos exigencias antagónicas y en la práctica habrá que dar preferencia a una de otra.

La medida de la tensión de cortocircuito, se efectúa convenientemente a corriente nominal. En esta condición, la tensión inducida adquiere aproximadamente un valor igual a la mitad de la tensión misma de cortocircuito, o sea, un valor correspondiente a una pequeña fracción de la tensión nominal. El flujo se mantiene entonces en un valor muy bajo, inferior al 10% del valor nominal. Las pérdidas en el fierro resultan así insignificantes y toda la potencia absorbida sirve para cubrir las pérdidas en el cobre de ambos arrollamientos.

La tensión de cortocircuito u_c consta de dos componentes: una activa correspondiente a la caída ohmica u_r y una reactiva correspondiente a la caída inductiva u_x . Vale la relación:

$$u_c = (u_r^2 + u_x^2)^{1/2} \quad (3.4)$$

La componente reactiva es independiente de la temperatura, más la componente activa que es función de la resistencia ohmica de los arrollamientos, si depende de la temperatura. En consecuencia, también la tensión de cortocircuito varía en función de la temperatura de los arrollamientos. En la práctica, la tensión de cortocircuito tiene que ser referida a la temperatura de régimen a carga nominal, normalmente 75°C.

El procedimiento para calcular la tensión de cortocircuito referida a la temperatura de régimen, supuesta conocida, por medición, la tensión de cortocircuito a una temperatura t_0 así como las pérdidas correspondientes en el cobre, es el siguiente:

La caída ohmica en valor absoluto es igual a:

$$u_r = (r_1 + r'_2) I_n \quad (3.5)$$

el valor relativo de la tensión nominal es:

$$u_r \% = (r_1 + r'_2) I_n \times 100 / [U_n + (r_1 + r'_2) I_n] \quad (3.6)$$

multiplicando el numerador y denominador por I_n y considerando que $(r_1 + r'_2) I_n^2 = P_{cu}$ resulta:

$$u_r \% = P_{cu} \text{ (watts)} \times 100 / [kVA \times 1000 + P_{cu} \text{ (watts)}] \quad (3.7)$$

determinando así u_r correspondiente a t_0 , se calcula u_x según la fórmula:

$$u_x \% = (u_c^2 - u_r^2)^{1/2} \quad (3.8)$$

Resulta así determinada, otra vez, la caída inductiva y con ella la reactancia de dispersión, cuyo valor, como ya se ha mencionado, es independiente de la temperatura. El valor anteriormente calculado, referido a una temperatura de régimen de 75°C, resulta de la fórmula aproximada:

$$u_{r(75^{\circ}\text{C})} \% = u_r \% (235+75)/(235+t_0) = u_r \% (310)/(235 + t_0) \quad (3.9)$$

La tensión de cortocircuito referida a 75°C vale entonces:

$$u_{c(75^{\circ})} \% = (u_{r(75^{\circ})}^2 \% + u_x^2 \%)^{1/2} \quad (3.10)$$

En cortocircuito, la caída inductiva corresponde íntegramente a la reactancia de dispersión, la que por lo tanto es factor determinante de la tensión y, consecuentemente, de la corriente de cortocircuito. Puesto que el circuito magnético de dispersión se desarrolla predominantemente en un medio de permeabilidad constante, la reactancia de dispersión es prácticamente independiente de las condiciones de carga. Su determinación es en consecuencia, importante, no sólo a los efectos de cortocircuito, sino también para los cálculos de variación de tensión en función de la carga.

3.8 Reactancia de dispersión

Su valor depende esencialmente de la posición recíproca y de las distancias entre arrollamientos.

Por vía experimental, la reactancia de dispersión se determina efectuando, como hemos visto, la medida de las pérdidas en el cobre y de la tensión de cortocircuito. Para el cálculo conviene utilizar, otra vez, el sistema de la potencia de magnetización, teniendo presente que esa potencia se puede expresar según las fórmulas:

$$P_{\mu} = X I^2 = w B_{\max}^2 / (2 \mu_0) \quad (3.11)$$

En las que X es, precisamente, la reactancia total de dispersión.

El flujo de dispersión se desarrolla en dirección axial, en el espacio ocupado por ambos arrollamientos, Exteriormente el flujo se cierra, por un lado, a lo largo de la columna del núcleo y, por el otro, en un medio de permeabilidad constante, igual a μ_0 . Debido a la elevada permeabilidad de la primera parte y a la gran sección de la segunda parte del circuito externo de dispersión, no se comete error apreciable si se supone que la fmm total sea absorbida tan sólo por el tramo longitudinal h, ocupado por los arrollamientos mismos. La distribución de la fmm en el tramo considerado tiene el aspecto de un trapecio (figura 3.20), constante en sentido radial y de valor máximo $\sqrt{2} NI$, con relación al tiempo, en el espacio entre los arrollamientos y variable entre este máximo y cero, en el espacio ocupado por los arrollamientos.

Puesto que la permeabilidad del medio es constante, cualquiera que sea la fmm vale en relación:

$$B_{\max} = \mu_0 H = \mu_0 (2)^{1/2} NI / h \quad (3.12)$$

Que da el valor máximo de la inducción con relación al tiempo en el tramo δ , correspondiente al espacio entre bobinas.

La potencia específica de magnetización, función al cuadrado de la inducción B, tendrá distribución constante en el interespacio δ , de valor:

$$P_{\mu s} = \omega B^2 / (2\mu_0) = 2 \pi f N^2 I^2 \mu_0 / h^2 \quad (3.13)$$

Y de distribución parabólica, con valor medio igual a 1/3 del anterior, en los tramos de espesor a_1 y a_2 , ocupados por los arrollamientos. La potencia total de magnetización es la suma de las potencias relativas a los tres tramos parciales. Cada

una de ellas es igual al producto de la potencia específica para el respectivo volumen, es decir:

$$P_{\mu} = P_{\mu s} (P h a_1) / 3 + P_{\mu s} (P h \delta) + P_{\mu s} (P h a_{12}) / 3$$

$$P_{\mu} = P_{\mu s} [P \delta + (a_1 + a_2) / 3] / h \quad (3.14)$$

Si es que, por simplificación, se asume para los tres tramos el mismo valor “P” del perímetro, igual a aquel del punto medio del interespacio. Reemplazando para $P_{\mu s}$ su valor poniendo:

$$\lambda = \delta + (a_1 + a_2) / 3 \quad (3.15)$$

y dividiendo por I^2 , se obtiene:

$$X = 2 \pi f N^2 \mu_0 P \lambda / h \quad (3.16)$$

Que corresponde al valor de la reactancia de dispersión, referida al arrollamiento primario ó secundario, según se ponga en la fórmula para N el N° de espiras de uno u otro arrollamiento.

El coeficiente numérico de la fórmula anterior, cuyo valor teórico es:

$$2\pi\mu_0 = 2\pi \times 0,4 \times \pi \times 10^{-6} \text{ Henry/m} = 7.9 \times 10^{-8} \text{ Henry/cm}$$

resulta en la práctica algo mayor y precisamente igual a:

$$2\pi\mu_0 = 8.5 \times 10^{-8} \text{ Henry/cm}$$

El valor de la reactancia de dispersión resulta en definitiva:

$$X = 8.5 f N^2 P \lambda / h \times 10^{-8} \text{ Ohm} \quad (3.17)$$

En la que todas las dimensiones lineales van expresadas en cm y λ tiene, para los arrollamientos concéntricos simples, el valor ya mencionado.

La dimensión λ adquiere la denominación de distancia entre los centros electromagnéticos, entendiéndose como centro electromagnético el cilindro

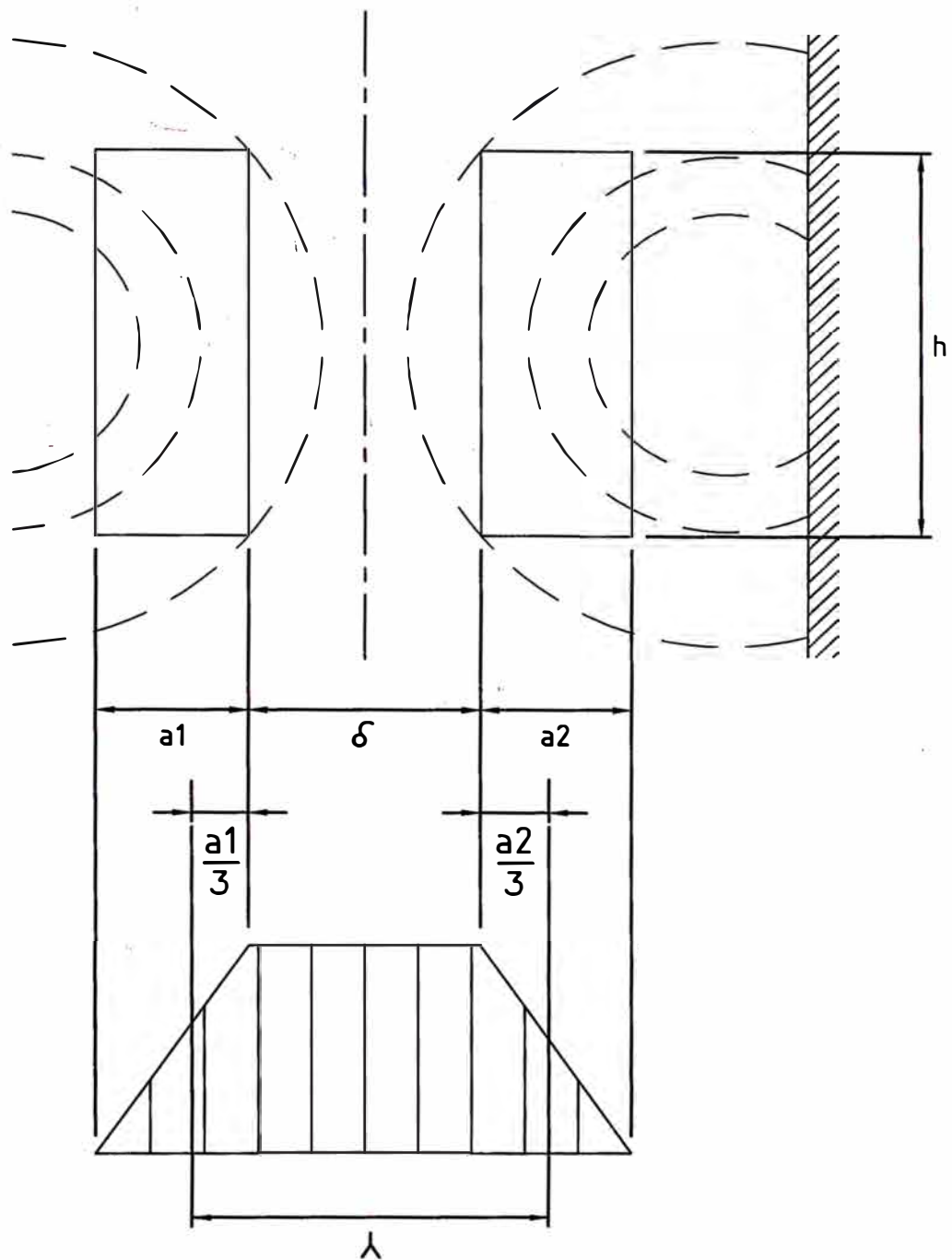


Fig. 3.20

de espesor infinitesimal de reactancia equivalente a la reactancia efectiva del arrollamiento distribuido.

3.9 Especificaciones Generales de un Transformador de 25 MVA

Estas especificaciones son proporcionadas por los clientes de acuerdo a los requerimientos deseados.

El transformador del presente proyecto será trifásico, tipo exterior, con conmutador de tensión en vacío, en baño de aceite con refrigeración por circulación natural de aceite (ONAN) para poder entregar en los secundarios en funcionamiento normal y continuo, la potencia nominal especificada, estando el conmutador en cualquiera de sus tomas.

3.9.1 Características eléctricas del transformador de potencia

3.9.1.1 Características principales

a) Tensión nominal de A.T	:60 kV
b) Tensión máxima de servicio de A.T	:72.5 kV
c) Tensión nominal de B.T	:10 kV
d) Tensión máxima de servicio de B.T	:12 kV
e) Frecuencia nominal	:60 Hz
f) Altura máxima de operación	:1 000 m.s.n.m.
g) Potencia nominal ONAN	:25 MVA
h) Relación de transformación en vacío	: $60 \pm 2 \times 2.5\% / 10kV$
i) Grupo de conexión	:YNd5
j) N° de terminales AT / BT	:4 / 4
k) Esquema de conexión lado AT	:Estrella neutro saliente
l) Esquema de conexión lado BT	:Triangulo

3.9.2 Requerimientos de diseño

a) Eficiencia

El transformador será de la más alta eficiencia y mínimas pérdidas.

b) Impedancia equivalente de corto circuito

El valor de la impedancia equivalente de corto circuito será de 12.5% (AT/BT)

Potencia base: 25MVA

c) Límites de calentamiento

El calentamiento de los arrollamientos, del aceite y de los circuitos magnéticos del transformador, no excederán los siguientes valores:

Calentamiento del aceite en la parte superior 60°C.

Calentamiento de los arrollamientos 65°C.

Las temperaturas ambientes a tomar en consideración son las siguientes:

Temperatura máxima : 40°C

Temperatura media : 25°C

Temperatura mínima : 5°C

d) Tensiones para las pruebas del dieléctrico

El transformador será diseñado para las siguientes tensiones de prueba:

Aislamiento Externo

Tensión de ensayo a la onda de choque

- Pasatapas AT 325 kVp

- Pasatapas BT 75 kVp

Tensión de ensayo a frecuencia industrial

- Pasatapas AT 140 kVp

- Pasatapas BT 28 kVp

Aislamiento Interno

Tensión de ensayo a la onda de choque

- Devanados AT 325 kVp
- Devanados BT 75 kVp

Tensión de ensayo a frecuencia industrial

- Devanados AT 140 kVp
- Devanados BT 28 kVp

3.10 Estructura y proporción de los Arrollamientos

Cálculo de la sección circular escalonada del núcleo:

$$S = \text{Potencia total} / 3 = 25 / 3 = 8,33 \text{ MVA}$$

$$A_{Fe} = K_{As} S^{1/2}$$

Usando la tabla II.

Clase de Transformador	Porcentaje de Reactancia		Kas $K_{As} = A_{Fe} / S^{1/2}$		Kvs $K_{vs} = (V/N) / S^{1/2}$
	Rango	Promedio	Rango	Promedio	$K_{vs} = 2.22 B_m K_{As} \times 10^2$
Generador	12.0-18.0	15.0	0.056-0.075	0.071	26.8
Transm. primaria	12.0-22.5	17.5	0.045-0.060	0.055	19.0
Transm. Secundaria	10.0-26.0	14.2	0.051-0.069	0.058	20.0
Distribución	4.75	4.75	0.054-0.060	0.057	19.6

Tabla II

$$A_{Fe} = 0.050 (8.33)^{1/2}$$

$$A_{Fe} = 0.1443 \text{ m}^2$$

$$A_{Fe} = 1443 \text{ cm}^2$$

Ø nominal = 450 mm. (Ver anexo a)

$$A_{Fe} = 1438.3 \text{ cm}^2$$

Tensiones y Corrientes por fase:

- Tensiones primarias por fase (conexión estrella)

$$V_p = 60000/\sqrt{3} \pm 2 \times 2.5\% \text{ V./fase}$$

$$(63000/\sqrt{3}\text{V}; 61500/\sqrt{3}\text{V}; 60000/\sqrt{3}\text{V}; 58500/\sqrt{3}\text{V.}; 57000/\sqrt{3}\text{V})$$

- Tensión secundaria en vacío (conexión triángulo)

$$U_s = 10000 \text{ Volt/fase}$$

Corrientes primarias por fase

$$\text{Máxima (toma mínima): } I_p = (25000/\sqrt{3}) / 57 = 253.23 \text{ A}$$

$$\text{Media (toma nominal): } I_p = (25000/\sqrt{3}) / 60 = 240.56 \text{ A}$$

$$\text{Mínima (toma máxima): } I_p = (25000/\sqrt{3}) / 63 = 229.11 \text{ A}$$

- Corriente secundaria por fase

$$I_s = (25000/3) / 10 = 833,33 \text{ A}$$

Estimando una longitud de columna igual a 1470 mm y considerando la sección encontrada de 1438.3 cm² se procede al cálculo para estas dimensiones iniciales, con lo cual se estaría tentando una primera solución, lo que se busca es la tensión de cortocircuito garantizada que es igual a 12.5% (AT-BT), cabe señalar que mediante un programa realizado en computadora se procede a realizar los cálculos para diferentes configuraciones, obteniéndose resultados más óptimos.

Inducción en el núcleo en vacío:

$$B_m = 1.72 \text{ Tesla}$$

$$V_{ef} = 4,44 f N B_m A_{fe}$$

* El valor de B_m se asume para valores entre 1.65 y 1.75 teslas para frecuencia de 60 Hz.

Número de espiras por fase en BT:

$$N_{BT} = V_{ef} / (4,44 f B_m A_{fe}) = 10000 \times 10^4 / (4,44 \times 60 \times 1,72 \times 1438,3) = 151.74 \text{ espiras}$$

considerando $N_{BT} = 152$ espiras, recalculamos la inducción:

$$B_m = 10000 \times 10^4 / (4.44 \times 60 \times 152 \times 1438.3) = 1,7170 \text{ Teslas}$$

Diámetro del Núcleo:

$$D = 450 \text{ mm (que le corresponde un área igual a } 1438.3 \text{ cm}^2)$$

Número de espiras por fase en AT:

$$N_{BT} = 152 \text{ espiras}$$

$$V / \text{espira} = 10000 / 152 = 65.78947368$$

1ra. Toma: $63000/\sqrt{3}$ Volt - 553 espiras diferencia: 13 espiras

2da. Toma: $61500/\sqrt{3}$ Volt - 540 espiras diferencia: 13 espiras

3ra. Toma: $60000/\sqrt{3}$ Volt - 527 espiras diferencia: 14 espiras

4ta. Toma: $58500/\sqrt{3}$ Volt - 513 espiras diferencia: 13 espiras

5ta. Toma: $57000/\sqrt{3}$ Volt - 500 espiras

Distancias eléctricas mínimas:

- Distancia núcleo-baja tensión = 16 mm
- Distancia baja tensión-alta tensión = 32 mm
- Distancia alta tensión-yugo superior = 100 mm
- Distancia alta tensión-yugo inferior = 100 mm
- Distancia baja tensión-yugo superior = 90 mm
- Distancia baja tensión-yugo inferior = 90 mm
- Distancia entre fases AT = 43 mm

Arreglo del Devanado Baja Tensión : Tipo Helicoidal

- Número de espiras = 152
- Distancia B.T.-yugo = $2 \times 90 = 180$ mm
- Altura de bobinado = $1470 - 180 = 1290$ mm

- Separación entre espiras = 2 mm
- Sección del conductor = $I / J = 833.33 / 2.96 = 281.5 \text{ mm}^2$
- Forrado del papel el conductor = 0.5 mm
- Ancho del conductor (desnudo / forrado) = 5.8 / 6.3 mm
- Espesor del conductor (desnudo / forrado) = 2.25 / 2.75 mm
- Sección total del conductor = $22 \times 5.8 \times 2.25 \times 0.98 = 281.4 \text{ mm}^2$
- Número de platinas radiales = 22
- Número de platinas axiales = 1
- Ancho de bobina = $22 \times 2.75 + 1 \times 6 = 66.5 \text{ mm}$ (sin tolerancia)
- Ancho de bobina = $66.5 + 1.5 = 68.0 \text{ mm}$ (tolerancia = 1.5 mm)
- Longitud de bobina = $153 \times 6.3 = 964.0 \text{ mm}$
- Longitud de separadores = $131 \times 2.0 = 262 \text{ mm}$
- Longitud de separadores en los cruces = $21 \times 4.5 = 95 \text{ mm}$
- Prensado de papel = 16 mm
- Prensado de separador = 15 mm
- Longitud final de Baja Tensión = 1290 mm
- Densidad final de corriente = $833.33 / 281.4 = 2.96 \text{ A/mm}^2$

Arreglo del Devanado de AT: Tipo Discos

- Número de espiras = 553
- Distancia AT-yugo = $2 \times 100 = 200 \text{ mm}$
- Altura de bobinado = $1470 - 200 = 1270 \text{ mm}$
- Separación entre discos = 5.0 mm
- Número de espiras por bobina = 8
- Número de bobinas ó discos = 70

- Sección del conductor = $I / J = 240.56 / 2.83 = 85.00 \text{ mm}^2$
- Forrado del papel del conductor = 1.2 mm
- Ancho del conductor (desnudo / forrado) = 12.30 / 13.5 mm
- Espesor del conductor (desnudo / forrado) = 2.35 / 3.55 mm
- Sección total del conductor = $3 \times 12.3 \times 2.35 \times 0.98 = 85.00 \text{ mm}^2$
- Número de platinas radiales = 3
- Número de platinas axiales = 1
- Ancho de bobina = $3 \times 3.55 \times 8 + 1 \times 6 = 91.2 \text{ mm}$ (sin tolerancia)
- Ancho de bobina = $91.20 + 1.3 = 92.5 \text{ mm}$ (con tolerancia)
- Longitud de bobina = $70 \times 13.5 = 945.0 \text{ mm}$
- Longitud de separadores = $69 \times 5.16 = 356 \text{ mm}$
- Prensado de papel = 17 mm
- Prensado de separador = 14 mm
- Longitud final de AT = 1270 mm
- Densidad final de corriente = $240.56 / 85.0 = 2.83 \text{ A/mm}^2$

* La densidad de corriente se asume para valores entre 2.5 y 3.5 A/mm², dependiendo de la valorización de pérdidas se pueden emplear valores mas altos o mas bajos.

Cálculo de Masa de Fierro

$$m_{fe} = A_{fe} \cdot l_{fe} \cdot \rho_{fe}$$

$$b_{central} = b_w - b_{fe}$$

$$b_w = b_{central} - b_{fe} = 910 - 440 = 470$$

$$l_{fe} = \{ 3 h_w + 4b_w + 6b_{fe} \} \times 10^{-3} \text{ m}$$

$$l_{fe} = \{ 3(1470) + 4(470) + 6(440) \} \times 10^{-3} \text{ m}$$

Donde:

b_{central} : Distancia entre ejes

b_{fe} : Ancho maximo del fierro

h_w : Altura de ventana de fierro

$$l_{\text{fe}} = 8.93 \text{ m}$$

$$A_{\text{fe}} = 1438.3 \text{ cm}^2 = 0.14383 \text{ m}^2$$

$$m_{\text{fe}} = 0.14383 \times 8.93 \times 7.9 \times 10^3 \text{ kg}$$

$$m_{\text{fe}} = 10\ 146.8 \text{ Kg}$$

Cálculo de Pérdidas en el Fierro

Pérdidas específicas del fierro = 1.52 W/Kg. (El tipo de fierro empleado es acero al silicio de pérdidas específicas bajas)

$$P_{\text{fe}} = m_{\text{fe}} \times p_{\text{fe}} \times 10^{-3} \times F_{\text{ensamble}} = 10146.8 \times 1.52 \times 10^{-3} \times 1.15 \text{ kW}$$

$$P_{\text{fe}} = 17.73 \text{ kW}$$

El factor de ensamble es un valor que esta comprendido entre 1.1 y 1.2, depende mucho de las maquinas y del personal que trabaja el fierro silicoso.

Cálculo de Masa de Cobre

$$m_{\text{cu}} = 3 \rho_{\text{cu}} (N \times l_m + 7) S_{\text{cu}} / 1000$$

donde:

m_{cu} = masa del cobre

N = número de espiras

L_m = longitud de la espira media ($\pi \times \varnothing_{\text{medio}}$)

S_{cu} = sección total del cobre

ρ_{cu} = densidad del cobre (8.9)

$$m_{\text{Cu BT}} = 3 \times 8.9 \{152 [\pi (482 + 68)] / 1000\} \times 281.4 / 1000$$

$$m_{\text{Cu BT}} = 1973.3 \text{ kg}$$

$$m_{Cu AT} = 3 \times 8.9 \{553 [\pi (688 + 92.5)] / 1000\} \times 85.0 / 1000$$

$$m_{Cu AT} = 3077.4 \text{ kg}$$

Cálculo de Pérdidas en el Cobre

Pérdidas por Efecto Joule a 75°C

$$BT: W_{I BT} = 2.43 \times m_{Cu BT} \times \delta_{BT}^2$$

$$W_{I BT} = 2.43 \times 1973.3 \times 2.96^2$$

$$W_{I BT} = 42012.9 \text{ W}$$

$$W_{I BT} = 42.01 \text{ kW}$$

$$AT: W_{I AT} = 2.43 \times m_{Cu AT} \times \delta_{AT}^2 \times N^{\circ} \text{ esp. Pos. Nominal} / N^{\circ} \text{ esp. Totales}$$

$$W_{I AT} = 2.43 \times 3077.4 \times 2.83^2 \times 527 / 553$$

$$W_{I AT} = 57075.35 \text{ W}$$

$$W_{I AT} = 57.08 \text{ kW (Posición nominal)}$$

Pérdidas por corrientes Eddy

$$\%P_i = 100 P_i / W_i \cong 11.4 [b_c I N / (100 h J)]^2 \text{ a } 60 \text{ Hz}$$

Donde :

b_c : Espesor de la platina

$$BT: \%P_{i BT} = 11.4 [2.25 \times 833.33 \times 152 / (100 \times 1290 \times 2.96)]^2$$

$$\%P_{i BT} = 6.35\% W_{I BT}$$

$$\%P_{i BT} = 6.35 \times 42.01 / 100 \text{ kW}$$

$$\%P_{i BT} = 2.67 \text{ kW}$$

$$AT: \%P_{i AT} = 11.4 [2.35 \times 240.56 \times 527 / (100 \times 1270 \times 2.83)]^2$$

$$\%P_{i AT} = 7.83\% W_{I AT}$$

$$\%P_{i AT} = 7.83 \times 57.08 / 100 \text{ kW}$$

$$\%P_{iBT} = 4.46 \text{ kW}$$

$$\text{Entonces: } P_{cuBT} = 42.01 + 2.67 = 44.68 \text{ kW}$$

$$P_{cuAT} = 57.08 + 4.46 = 61.54 \text{ kW}$$

Resumen de Resultados

Arrollamientos

Arrollamiento	BT	AT
Tipo de arrollamiento	Hélice	Discos
Nº de espiras	152	553
Voltios / fase (kV)	10.00	36.37
Corriente (A)	833.33	240.56
Area del conductor (mm ²)	281.40	85.00
Densidad de corriente (A/mm ²)	2.96	2.83
Altura de bobinado (mm)	1290	1270
Distancia yugo sup/inf (mm)	90 / 90	100 / 100
Canal	16	32
Diámetro interno (mm)	482	688
Ancho radial (mm)	68.0	92.5
Ancho de platina (mm)	5.80	12.30
Espesor de platina (mm)	2.25	2.35
Aislamiento de platina (mm)	0.5	1.20
Masa del conductor (kg)	1973.3	3077.4

Pérdidas en el cobre (kW)	44.86	61.54
Pérdidas de Salida (kW)		16.00
Distancia entre fases		43 mm

Núcleo

Diámetro	:	450 mm (Area = 1438.3 cm ²)
Longitud	:	1470 mm
Distancia entre ejes	:	910 mm
Peso del fierro	:	10 146.8 kg
Inducción	:	1.7170 Tesla
Pérdidas en el fierro	:	17.73 kW

Cálculo de la reactancia entre AT y BT

$$\%X = 59.4 I N (3b_0 S_0 + b_1 S_1 + b_2 S_2) / (10^8 \varnothing_m (h + 0.32(b_0 + b_1 + b_2)))$$

donde: $b_1 = 68 \text{ mm}$

$$b_2 = 92.5 \text{ mm}$$

$$b_0 = 32.0 \text{ mm}$$

$$S_1 = \pi \times (482 + 68) = 1727.88 \text{ mm}$$

$$S_2 = \pi \times (682 + 92.5) = 2433.16 \text{ mm}$$

$$S_0 = \pi \times (682 - 32.0) = 2042.04 \text{ mm}$$

$$h = 1280 \text{ mm}$$

Tenemos:

$$3 b_0 S_0 + b_1 S_1 + b_2 S_2 = 3 \times 32 \times 2042.04 + 68 \times 1727.88 + 92.5 \times 2433.16$$

$$3 b_0 S_0 + b_1 S_1 + b_2 S_2 = 556977.34$$

Entonces:

$$\%X = (59.4 \times 152 \times 833.33 \times 556977.34) / (10^8 \times 1.7146 \times 0.14403 \times (1280 + 0.32(32 + 68 + 92.5)))$$

$$\%X = 12.65 \%$$

Además:

$$\%R = 106.22 / 25000 \times 100 = 0.425 \%$$

$$\%Z = (12.65^2 + 0.425^2)^{1/2}$$

$$\%Z = 12.66 \%$$

CAPITULO IV DISEÑO MECANICO

4.1 Fuerzas

Aspectos Generales

Cualquier conductor que transporte corriente ubicado dentro y en forma perpendicular a un campo magnético esta sujeto a una fuerza que se puede calcular con la siguiente fórmula:

$$F = B.I.l \quad (4.1)$$

con F en newtons, B en teslas y l en metros. En esta expresión la corriente y la densidad de flujo son tomados en el instante considerado. En sistemas AC, los valores picos de B y I dan la máxima fuerza en cualquier ciclo. Debido a que la densidad de flujo es proporcional a la corriente en las bobinas, la fuerza es proporcional al cuadrado de la corriente. A plena carga estas fuerzas son pequeñas, pero bajo condiciones de corto circuito pueden conseguirse fuerzas muy grandes que actúan sobre las estructuras, aislamientos y sobre el mismo conductor. En el cálculo no sólo se debe usar el valor pico de la corriente de corto circuito, sino que se debe asumir que el instante de ocurrencia de la falla sea tal que haya una completa asimetría en el sistema, de este modo se dobla el valor pico.

4.1.1 Corrientes de Corto Circuito

Cuando se produce un contacto directo entre dos conductores de línea secundarios, o entre uno de ellos y tierra, si la red lleva neutro de esta clase, la corriente toma un valor cuyos efectos pueden ser desastrosos para los devanados. Es cierto que la acción de los interruptores rápidos evita generalmente que el arrollamiento o los aislantes se quemen; pero los esfuerzos que se desarrollan entre las espiras crecen instantáneamente con el cuadrado de la intensidad, y los pocos períodos que tarda en romperse el corto circuito bastan para producir serias averías en el transformador.

En el caso extremo, actuará como límite exclusivo de la corriente la impedancia interna de los devanados. Si, con la intensidad de plena carga I_{pc} , la tensión de impedancia o de cortocircuito es u_z en tanto por ciento de la tensión nominal, la corriente de corto circuito que circulará será:

$$I_{cc} = (100 I_{pc}) / u_z \quad (4.2)$$

Con una tensión u_z del 5% por ejemplo, la intensidad de cortocircuito es 20 veces la de plena carga, y el esfuerzo entre espiras y bobinas, proporcional al cuadrado, ascenderá a 400 veces el normal. Con 2.5% de tensión de cortocircuito los esfuerzos serían de 1600 veces los de plena carga. Se comprende, entonces, como es fácil, en tales condiciones, llegar incluso a la rotura o al menos a la deformación permanente de las bobinas, no obstante carecer de importancia alguna la acción mecánica entre las espiras en condiciones ordinarias.

La protección contra la corriente de cortocircuito obliga a no reducir demasiado las caídas internas en los transformadores. Prácticamente no conviene que la tensión u_z quede por debajo de los valores que establece la norma IEC (tabla 4.1).

SOBRECORRIENTE PARA TRANSFORMADORES CON 2 BOBINADOS			
Potencia nominal KVA	Sobrecorriente (veces la corriente nominal)	Tensión de corto circuito (%)	Tiempo máximo de cortocircuito (seg)
Hasta 630	25	4.0	2
631-1250	20	5.0	3
1251-3150	16	6.25	4
3151-6300	14	7.15	4.5
6301-12500	12	8.35	5
12501-25000	10	10.0	6
25001-100000	8	12.5	8

Tabla 4.1

La ecuación 4.1 vale sólo para la corriente de cortocircuito en régimen permanente, supuesto, desde luego, que la tensión primaria pueda mantenerse constante. El valor instantáneo máximo en los primeros ciclos depende de la diferencia de potencial al iniciarse el cortocircuito, siendo el momento más desfavorable para ello el que coincide con un instante próximo al de la f.e.m. nula. La intensidad inicial alcanza entonces una amplitud doble de la que le correspondería según la ecuación anterior. Ello crea un esfuerzo de 1600 veces el normal si la tensión de cortocircuito es del 5%, y 6400 veces, si esta tensión fuera sólo del 2.5%. La causa de tal duplicación de la intensidad máxima inicial reside en que, siendo predominantemente reactiva la caída de impedancia interna del transformador, la

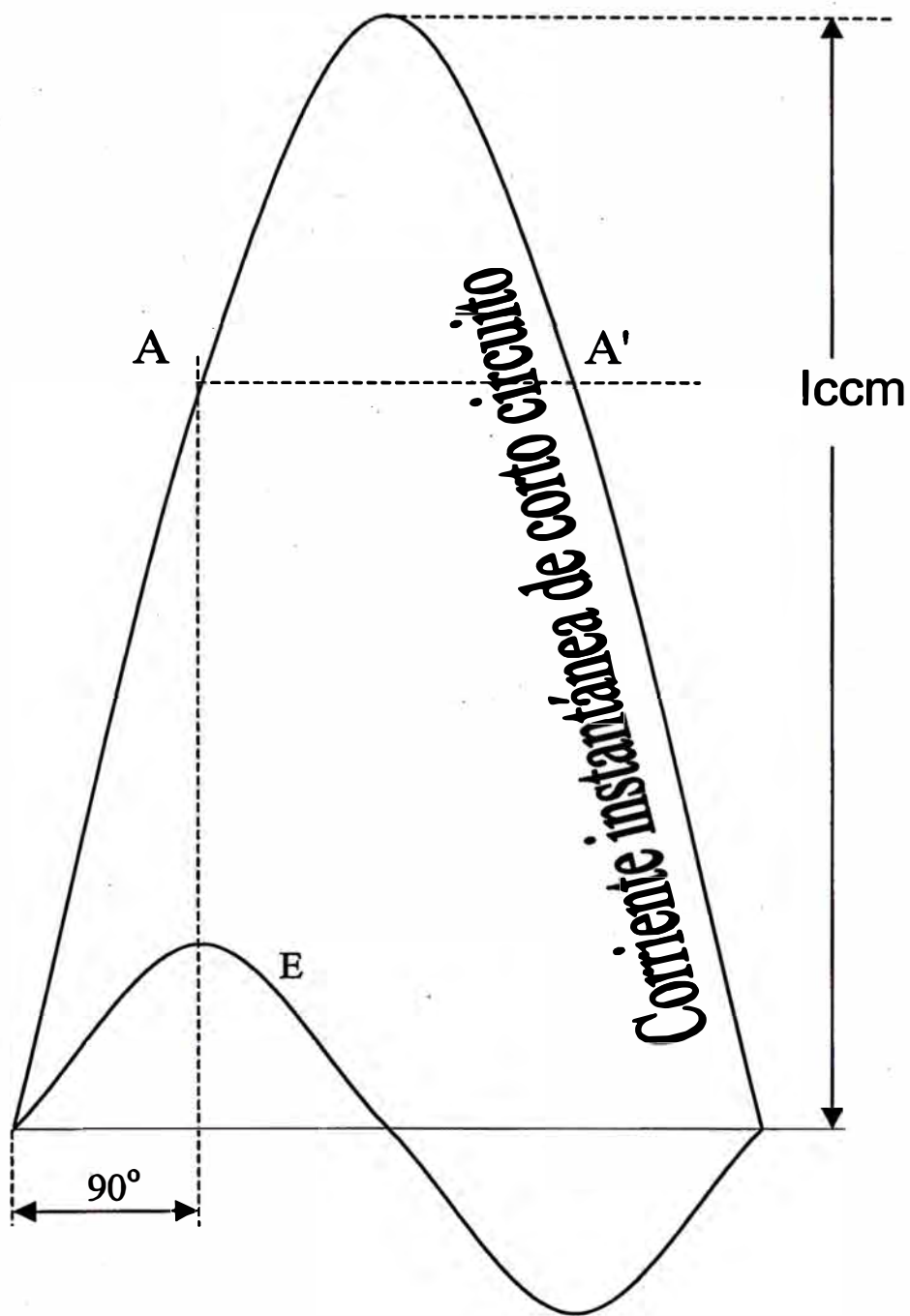


Fig. 4.1 Primer ciclo de la corriente de corto circuito

corriente de corto circuito retrasa casi 90° respecto a la f.e.m. Al pasar ésta por cero, aquélla habría de pasar por un máximo para engendrar, con su variación durante el ciclo, una f.c.e.m. de reactancia igual y opuesta a la inducida por el flujo principal. La intensidad, que, no obstante, comienza siendo cero (prescindiendo de la que requiere la carga, en éstos efectos despreciable), ha de afectar su primer ciclo completo en un solo sentido y, por consiguiente, alcanzar su valor máximo doble del que le correspondería si la onda fuera simétrica.

La figura 4.1 representa las condiciones que aparecen en este primer ciclo. E es la f.e.m. inducida por el flujo principal. Si el corto circuito se produce cuando $E = 0$, y suponemos nula la resistencia de los devanados, la corriente I_{cc} retrasará $\pi/2$ respecto a la f.e.m.; pero siendo también nula en el momento inicial, efectuará su oscilación como si la línea de cero se hallase desplazada hasta AA', con lo cual se conserva el régimen de variación requerido por la f.c.e.m. de reactancia, igual y opuesta a E, ya que lo que lo que determina el valor instantáneo de dicha f.c.e.m. no es el valor instantáneo de la onda de intensidad, sino su derivada respecto al tiempo:

$$\text{f.c.e.m} = dI_{cc} / dt \quad (4.3)$$

El resultado es duplicar el valor inicial de la amplitud I_{ccM} , que toma la corriente de corto circuito.

Adoptando el factor 1.8 en lugar de 2, lo que corresponde mejor a las condiciones prácticas, el máximo instantáneo de la corriente es:

$$I_{ccM} = 1.8 (2^{1/2} - 1000 I_{pc} / u_z) = 250 I_{pc} / u_z \quad (4.4)$$

donde I_{ccM} es la amplitud máxima de la corriente de corto circuito en amperios, I_{pc} la intensidad eficaz de plena carga en amperios y, u_z la tensión de cortocircuito a plena carga en tanto por ciento.

A título de información y salvo el resultado de experiencias con bobinas impregnadas especialmente o con protección particular de aislamiento reforzado entre capas para aumentar la rigidez mecánica, sobre las superficies de las bobinas aisladas que soportan la reacción de los apoyos y fijaciones, no deben resultar esfuerzos superiores a unos 100 kg/cm^2 .

4.1.2 Cálculo de los Esfuerzos de Cortocircuito

Para disminuir la deformación que éstos esfuerzos pueden causar en los arrollamientos, conviene conservar las mejores condiciones de simetría posibles en la disposición de las bobinas, tanto de cada devanado primario o secundario, considerado en sí mismo, como respecto al otro. Las bobinas concéntricas deben estar bien centradas radial y longitudinalmente, y en las bobinas alternadas es preferible que el centrado se conserve respecto a las coronas anulares respectivas; se evitará, siempre que sea posible, hacer las tomas de regulación en los extremos de las columnas; se realizarán, en cambio, las variaciones mediante la adición o supresión de espiras centrales, con el devanado subdividido en dos mitades, o bien por capas.

Para la colocación de cuñas y refuerzos de fijación, recordemos que los conductores recorridos por corrientes paralelas en el mismo sentido se atraen, y en sentidos contrarios, se repelen. Así las espiras de un mismo arrollamiento tienden a apretarse las unas contra las otras, y a adoptar la forma circular, si eran rectangulares y oblongas, mientras que las de un devanado tienden a separarse de las del otro.

Son éstas fuerzas primarias y secundarias las que conviene comprobar, como más susceptibles de producir averías, especialmente cuando la simetría no es ni mucho menos perfecta.

El cálculo detallado es laborioso y, sin embargo, poco exacto por la dificultad de precisar bien los datos.

El método que vamos a describir está basado en un estudio notable por su sencillez, no obstante ser completo y tener en cuenta influencias de otro modo difícilmente computables. **Las fuerzas radiales** no suelen ser motivo de avería con bobinas circulares. En cambio, con las de otra forma, pueden alcanzar enorme importancia. Designando por F_r **la suma de fuerzas radiales** sobre un devanado, en el caso más desfavorable de un cortocircuito, cuando la onda de tensión pasa por cero, y con dos devanados de la misma altura.

$$F_r = 2.18 P \times 9810 \text{ Newtons} \quad (4.5)$$

siendo P lo que llamaremos “constante de fuerzas”:

$$P = 200 B_e / (f u_x \Delta_{de}) \times 9810 \text{ Newtons} \quad (4.6)$$

Donde $2B_e$ es la capacidad del transformador por entrecara en kVA; f la frecuencia en Hz; u_x la tensión de reactancia de cortocircuito en %, y Δ_{de} el espesor efectivo de entrecaras para el flujo de dispersión, en cm., el cual tiene el siguiente valor:

$$\Delta_{de} = \Delta_o + (\Delta_{ep} + \Delta_{es}) / 3 \quad (4.7)$$

Como consecuencia ésta **fuerza radial** determina sobre los conductores una tracción unitaria, que a su vez, viene dada para devanados circulares, por la siguiente expresión:

$$f_r = U_n \delta \times 10^4 / (f u_x \Delta_{de}) \times 9810 \text{ Nt./cm}^2 \quad (4.8)$$

donde U_n son los voltios por espira; δ la densidad de corriente en amperios por milímetro cuadrado; y f , u_x y Δ_{de} tienen los mismos significados que en la fórmula 4.6.

Se debe considerar siempre que estos esfuerzos sean inferiores al límite de elasticidad del cobre recocido (9810 Nt/cm² a 100°C). Conviene, no obstante, que el esfuerzo no pase de 5886 Nt/cm² para el cobre y de 300 kg/cm² para el aluminio. Ello indica que ni para los transformadores de mayor potencia se requieren precauciones especiales contra los esfuerzos radiales de cortocircuito, en tanto que las espiras sean circulares, pudiendo prescindirse, pues, de su evaluación detallada.

$$\Delta_{de} = \Delta_o + (\Delta_{ep} + \Delta_{es}) / 3$$

$$\Delta_{de} = 3.2 + (6.8 + 9.25) / 3 = 8.55$$

$$B_e = 25000 / 3 = 8333.33$$

$$P = (2000 \times 8333.33) / (60 \times 12.65 \times 8.55) = 256.83 \times 9810 \text{ Nt.}$$

$$F_r = 2.18 \times P = 2.18 \times 256.83 = 559.88 \times 9810 \text{ Nt.} = 5492422.8 \text{ Nt.}$$

Que es el esfuerzo radial maximo.

Hallando el coeficiente de trabajo

$$f_r = (65.78947 \times 2.83 \times 10^4) / (60 \times 12.65 \times 8.55) \times 9.81 \text{ Nt./cm}^2$$

$$f_r = 286.9 \times 9.81 \text{ Nt/cm}^2 = 2814.5 \text{ Nt/cm}^2 \text{ que esta por debajo del limite de elasticidad del cobre recocido } 9810 \text{ Nt/cm}^2$$

En cambio, las fuerzas axiales deben tenerse en cuenta siempre que por construcción o por defecto de las tomas se produzcan asimetrías entre los dos devanados.

La fuerza axial F_a sobre un devanado puede calcularse como la suma de dos componentes: Una F_a' derivada de la acción directa del segundo arrollamiento, y otra F_a'' procedente de la imagen de ésta respecto a la superficie cilíndrica del núcleo. Cada una de las dos componentes citadas se calcula en función de P por la fórmula:

$$\begin{aligned} F_a' &= \Psi' P \\ F_a'' &= \Psi'' P \\ F_a &= F_a' + F_a'' \end{aligned} \quad (4.9)$$

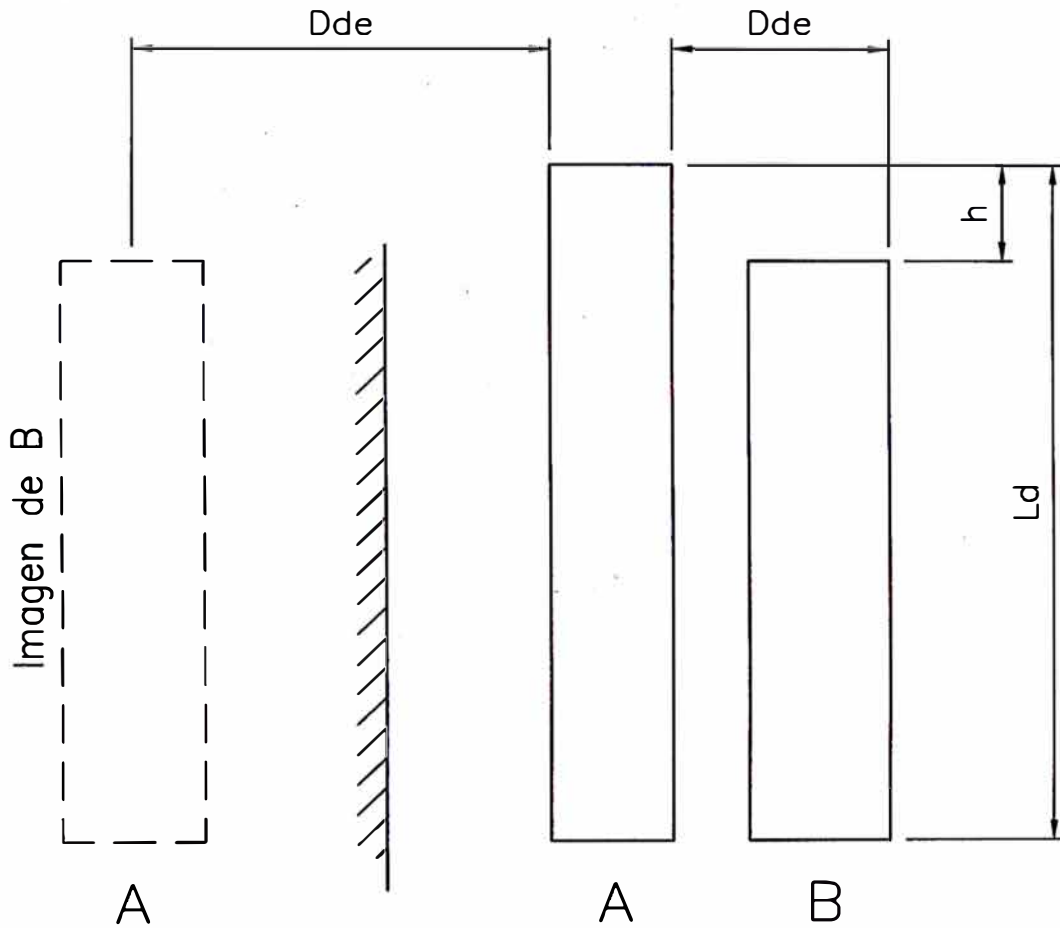
siendo Ψ' y Ψ'' los coeficientes deducidos de la figura 4.4. Dichos coeficientes vienen dados en función de las dos relaciones: Δ_{de}/L_d y h/L_d , en las cuales Δ_{de} se refiere al espesor efectivo de dispersión en la entrecara para los dos devanados que se consideran, sean ambos reales a uno de ellos, como hemos dicho, imagen reflejada; L_d es la altura del devanado más saliente; en cuanto a h , es siempre la diferencia de alturas por uno de los extremos. Si los arrollamientos se hallan de un lado a nivel, las fuerzas sólo se producen por efecto de la diferencia de alturas h existente en el lado opuesto.

Si esta diferencia se nota de ambos lados, las fuerzas se calculan para cada extensión como si los extremos opuestos se hallasen nivelados por el menos saliente, y las resultantes axiales se suman.

En el caso más simple de la figura 4.2, se puede tomar, aproximadamente:

$$F_a = 2 h P / L_d \times 9810 \text{ Nt.} \quad (4.10)$$

Esta fórmula ya tiene en cuenta además el efecto normal de la resistencia del transformador (k_r , en la figura 4.3), pero no la impedancia limitadora de la línea (K_L , en la misma figura), es decir, supone que la tensión de entrada se mantiene íntegra durante el corto circuito.



A. Devanado a Nivel por un extremo

Fig. 4.2 Notaciones para el calculo de los esfuerzos de corto circuito

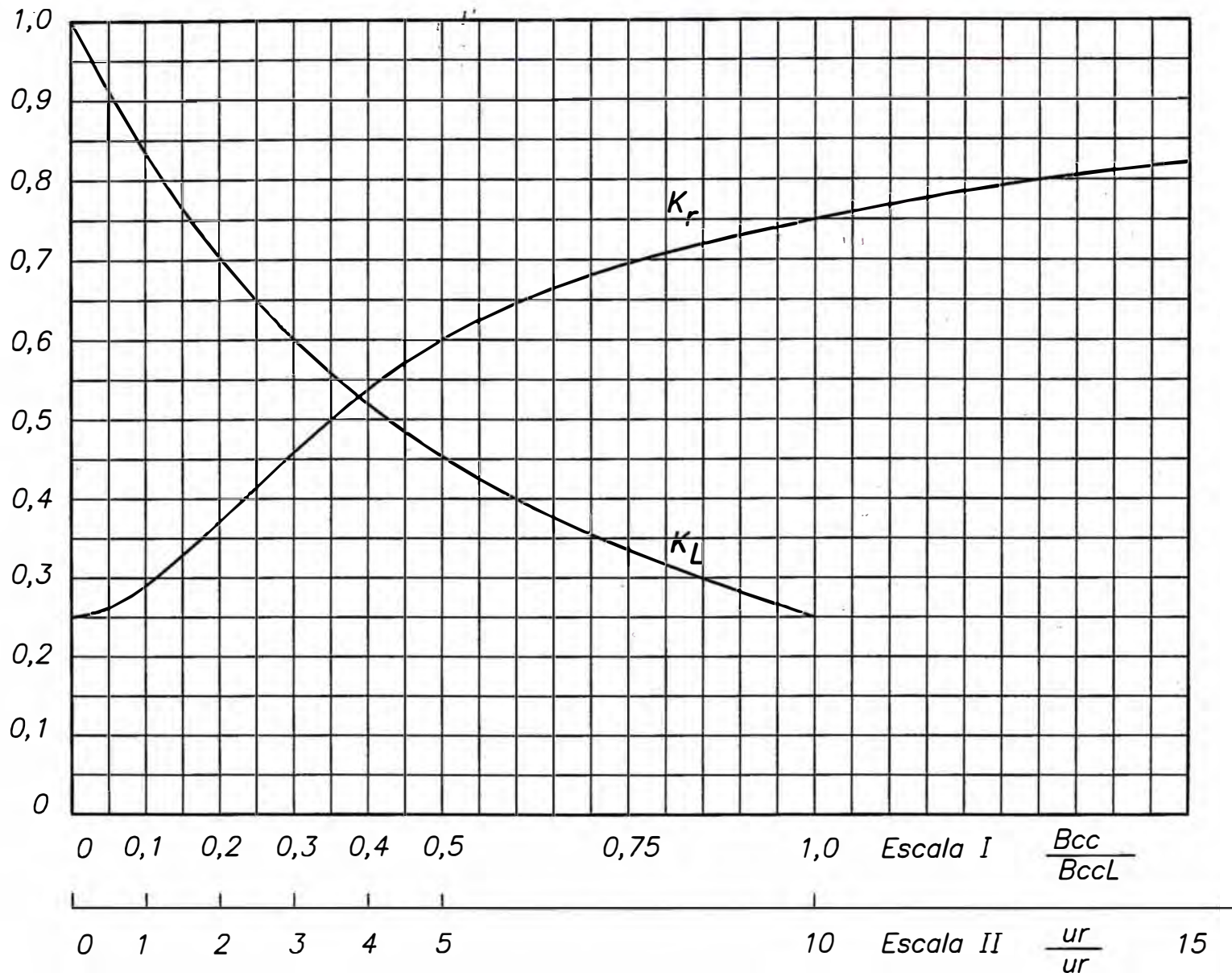


Fig. 4.3 Coeficiente de reducción de los esfuerzos de corto circuito:

K_r , por efecto de la resistencia interna.

K_L , por efecto de la capacidad limitada de corto circuito de la red.

Teoría, cálculo y construcción de transformadores, Pag.399 – Juan Corrales Martin

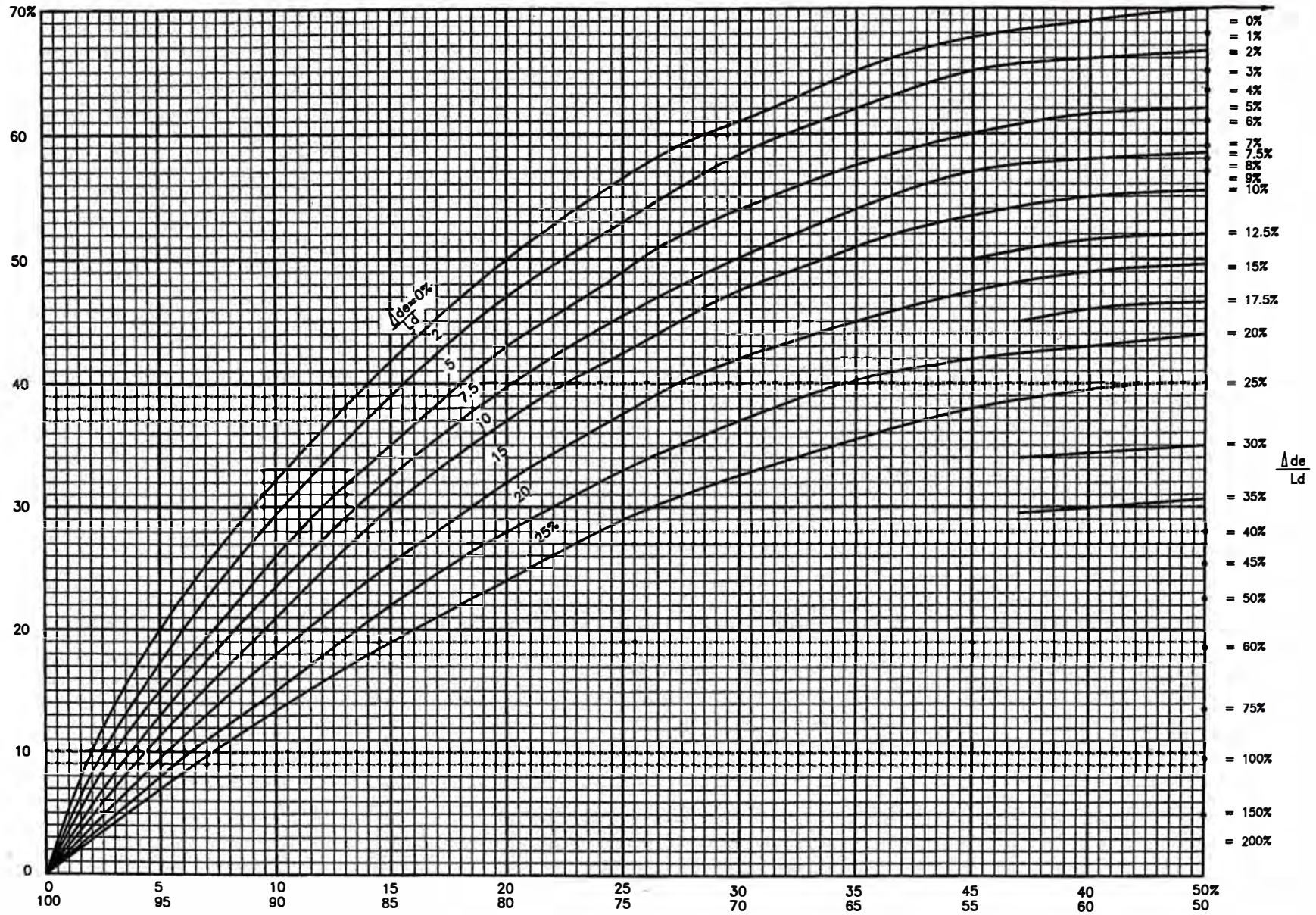


Fig. 4.4 Coeficientes χ para el cálculo de los esfuerzos axiales de corto circuito. Teoría, cálculo y construcción de transformadores, Pag.398 – Juan Corrales Martin

Cuando uno de los devanados funciona con tomas centrales, la fuerza axial sobre cada mitad del mismo en cortocircuitos se calcula como la resultante de tres fuerzas parciales: una de repulsión debida a la acción del otro devanado, otra opuesta o de atracción procedente del resto del propio devanado supuesto completo con las espiras que faltan (*), y la tercera de repulsión también procedente de los ampere-vueltas contrarios que serían necesarios colocar en el espacio anulado por la toma para neutralizar los que se han ideado existentes en el cómputo anterior (siempre contando con el efecto de las imágenes y de la posible alteración que experimente ahora la densidad lineal, como consecuencia de la reducción de espacio que se deriva de la toma misma).

(*) Los Coeficientes Ψ para la acción de un devanado sobre si mismo corresponden, en la fig.4.4 a $\Delta_{de} / L_d = 0$.

Además, cuando se computa la acción de la zona de regulación, la constante de fuerza habrá que reducirla en la proporción a que se limita la altura total de columna bobinada que interviene.

Los esfuerzos calculados de esta forma prescinden del efecto de la resistencia interna y de la impedancia de la línea, o, en general, de su aptitud limitada para mantener la corriente de cortocircuito máxima del transformador. La primera influencia, la de la resistencia, se manifiesta siempre, y la segunda, sólo en aquellos casos en que la potencia del transformador, con respecto a la de la red que lo alimenta, es apreciable. Sin embargo, la figura 4.3 da los valores de los coeficientes k_r y k_L que han de aplicarse a todos los esfuerzos, para tener en cuenta la disminución de la corriente de cortocircuito por una u otra causa. Se expresan, respectivamente en

función de la conocida relación u_x/u_r entre la caída ohmica y la caída de reactancia del transformador y de la capacidad de cortocircuito del transformador, referida a la de cortocircuito de la red; B_{cc}/B_{ccL} . La capacidad de cortocircuito del transformador es:

$$B_{cc} = 2 B \times 100 / u_z$$

Y análogamente se calcula la de la red de suministros, B_{ccL} .

4.1.3 Cálculo del esfuerzo sobre cada semi-bobina del devanado de alta

Considerando que las espiras eliminadas por la toma se hallan situadas en el centro (ver figura 4.5):

$$h / L_d = 166 / 1270 = 13.1\%$$

$$(100 - 13.1) / 2 = 43.5\% \text{ quedando en falso el } 56.5\%$$

1. Acción del arrollamiento BT sobre la mitad superior del de alta.

Para el devanado físico de BT:

$$h / L_d = 0.565$$

$$\Delta_{de} = \Delta_o + (\Delta_{ep} + \Delta_{es}) / 3 = 3.2 + (6.8 + 9.25) / 3$$

$$\text{espesor efectivo de entrecaras: } \Delta_{de} = 8.55 \text{ cm}$$

$$\Delta_{de} / L_d = 8.55 / 127 = 0.0673$$

$$\text{coeficiente de fuerza axial (figura 4.4): } \Psi' = 0.58$$

para el efecto debido a la imagen del devanado de BT

$$h / L_d = 0.565$$

espesor efectivo de entrecaras:

$$\Delta_{de} = 13.2 + (6.8 + 9.25) / 3 = 18.55 \text{ cm}$$

$$\Delta_{de} / L_d = 18.55 / 127 = 0.146$$

coeficiente de fuerza axial (figura 4.4): $\Psi'' = 0.48$

potencia por entrecara:

$$B_e = 25000 / 3 = 8333.33 \text{ kVA}$$

$$u_x = 12.65\%$$

constante de fuerza P:

$$P = 200 B_e / (f u_x \Delta_{de}) = 200 \times 8333.33 / (60 \times 12.65 \times 8.55)$$

$$P = 256.83 \times 9810 \text{ Nt}$$

$$F_a = (0.58 + 0.48) \times 256.83 = 272.24 \times 9810 \text{ Nt}$$

Que debemos corregir, no obstante, porque al reducirse en un 13.1% el espacio ocupado por el devanado de alta, la densidad lineal en él aumentará en la proporción de 100/86.9. La fuerza de repulsión hacia arriba que experimentará este devanado, asciende a:

$$F_a \text{ repulsión} = 272.24 \times 100 / 86.9 = 313.28 \times 9810 \text{ Nt}$$

2. Acción del arrollamiento de AT sobre si mismo

Supuesto lleno el espacio central, por su presencia física:

$$h / L_d = 0.565$$

$$\Delta_{de} = 0$$

$$\Psi' = 0.7 \text{ (figura 4.4)}$$

por el efecto de su imagen:

$$h / L_d = 0.565$$

$$\Delta_{de} = 23.2 + (9.25 + 9.25) / 3 = 29.4 \text{ cm}$$

$$\Delta_{de} / L_d = 29.4 / 127 = 0.23$$

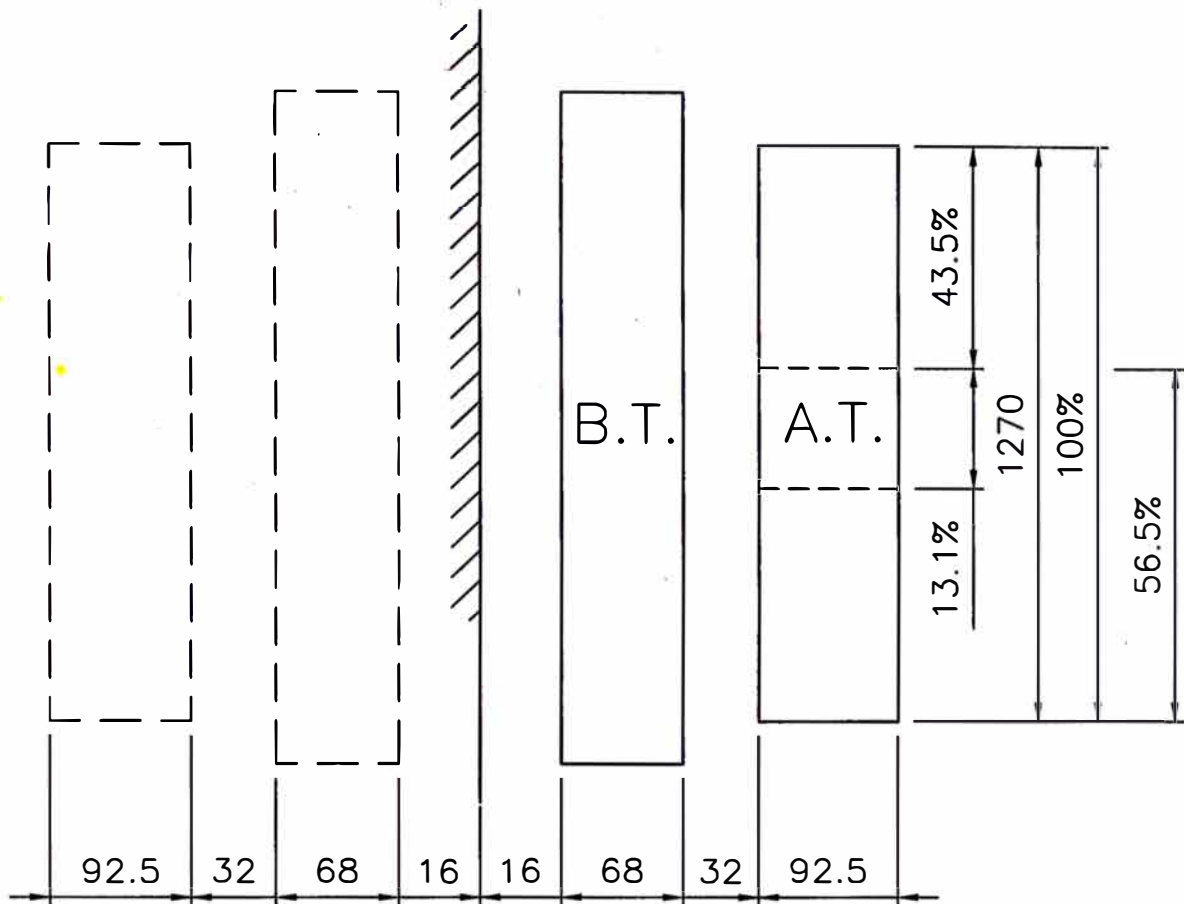


Fig. 4.5 Cálculo del esfuerzo sobre cada semibobina del devanado de alta, considerando que las espiras eliminadas por la toma, se hallan situadas en el centro

$$\Psi'' = 0.41 \quad (\text{figura 4.4})$$

el esfuerzo axial de atracción, debido al bobinado en si completo:

$$F_a = (0.7 + 0.4) \times 256.83 = 282.51 \times 9810 \text{ Nt}$$

Pero aumentada la densidad en $100/86.9$ para las dos fracciones del mismo, tendremos que multiplicar el resultado anterior por $(100/86.9)^2$ y la fuerza de atracción hacia abajo pasa a ser:

$$F_a \text{ atracción} = (100 / 86.9)^2 \times 282.51 = 374.11 \times 9810 \text{ Nt}$$

3. Acción contraria de la zona propia cubierta por las tomas

Por la presencia física del devanado de AT:

$$h / L_d = 13.1 / 56.5 = 0.232$$

$$\Delta_{de} = 0$$

$$\Psi' = 0.52 \quad (\text{figura 4.2})$$

y por el efecto de la imagen:

$$h / L_d = 0.232$$

$$\Delta_{de} = 29.4 \text{ cm}$$

$$\Delta_{de} / L_d = 29.4 / (0.565 \times 127) = 0.41$$

$$\Psi'' = 0.2 \quad (\text{figura 4.4})$$

entonces:

$$F_a = 0.565 \times 256.84 \times (0.52 + 0.20) = 104.5 \times 9810 \text{ Nt}$$

$$F_a \text{ repulsión} = (100 / 86.9)^2 \times 104.5 = 138.4 \times 9810 \text{ Nt.}$$

En resumen, la fuerza total de repulsión sobre la media bobina superior de alta tensión vale:

$$F_T = 312.28 + 138.4 - 374.11$$

$$F_T = 76.57 \times 9810 \text{ Nt}$$

Contando con la caída ohmica interna y $u_x/u_r = 12.65/0.425 = 29.8$ la curva K_r de la figura 4.3 señala un coeficiente de reducción de 0.9 conectado, además a una línea cuya potencia fuera de 50000 kVA, con una impedancia de cortocircuito total de 15%, tendríamos:

Capacidad de cortocircuito de la línea:

$$B_{ccL} = 50000 \times 100 / 15 = 333333.33 \text{ kVA}$$

Capacidad de cortocircuito del transformador:

$$B_{cc} = 25000 \times 100 / 12.66 = 197472.4 \text{ kVA}$$

$$B_{cc} / B_{ccL} = 197472.4 / 333333.33 = 0.59$$

Con lo que obtendríamos una reducción de $K_L = 0.4$

$$F_T = 0.4 \times 0.9 \times 76.57$$

$$F_T = 27.6 \times 9810 \text{ Nt} = 270756 \text{ Nt.}$$

4.2 Tanque y Estructura interior

El tanque será de una estructura de planchas de acero soldadas, y además resistirá y mantendrá en forma continua un vacío de 750 mm de Hg. Si fuera necesario, las uniones selladas que se necesiten ser soldadas en el sitio de instalación, serán reforzadas con otros materiales.

Considerando que los aisladores pasatapas serán lavados en caliente, las uniones selladas del tanque serán diseñadas para evitar los escapes de gas y de aceite y será a prueba de agua, se pondrá especial atención en los métodos de sellado de los aisladores pasantes, tubos, radiadores, etc. Asimismo, se prestará atención especial para que no se pueda acumular agua en ninguna parte del tanque que pueda resultar

perjudicial a algún equipo que esté ubicado sobre la tapa del tanque, la cual asimismo dispondrá de una abertura (manhole) con tapa atornillada, que permitirá el fácil acceso de una persona al extremo inferior de los bushings para el cambio de los transformadores de corriente sin necesidad de retirar la tapa principal.

El tanque se reforzará con soportes que permitan su manejo con gatos mecánicos o hidráulicos, dichos soportes tendrán en su parte inferior y pegado al tanque sobre los refuerzos verticales, orejas para maniobras de arrastre.

El tanque estará provisto de asas de izado adecuadas para levantar el transformador completo, lleno de aceite.

Todas las tuberías al tanque estarán provistas de bridas. Las tuberías para el sistema de enfriamiento del aceite estarán provistas de válvulas de separación inmediatamente adyacentes al tanque y a las tuberías de distribución, las cuales estarán provistas de empaquetaduras a prueba de aceite caliente.

El tanque estará provisto de dos bornes de cobre para la puesta a tierra ubicados en dos extremos opuestos de la parte inferior del tanque. Cada una de las conexiones estará constituida por una placa de cobre de 85 mm^2 con dos pernos por lo menos.

El transformador estará provisto de una válvula de descarga a fin de descargar el aceite en caso de un incremento anormal de la presión interior. Esta descarga se efectuará en dirección al suelo.

Todos los flujos de aceite y de gas generados bajo condiciones de falla, serán concentrados en el Relé de presión tipo Buchholz.

El transformador contará con ruedas orientadas en planos perpendiculares (bidireccionales), con una distancia entre ruedas de $1435 \text{ mm} \times 1435 \text{ mm}$. Asimismo,

estará provisto con ganchos para el traslado longitudinal y contará con anclaje antisísmico.

El tanque estará provisto además de todas las válvulas necesarias para el vaciado y toma de muestras de aceite.

4.2.1 Tanque Conservador de Aceite

El peligro de una oxidación del aceite contenido en el tanque es tanto mayor, cuanto más elevada es la temperatura del aceite mismo y cuanto más grande es la superficie de contacto con el aire. La oxidación del aceite tiene consecuencias dañinas en varios aspectos: En primer lugar, provoca una disminución de la rigidez dieléctrica; en segundo lugar, los productos de la oxidación se depositan sobre la parte activa del transformador, sobre todo en las superficies horizontales, mermando el efecto de refrigeración; en tercer lugar, el aceite disminuye su velocidad y pierde, en parte sus características refrigerantes, y por último, a raíz de la oxidación aumenta la acidez del aceite, con el consiguiente peligro de destrucción del aislamiento. Para evitar todos éstos inconvenientes, se provee al transformador de un recipiente colocado en la parte elevada del tanque y unido a éste por medio de un tubo de pequeño diámetro. Llenando completamente el tanque y llevando el nivel del aceite hasta un punto conveniente del mencionado recipiente, la superficie del aceite en contacto con el aire se reduce a la que corresponde a la dimensión del recipiente mismo. Este recibe consecuentemente la denominación de Tanque Conservador de Aceite, pero también la de reservorio de expansión, por cuanto, asegurando que el tanque este siempre completamente lleno, permite la libre dilatación del aceite.

El conservador de aceite es generalmente de forma cilíndrica y está colocado horizontalmente encima de la tapa, en sentido longitudinal, al lado de alta o baja tensión, indiferentemente.

Su volumen es del orden del 5 a 6% del volumen del tanque.

4.3 Accesorios

4.3.1 Aisladores (Bornes, bushings o pasatapas)

Su estudio detallado constituye una rama especial de la técnica de la alta tensión, y nos limitaremos aquí a mencionar los tipos comerciales.

Los de porcelana suelen ser lisos para interiores y de campana para exterior. Estos van a veces metalizados en las superficies inmediatas a los terminales con objeto de distribuir mejor el campo eléctrico. La figura 4.6 muestra los pasadores normalizados según las prescripciones alemanas DIN.

Un nuevo camino se abrió en la técnica con la aparición de los aisladores de tipo condensador; la uniformidad del campo en todo el espesor aislante, se consigue intercalando entre los tubos de papel bakelizado cilindros de lámina metálica, cuya longitud va disminuyendo a medida que el radio aumenta, de modo que las capacidades entre cilindros consecutivos sean aproximadamente iguales (figura 4.7). La repartición de la ddp viene así a resultar casi lineal en toda la extensión del radio.

En la figura 4.7 se ve en esquema la constitución de estos aisladores y los diámetros interiores y exteriores correspondientes a distintas tensiones.

Estos últimos son adecuados para muy altas tensiones, de 60 kV en adelante, consisten de una serie de tubos concéntricos de papel bakelizado, dispuestos en

LOS AISLADORES

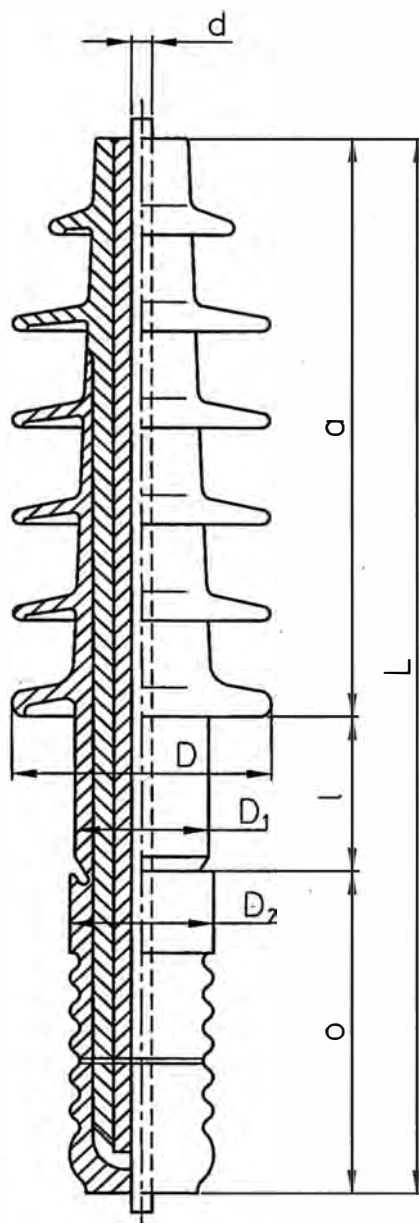


Fig. 4.6 Pasa tapas de porcelana, para intemperie, de tubos concéntricos.

Tensión de servicio kV	Tensión de prueba	a	o	l	L	d	D	D ₁	D ₂
45	119	400	260	145	805	40	255	130	140
60	152	550	340	160	1050	28	265	145	155
80	196	810	430	200	1440	30	320	180	195
100	240	960	530	200	1690	32	380	220	230

LOS AISLADORES

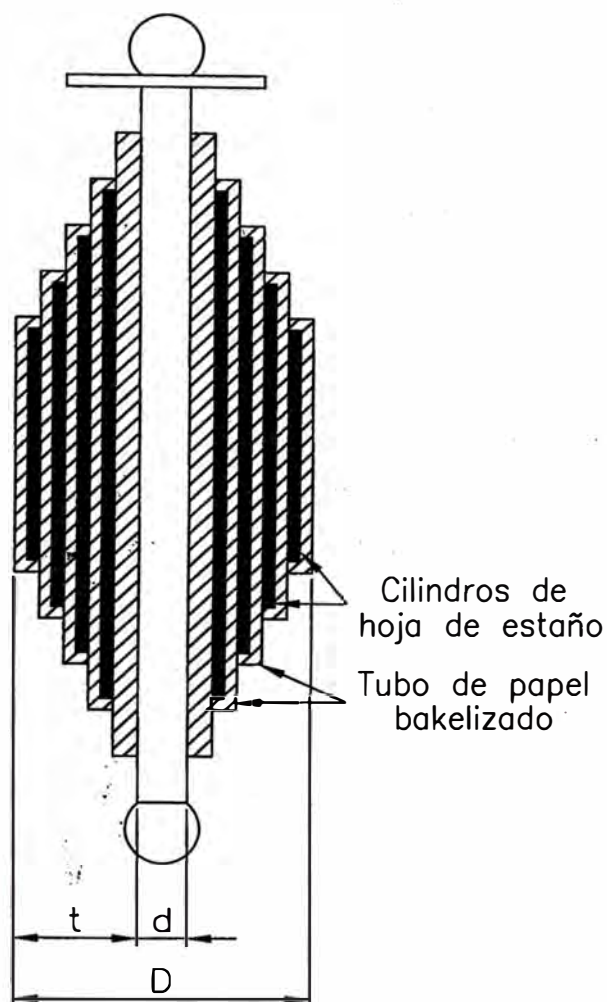


Fig. 4.7 Atravesadores de papel bakelizado, tipo condensador para interiores.

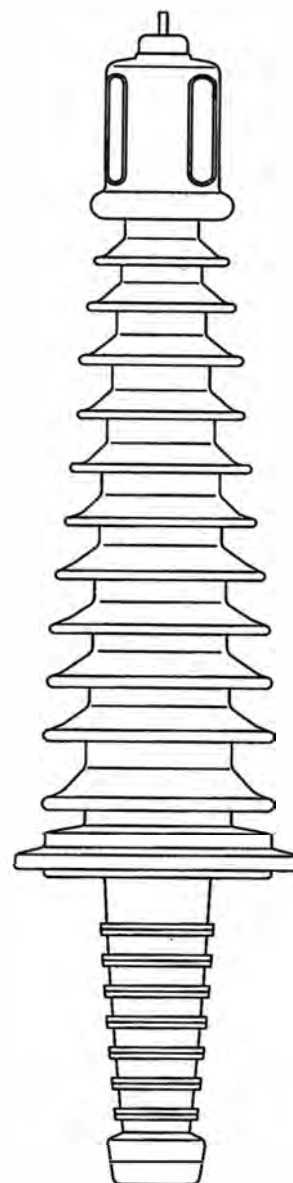


Fig. 4.8 Atravesadores en aceite, para intemperie.

Tensión de servicio U_p kV.	Tensión de prueba U kV	D cm	d cm	t cm	U_p/t kV/cm
64	160	10,5	3,0	3,77	42,7
87	210	12,9	3,0	4,95	42,5
110	265	16,3	3,0	6,65	39,9
135	320	19,4	3,0	8,3	39,1
150	350	20,6	3,0	8,8	39,8
187	440	25,2	3,0	1,11	39,6
220	510	29,4	3,0	13,2	38,6

forma análoga a los tipo que acabamos de describir, pero provistos de amplios canales, entre ellos y sumergidos en aceite, con una cubierta exterior de porcelana. Los tubos de papel llevan inserta la armadura metálica de condensador sólo en la proximidad de los extremos. La figura 4.8 ofrece una vista del conjunto de los tubos y el aspecto exterior de un aislador de 185 kV; tensión de prueba, 480 kV.

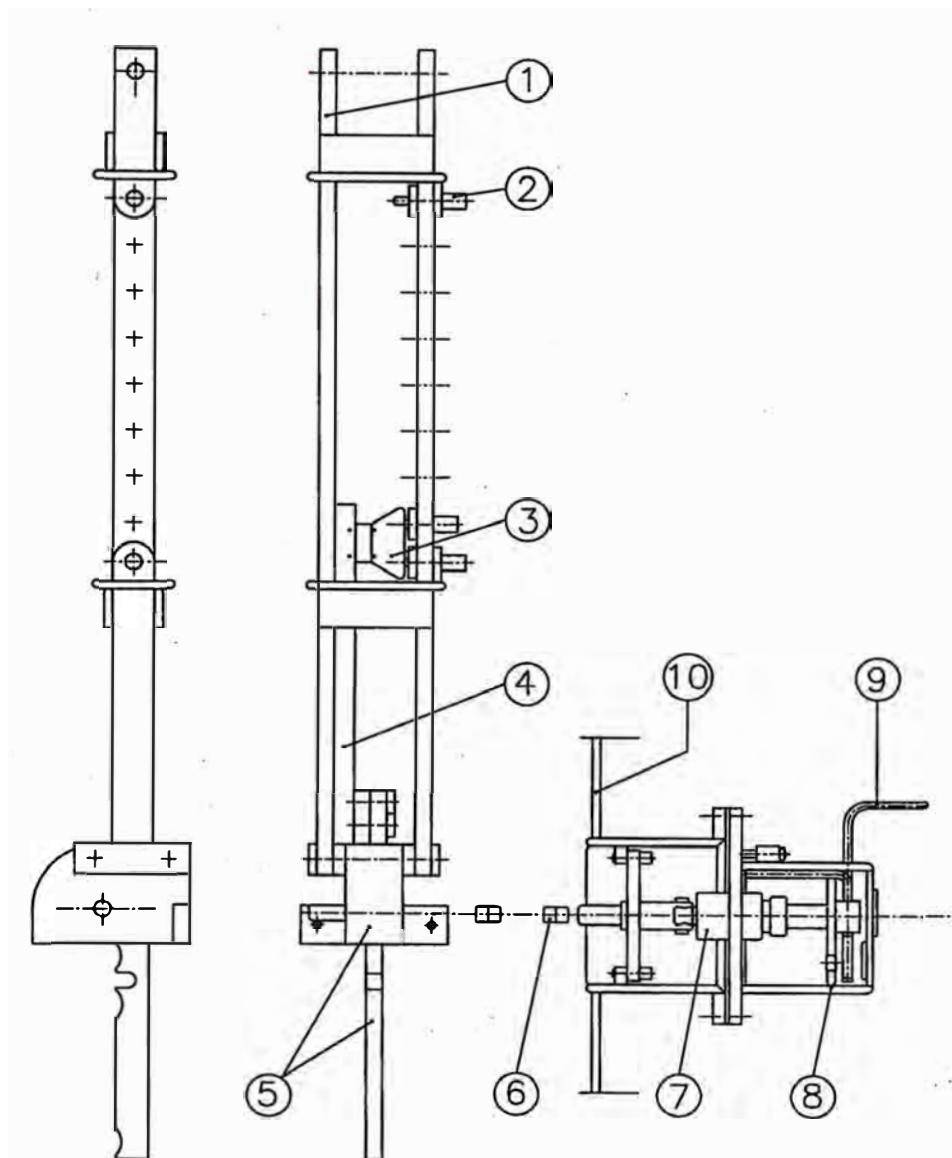
4.3.2 Conmutador de Tomas En vacío (Off-Load Tap Changer)

Sobre el devanado primario o el secundario, y a veces sobre los dos, se derivan tomas adicionales, bien para ajustar debidamente el transformador a la tensión de entrada o a la caída en el circuito secundario, o bien para proveer regulación del voltaje a conveniencia. Las derivaciones en el devanado de alta tensión son más económicas por tratarse de bobinas con hilo más delgado, de modo que, si no es absolutamente necesario, debe prescindirse de las tomas en el lado de baja.

Cuando se trata únicamente de adaptar el transformador para las tensiones distintas que pueden existir en los varios puntos de una red, debidas a la caída de voltaje en las líneas, bastan generalmente dos tomas correspondientes a $\pm 5\%$ de la tensión nominal.

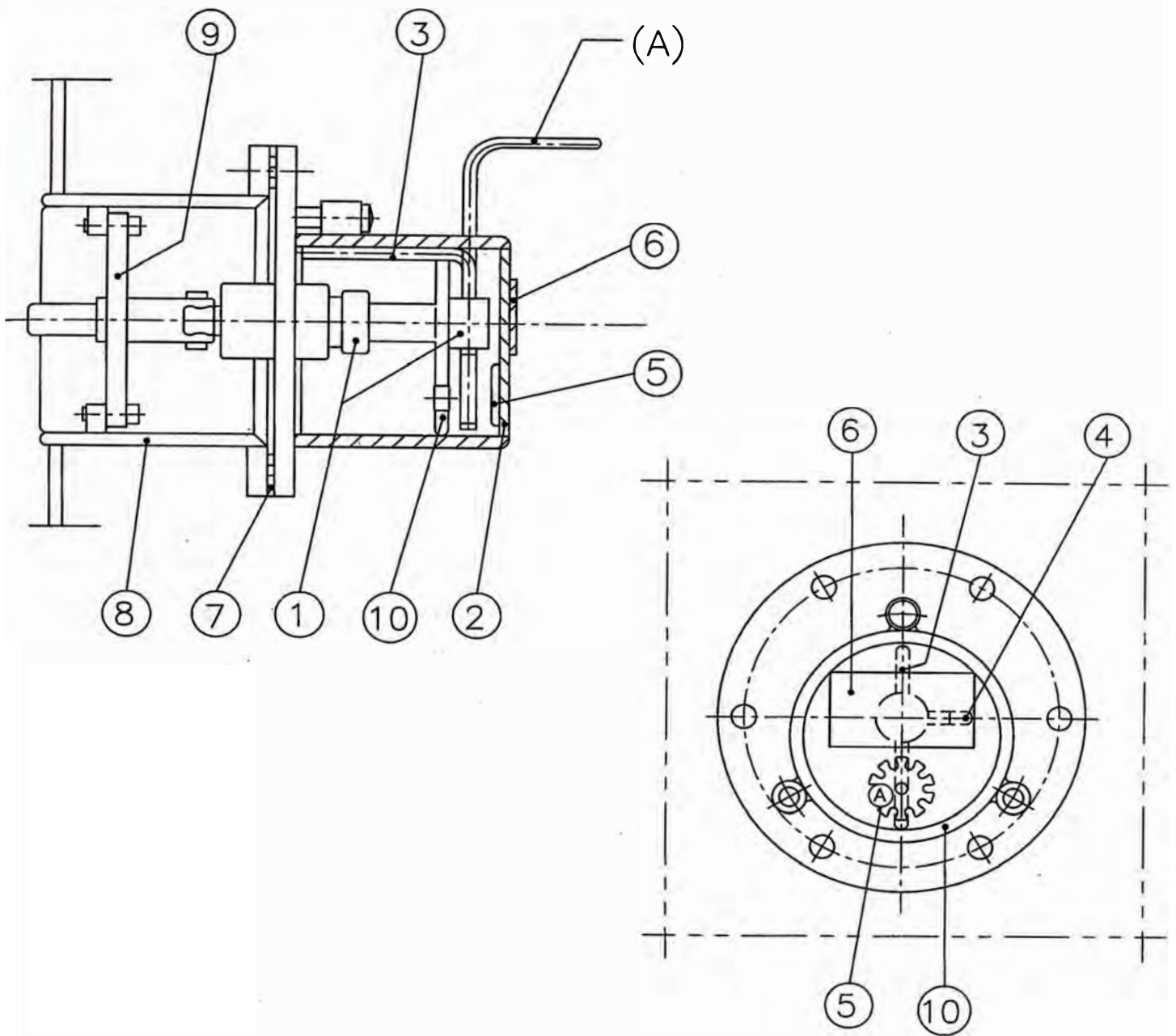
También es esencial decidir si la conmutación ha de verificarse en vacío o en carga, y en el primer supuesto (como es nuestro caso), si ha de poder aislarse el transformador de la red para verificar el cambio o, por el contrario, si éste se ha de llevar a cabo bajo tensión aunque sin carga.

En todos los casos, cuando no se trata de transformadores muy pequeños, de algunos kilovoltamperios como máximo, las derivaciones deben efectuarse sobre bobinas colocadas en el centro y nunca en los extremos, a fin de eliminar en lo



- 1) Soporte de los contactos fijos.
- 2) Contactos fijos.
- 3) Contactos móviles.
- 4) Guía para contactos móviles.
- 5) Fijador de posiciones.
- 6) Acoplamiento especial para permitir el levamiento de la parte activa.
- 7) Sistema de sellado de aceite.
- 8) Indicador de posición.
- 9) Manivela.
- 10) Pared del tanque del transformador.

Fig. 4.9 Conmutador de tomas en vacío.
 Catalogo de fabricante CAPT



- 1) Mecanismo de accionamiento.
- 2) Tapa.
- 3) Manivela.
- 4) Dispositivo para candado.
- 5) Visor del indicador de posiciones.
- 6) Placa de instrucción.
de la parte activa.
- 7) Empaquetadura.
- 8) Conexión de acoplamiento.
- 9) Cojinete.
- 10) Indicador de posición.

Fig. 4.10 Sistema de mando del Conmutador en vacío.
Catalogo del fabricante CAPT

posible las asimetrías en el flujo de dispersión, que originan deformaciones y averías por los esfuerzos de corto circuito.

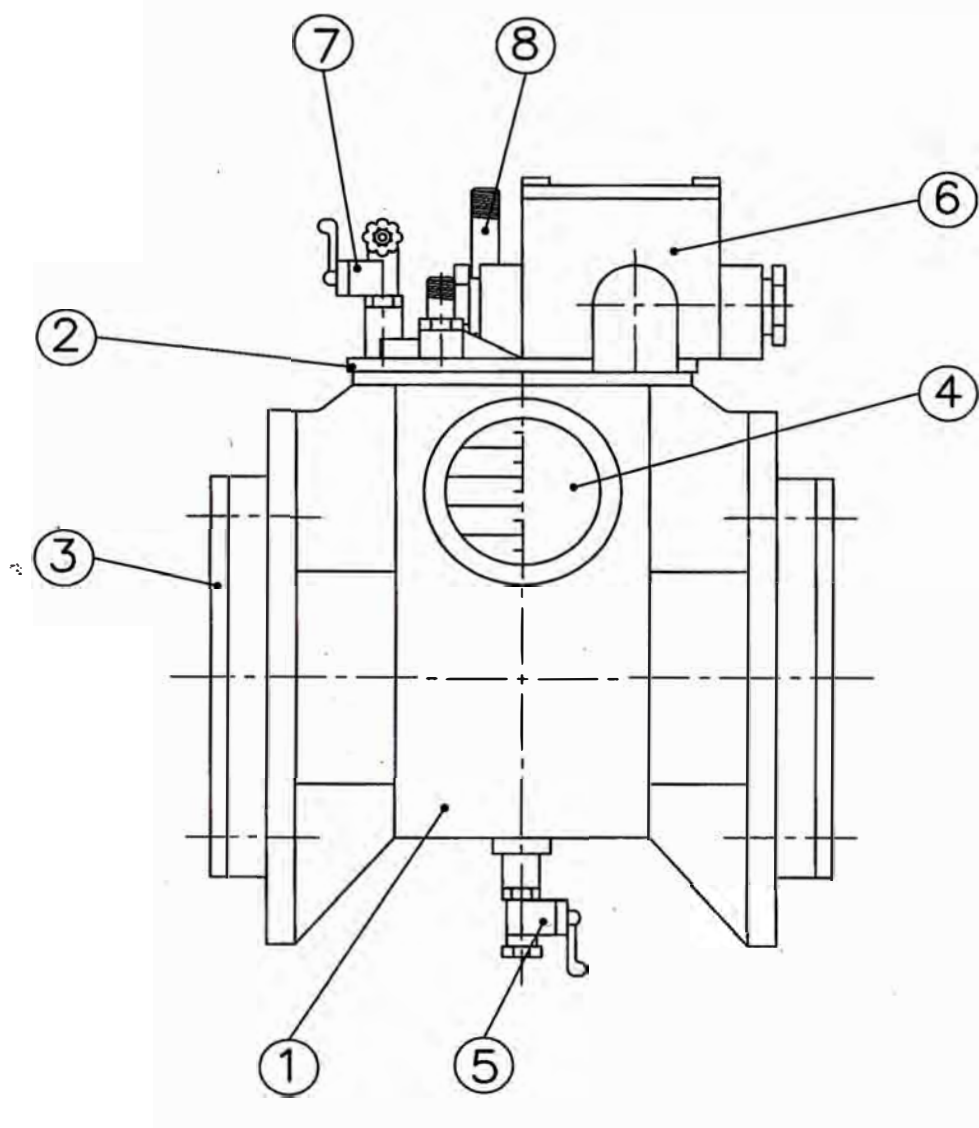
En el conmutador de tomas en vacío, (fig. 4.9) todas las fases cambian de toma a la vez, disponiéndose para ello un conmutador accionado generalmente a mano por medio de una palanca o una volante.(fig. 4.10). Este conmutador puede ir montado dentro del tanque, sumergido en el aceite dieléctrico y con el volante exterior

4.3.3 Relé Buchholz

Como consecuencia de un mal funcionamiento del transformador, se originan calentamientos en los arrollamientos y consecuentemente se producen gases en el aceite para los casos de arcos entre la cuba y arrollamientos, cortocircuitos, sobrecarga brusca, etc., que modifican las propiedades químicas del aceite y lógicamente disminuye la rigidez dieléctrica.

El relé Buchholz se intercala en el tubo que une el tanque del transformador y el tanque conservador de aceite (tanque de expansión) como se muestra en la figura 4.12.

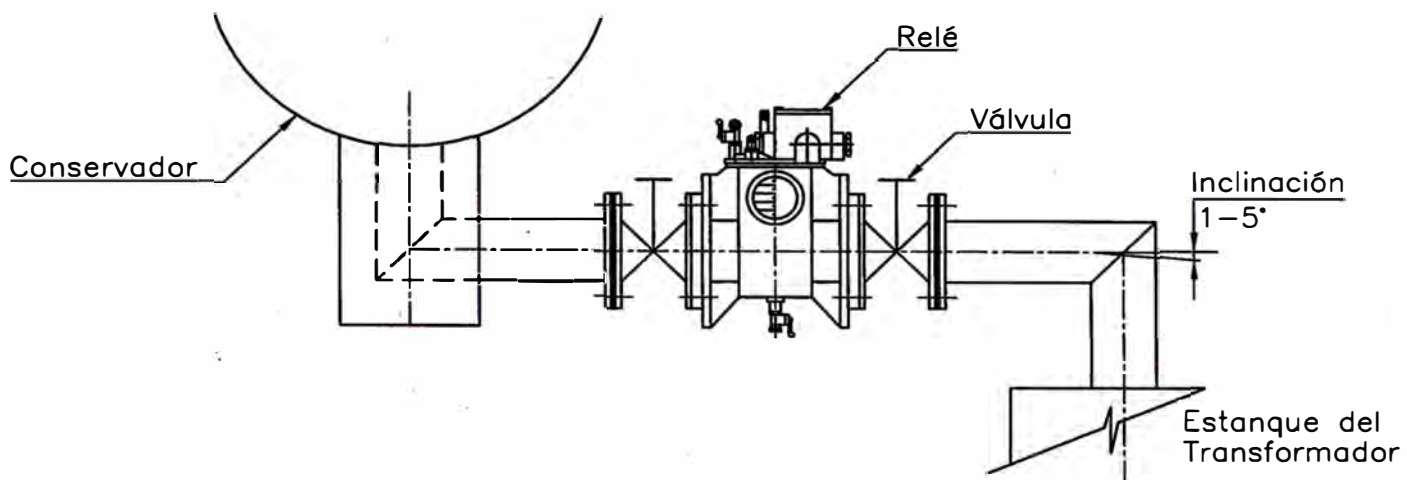
La disposición esquemática del relé Buchholz se observa en la figura 4.11. La caja que normalmente está llena de aceite, contiene dos flotadores “b₁” y “b₂” móviles alrededor de sendos ejes fijos. Cuando se producen pequeñas burbujas de gas, éstas se elevan en la cuba hacia el conservador del aceite, siendo captadas por el aparato y almacenadas en la caja, cuyo nivel de aceite baja progresivamente. El flotador “b₁” se inclina cerrando los contactos “c₁” que alimenta el circuito de alarma cuando la cantidad de gas es suficiente. Si continúa el desprendimiento de gas, el nivel de aceite en la caja, baja más aún, de forma que los gases pueden alcanzar el conservador de aceite. Una mirilla que contiene la caja permite observar la cantidad



- 1) Cuerpo.
- 2) Tapa.
- 3) Flanche.
- 4) Visor.
- 5) Válvula de drenaje.
- 6) Caja de conexión.
- 7) Válvula de muestreo.
- 8) Dispositivo para prueba.

Fig. 4.11 Relé Buchholz.
 Catálogo del fabricante COMEM

RELE SIN BY PASS



RELE CON BY PASS

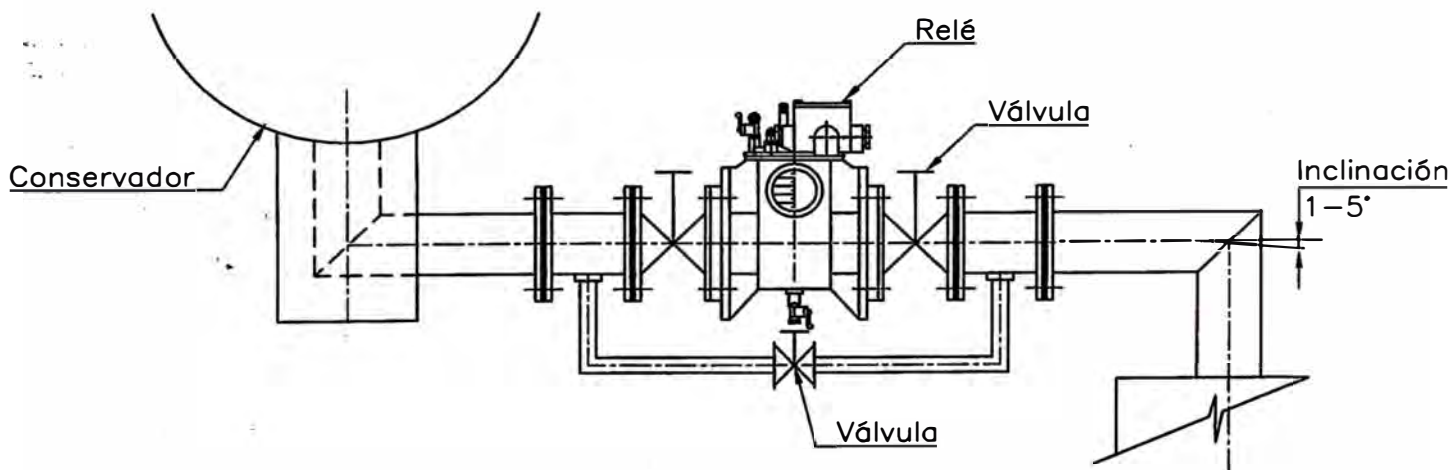


Fig. 4.12 Ubicación del Relé Buchholz en el Transformador.

y color de los gases captados. Del color de los gases se deduce el lugar de producción del mismo, así: Gases blancos indican destrucción de papel, gases amarillos indican el deterioro de piezas de madera y gases negros o grises indican la descomposición del aceite. El flotador “b₂” continúa en reposo, si el desprendimiento de gases es lento. Cuando el desprendimiento de gas es violento, se producen grandes burbujas, de tal forma que el aceite es enviado bruscamente por choque a través del tubo y hacia el conservador de aceite. Esta corriente rodea al flotador “b₂” arrastrándolo y provocando el cierre de los contactos “c₂” que accionan el mecanismo de desconexión del interruptor, poniéndolo fuera de servicio.

Cabe mencionar que las pequeñas burbujas se presentan cuando la temperatura del aceite es superior a los 105 °C, temperatura a la cual se produce la volatización del aceite.

4.3.4 Relé de Imagen Térmica

Es un dispositivo que evita que el transformador esté sometido a sobrecargas y consecuentemente al calentamiento que es perjudicial para los conductores activos. El relé de imagen térmica está constituido de las siguientes partes: (fig. 4.13).

Un termómetro de resistencia “3” propiamente dicho que se encuentra en la parte del aparato que se halla sumergido en el aceite del transformador, y en el interior de un tubo perforado de material aislante. Este tubo sirve de soporte a la resistencia de caldeo “4” que es atravesada por una parte de la corriente secundaria de un transformador de corriente I, situado en el circuito de alimentación del transformador.

La resistencia de caldeo está alojada en un recipiente metálico provisto de nervios interior y exteriormente, que estanco y lleno también de aceite va sumergido en el aceite del transformador.

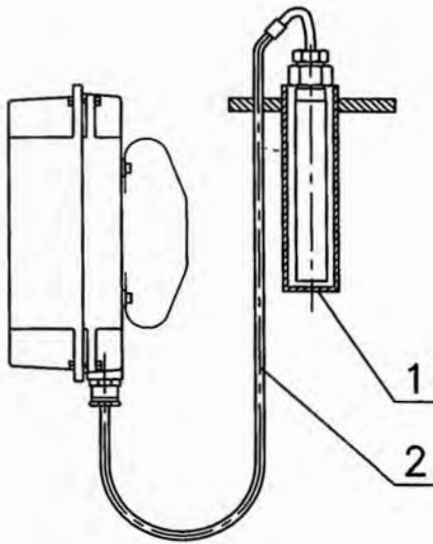
Las partes del aparato que se encuentran debajo de la tapa de aquel y rodeadas de aceite se protegen con una envoltura cilíndrica de plancha perforada.

En la parte superior del aparato, encima de la tapa del transformador se coloca una resistencia ajustable "2", conectada en paralelo con la resistencia de caldeo.

El recipiente metálico puede ser construído por un número de nervios diferentes, lo cual permite adaptar la constante de tiempo del termómetro de resistencia a la del bobinado del transformador.

Si no pasara corriente por la resistencia de caldeo, el aceite del recipiente, tendría la misma temperatura que del transformador, pero esta resistencia se alimenta por un transformador de corriente y es por lo tanto recorrida por una intensidad proporcional a la que da el transformador de potencia, resultando de ello un calentamiento del aceite del recipiente que corresponde a la diferencia de temperatura entre el arrollamiento y el aceite de la cuba. El instrumento indicador es de cuadro móvil con escala dividida en °C. Si las dos constantes de tiempo están bien coordinadas, el instrumento indica de una manera bastante precisa las variaciones de temperatura en el arrollamiento del transformador.

El instrumento indicador se construye en general para ser accionado por contactos de máxima, una señal de alarma o provoque la desconexión del interruptor, tan pronto como la temperatura sobrepase los valores determinados. De lo expuesto, el relé de imagen térmica es pues una protección eficaz contra las sobrecargas.



1. Termopozo lleno de Aceite
2. Tubo capilar
3. Resistencia de Calentamiento
4. Transformador de Intensidad (CT)

Alt.A 5. Unidad adaptadora AKM 44677 o AKM44678

Alt.B 6. Resistencia adaptadora TD76 o TD50

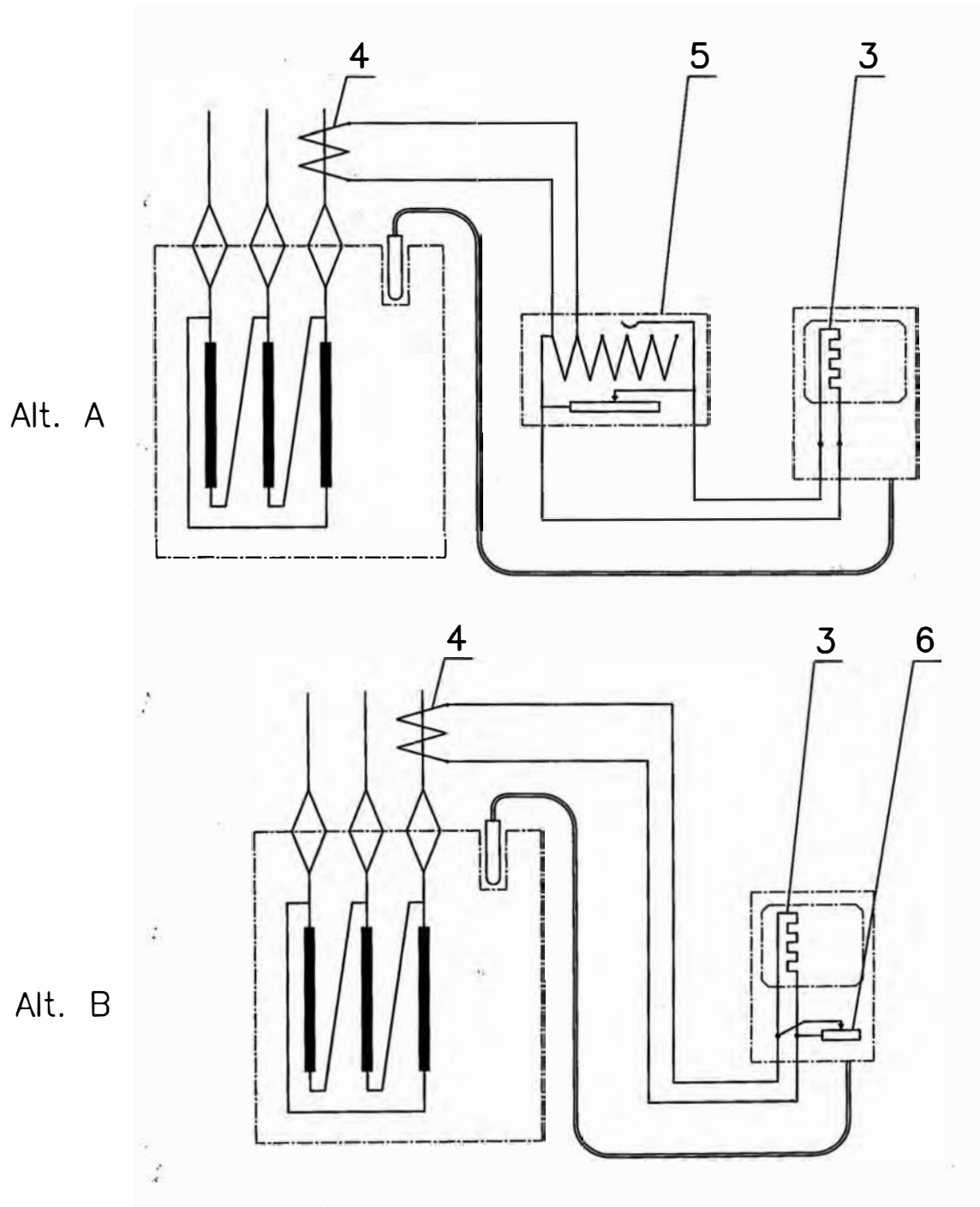


Fig. 4.13 Rele de Imagen termica según catalogo del fabricante AKM

4.3.5 Termómetro de aceite

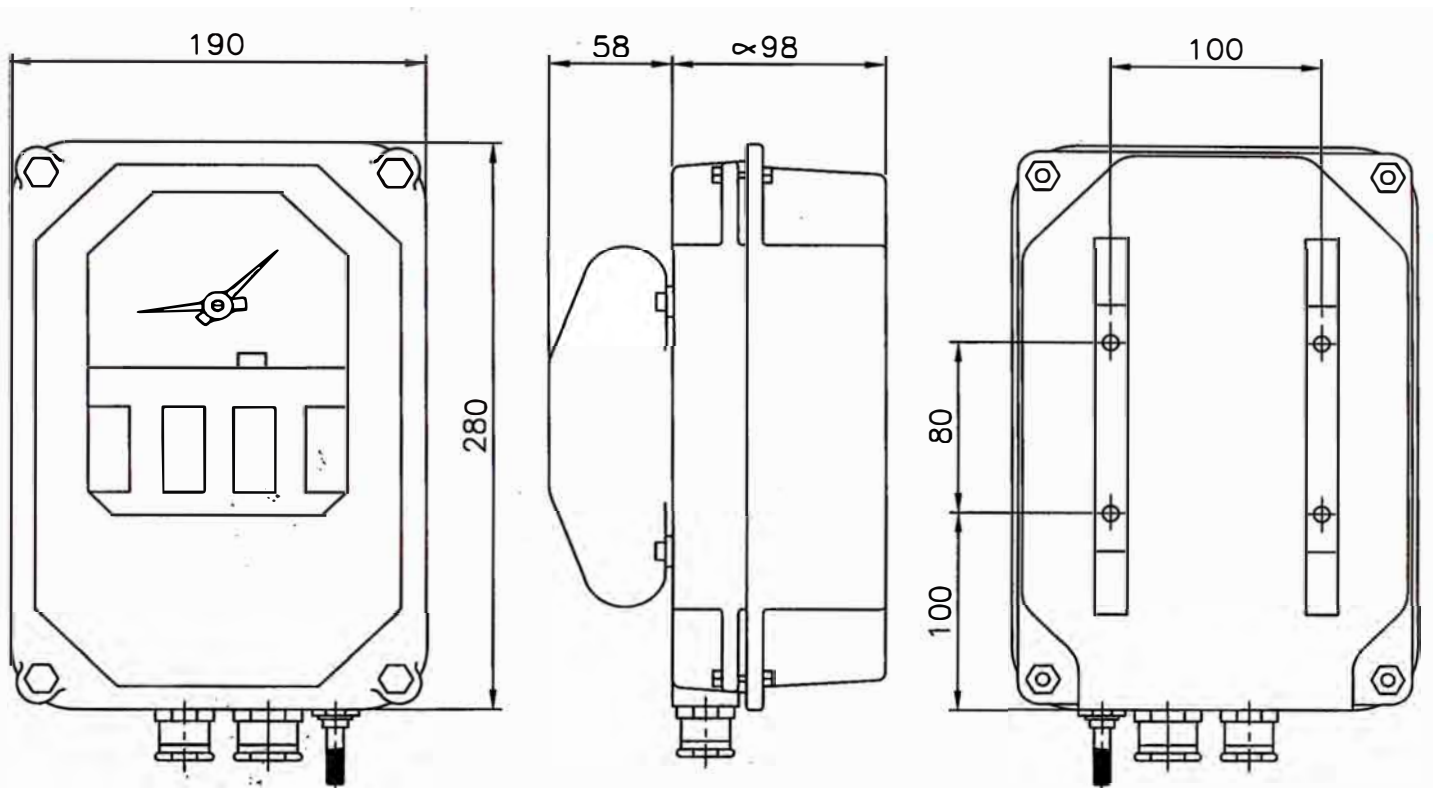
El termómetro (fig. 4.14) consiste en un sistema compuesto por un bulbo cilíndrico con rosca, un tubo capilar y una caja, con tapa, que contiene una escala con rangos que van generalmente de 0°C a 150°C, una aguja indicadora de temperatura, otra aguja roja indicadora de la temperatura máxima, una resistencia variable para indicación remota, dos microswitches ajustables, un sistema de medición, y un sistema de compensación por cambios en la temperatura ambiente.

El termómetro se construye generalmente para trabajar a la intemperie, también son asísmicos.

El principio de operación del termómetro es el siguiente: Un elemento sensible, el bulbo, detecta un aumento de la temperatura del aceite en su parte superior y ésta hace expandir el líquido que contiene en su interior.

El sistema de medición, compuesto de un bulbo, tubo capilar y cilindro de medición, está lleno de un líquido que aumenta su volumen con el aumento de la temperatura. La expansión del líquido dentro del cilindro, que en un extremo tiene un fuelle con un perno, es transmitida en dos direcciones. Por un lado a un sistema de relojería que mueve la aguja indicadora y por otro lado a un puente que acciona los contactos eléctricos.

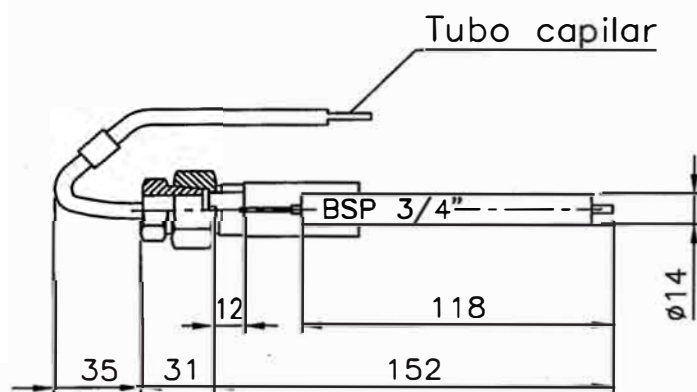
Para que las variaciones de temperatura ambiente no introduzcan errores en las mediciones, existe, además, un sistema de compensación que está compuesto por otro cilindro cuyo fuelle se expande, cuando aumenta la temperatura ambiente, en sentido contrario al del fuelle del cilindro de medición.



Vista frontal

Vista derecha

Vista posterior



Bulbo censor

Fig. 4.14 Termómetro de aceite.
según catalogo del fabricante AKM

La caja del termómetro normalmente va montada sobre la pared del tanque del transformador utilizando dos soportes antivibratorios cuidando en todo momento que el termómetro quede montado en posición vertical.

El tubo capilar se desenrolla con sumo cuidado ya que es una parte muy delicada y debe hacerse sin que se produzcan dobleces y fijado con grampas a lo largo de su instalación.

4.3.6 Válvula de alivio de presión

Por lo general las descargas internas o cortocircuitos que ocurren en transformadores llenos de aceite normalmente son acompañadas por sobrepresiones en el tanque debido a la formación de gases por la descomposición y evaporización del aceite. Equipando el transformador con una salida de explosión se puede limitar la sobrepresión a un valor no perjudicial al tanque, esta función la realiza la válvula de alivio de presión o válvula de seguridad.

Como se muestra en la figura 4.15, la válvula de alivio de presión consiste de una brida que generalmente es de aluminio (1) con una tapa (6), un disco de válvula (3), el cual está posicionado contra las empaquetaduras (4) y (5) por la fuerza de dos resortes (7). Las empaquetaduras son hechas de goma resistente al aceite.

Con objeto de dar señalización y alarma en caso de operaciones, la válvula está equipada con una llave sellada y un indicador mecánico.

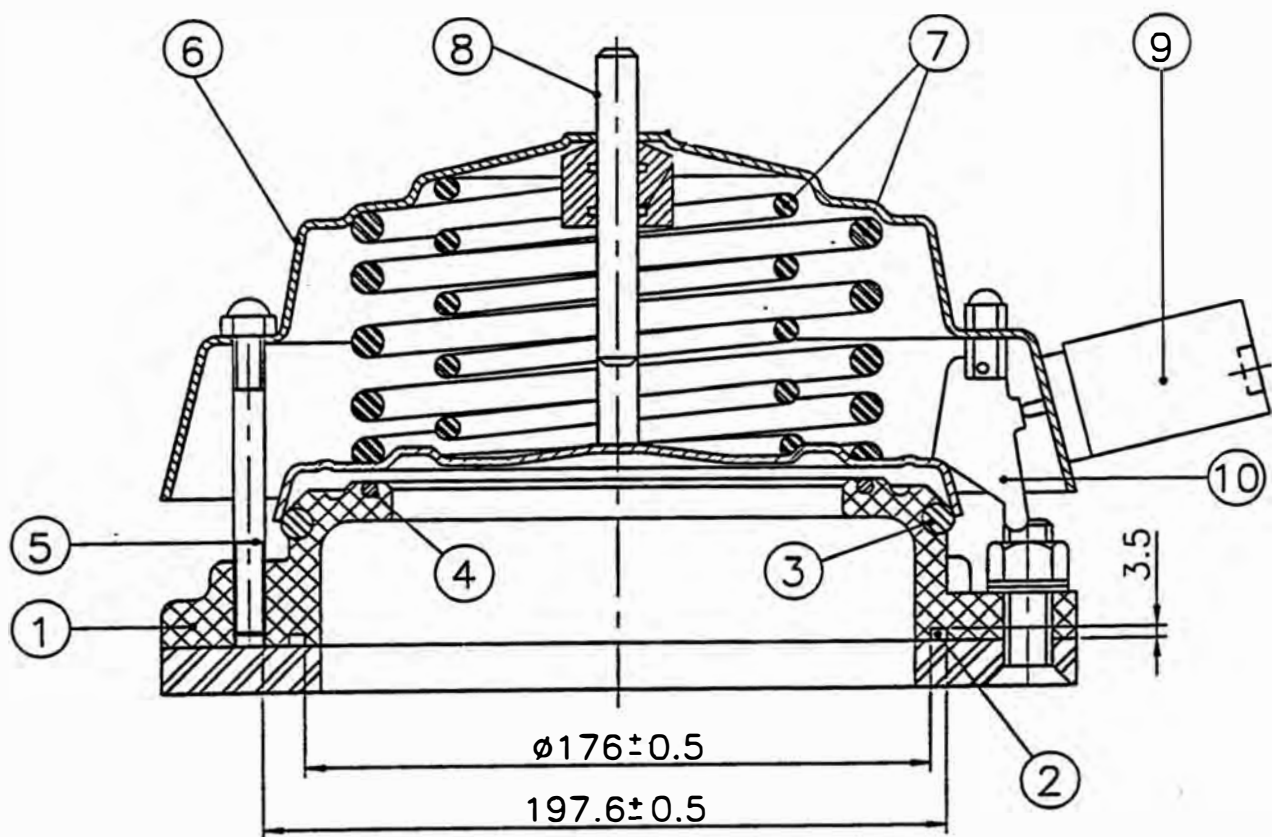
La válvula no contiene partes internas que puedan caerse dentro del transformador.

Cuando la presión interna está debajo de la presión de apertura, la presión del resorte trabaja sobre el disco de la válvula (3), el cual reposa sobre la empaquetadura interna (4) efectuando un cierre positivo. Cuando la presión haya alcanzado la

presión de operación, excede la contrapresión de apertura y permite el paso del aceite a la cámara externa. Una pequeña cantidad de aceite es suficiente para conseguir que la presión del mismo actúe sobre el área total del disco de la válvula, que entonces se abre instantáneamente. El tiempo de apertura es aproximadamente 2 milésimos de segundo en caso de una falla grave. La válvula se cierra automáticamente cuando la sobrepresión es aliviada.

El indicador de actuación (8) consiste en un pasador de aluminio, por lo general es pintado de amarillo brillante, colocado en el centro de la tapa y con una extremidad apoyada en la válvula. Cuando la válvula entra en operación el disco de la válvula se abre repentinamente y fuerza al pasador amarillo a través de su manguito guía, de forma que se extienda cerca de 45mm encima de la tapa superior del dispositivo. El indicador es mantenido en esta posición por la presión de un anillo de goma contra el manguito guía y es claramente visible a gran distancia, indicando que la válvula funcionó. Un contrapasador atravesado en la parte inferior del pasador impide que salte afuera. Para rearmar el pasador se presiona para abajo hasta que vuelva a su posición inicial.

La válvula de seguridad es suministrada también con un circuito de alarma (9) montado al lado de la tapa. La caja del circuito es de tipo sellada y a prueba de tiempo, con un interruptor monofásico tipo duplex y que podrá ser conectado con un cable directamente a la caja de bornes del transformador para aviso local o a distancia del funcionamiento de la unidad. El circuito es accionado por el movimiento para arriba del anillo externo de la válvula. Una vez que operó el circuito se mantiene en esta posición y da alarma continua o señal continua hasta que se rearme manualmente por medio de la palanca (10).



- 1.- Brida de Aluminio
- 2.- Empaquetadura
- 3.- Disco de Valvula
- 4.- Empaquetadura de Goma
- 5.- Empaquetadura de Goma
- 6.- Tapa
- 7.- Resortes
- 8.- Indicador de Actuación
- 9.- Circuyito de Alarma
- 10.- Palanca

Fig. 4.15 Válvula de alivio de presión en contactos de alarma y disparo.

4.3.7 Indicador del nivel de aceite

Los indicadores de nivel de aceite se usan en transformadores para indicar el nivel por efectos de la contracción o expansión del aceite debido a la variación de la temperatura del mismo.

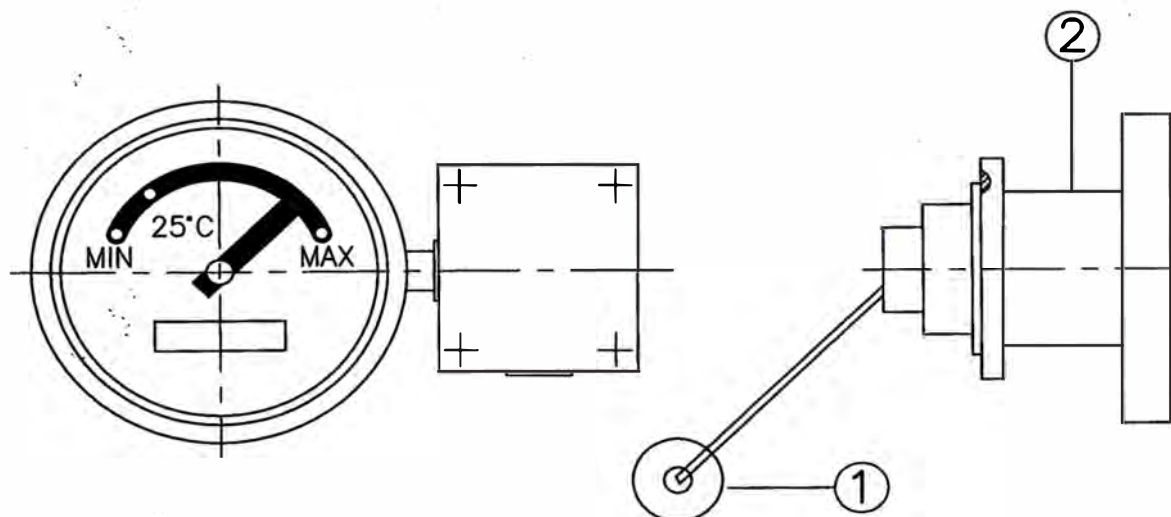
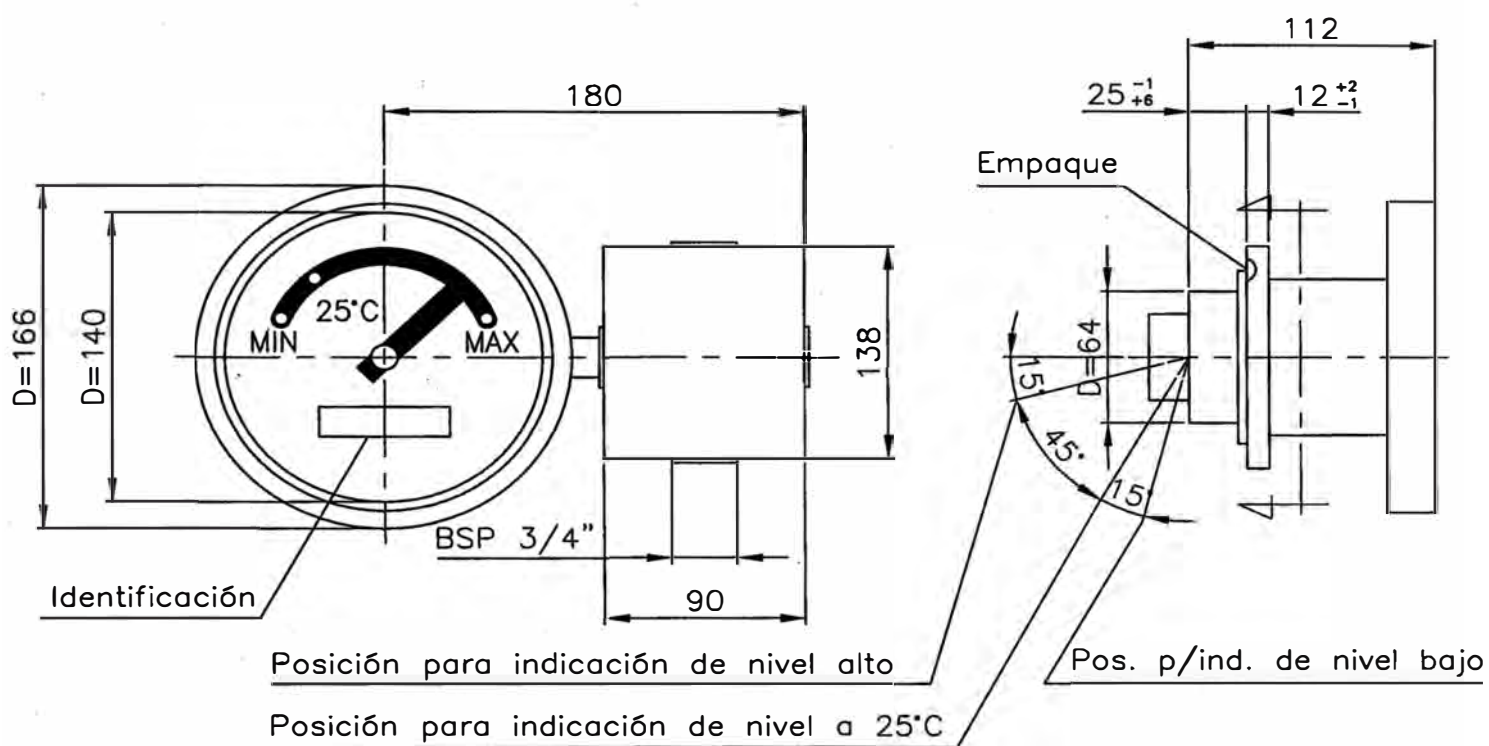
El indicador de nivel de aceite consiste en una carcaza de aluminio fundido pintado y una boya de hojalata o aluminio con un asta de hojalata, conforme a la figura 4.16. La carcaza está provista de una brida para conexión, una caja de conexiones con los terminales, un punto de conexión a tierra y salida para cables, un visor de policarbonato o cristal, un indicador con una amplitud de escala que en la mayoría de los casos va de 0°C a 120°C.

El principio de funcionamiento del indicador del nivel de aceite se basa en la transmisión del movimiento del conjunto asta/boya para la manecilla del mostrador a través de un par de imanes, cada uno separado del otro herméticamente dentro del mecanismo del indicador. La boya se apoya sobre la superficie de la membrana. El indicador de nivel de aceite va montado directamente en la pared lateral del conservador de aceite, de tal modo que haga posible las lecturas a nivel del suelo.

4.3.8 Desecador de aire tipo Sílice gel

El secador de aire tipo sílice gel tiene la finalidad de secar el aire aspirado por los transformadores enfriados con aceite, cuando la carga y la temperatura bajan, ocasionando la contracción del aceite.

El secador es abastecido con sílice gel, que tiene la propiedad de absorber la humedad hasta un 40% de su propio peso. En el estado activo tiene la coloración azul y cuando está saturado de humedad, rosado claro. La humedad, entretanto, puede ser extraída y la sílice gel reaprovechada.



1) Carcaza.

2) Boya.

Fig. 4.16 Indicador de nivel de aceite.
según catalogo del fabricante COMEM

La cantidad de sílice gel necesaria puede ser calculada por la siguiente fórmula:

$$Q = 0.058 \times N \times P_{\text{aceite}}$$

donde: Q = Cantidad de sílice gel (kg).

N = Número deseable de meses sin regeneración.

P_{aceite} = Peso del aceite (tons)

La presente fórmula es válida sólo para un ambiente con una media de 85% de humedad relativa aproximadamente.

La cantidad de sílice gel en los secadores de aire patrones (figura 4.17) consideran una durabilidad aproximada de 6 meses, pudiendo variar este tiempo en dependencia de la variación de la carga.

Se recomienda hacer la regeneración de la sílice gel en el período en que la temperatura del aceite esté aumentando, porque así el aire aspirado por el transformador y la humedad correspondientes no podrán entrar.

Con respecto al montaje, se debe observar cuidadosamente si todos los puntos de montaje están correctamente cerrados, por ejemplo: cierres de las tapas del secador, tubo entre secador y tanque de expansión. Este cuidado es necesario para evitar que el transformador absorba humedad por alguna holgura tornando inútil el secador.

La tapa inferior del secador es provisto de un reservorio de aceite que tiene la función de hacer de filtro hidráulico. El filtro tiene la finalidad de retener las partículas en suspensión en el aire. El aceite utilizado en este reservorio deberá ser el mismo del transformador.

Si durante la inspección del transformador fuera constatado el cambio de la coloración azul para el rosado claro llega al nivel superior, verificada en el visor superior del secador, esto indica que la sílice gel necesita ser regenerada.

Para la sustitución de la sílice gel se debe remover el cilindro del secador. Para remover el cilindro, es necesario la remoción del reservorio de aceite y aliviar la tuerca que se encuentra conectada en la parte inferior del secador.

La sílice gel se esparce en una cama fina sobre una bandeja que debe ser colocada en una estufa, u horno ventilado para secar a una temperatura de $120^{\circ}\text{C} \pm 10^{\circ}\text{C}$.

Después de un período de 8 a 10 horas la sílice gel vuelve a su color azul y está lista para volver al secador.

Si la temperatura durante el secado sobrepasa los 130°C , parte de la sílice gel se volverá oscura, no obstante eso no cambia la capacidad de absorción de la humedad.

Después de la absorción de la humedad la misma quedará con el color marrón-amarillento, con esto volverá al color rosado claro.

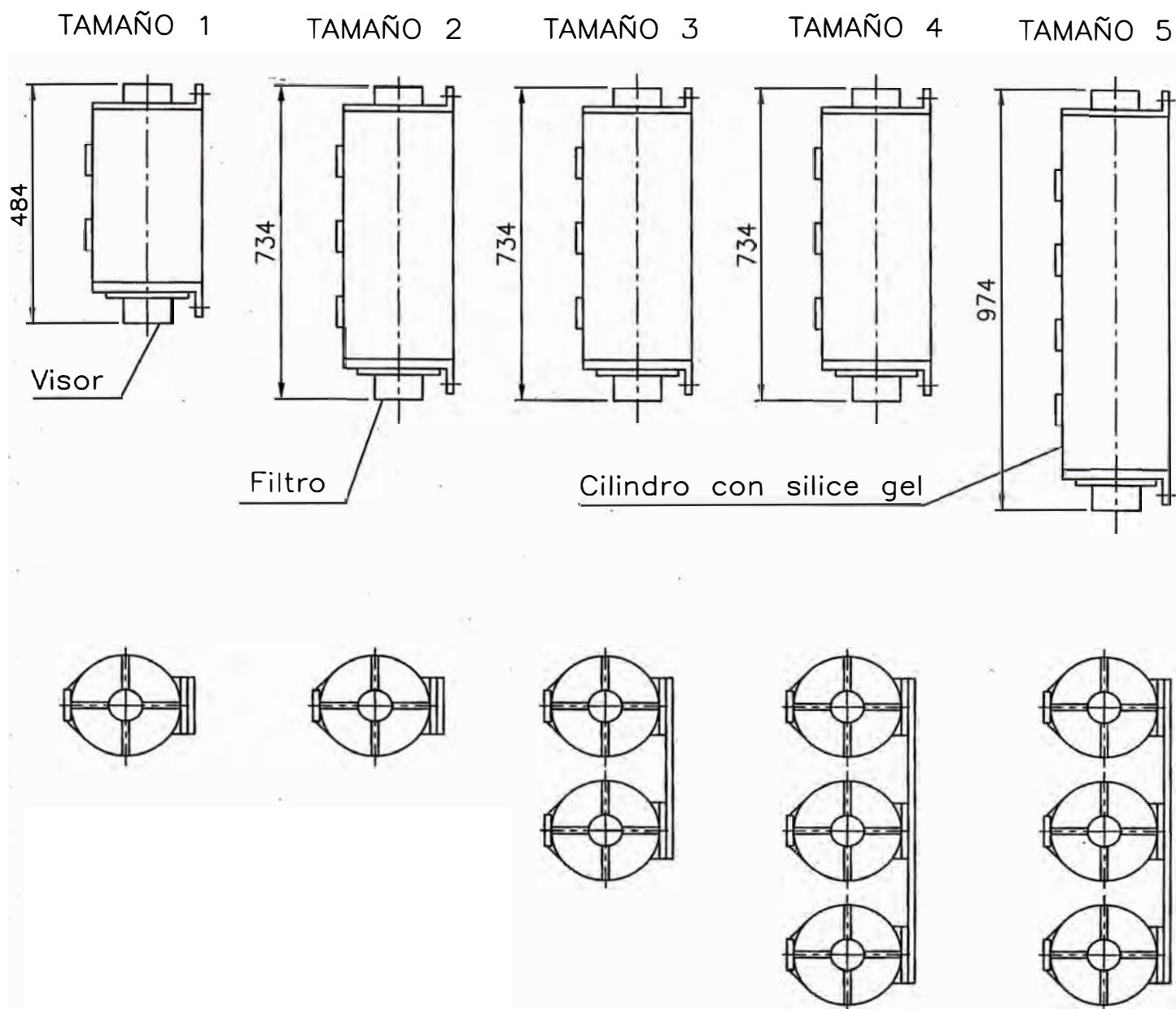
Se debe proteger y prevenir cuidadosamente el contacto de la sílice gel con el aceite, ya que el aceite hace que la sílice gel pierda su capacidad de absorber la humedad. La sílice gel contaminada con aceite no podrá ser utilizada como agente secante, pues el aceite no puede ser extraído de la sílice gel.

Para evitar que el transformador se quede sin protección durante la regeneración de la sílice gel, se recomienda tener una cantidad suficiente de sílice gel nueva o regenerada, disponible, en embalaje hermético a fin de que los cambios se puedan hacer sin demora.

La sílice gel recomendada es del tipo que posee el color azul. Esta coloración es debido a la presencia del cloruro de cobalto que gradualmente cambia al color rosado conforme absorbe humedad.

La sílice gel no está clasificada como producto peligroso por la Organización de las Naciones Unidas (ONU), bajo las “Recomendaciones para transporte”.

La sílice gel no es silicótica, no obstante si requiere una manipulación cuidadosa para minimizar la creación de polvo. Las máscaras para rostro deben ser usadas durante el manejo, debido a que es altamente absorbente tenderá a causar un secado de la piel, y las precauciones rutinarias, como el uso de guantes y otros accesorios son deseables.



TAMAÑO	MASA DE SILICE GEL (kg)	CANTIDAD DE ACEITE (kg)
1	3	8500
2	5	14000
3	10	28500
4	15	42800
5	21	60000

Fig. 4.17 Desecadores de aire para transformadores de potencia. según catalogo del fabricante COMEM

CAPITULO V DISEÑO TERMICO

5.1 Enfriamiento de transformadores: Consideraciones Generales

5.1.1 Distribución de temperatura en el núcleo, bobinas y aceite

La figura N°5.1 indica la distribución aproximada de la temperatura. La figura 5.1(a) representa las condiciones cerca del nivel superior de las bobinas donde ocurren las máximas temperaturas. Todo el aceite por encima del transformador se asume que tiene la misma temperatura, no importando si este ha ascendido a través de los ductos ó ha pasado por las superficies externas de las bobinas. Ya que la resistividad térmica del cobre es despreciable en comparación con la del aislamiento, la bobina de alta tensión es la más difícil de enfriar y es la que usualmente contiene el punto más caliente.

El material del núcleo tiene una resistividad térmica mayor que la del cobre pero mucho menor que la del aislamiento de papel ó la del aislamiento entre láminas. Una vía de conductividad térmica comparativamente alta es de esta forma proporcionada a los bordes de las laminaciones. Esto generalmente limita la temperatura del núcleo a un valor menor que el de las bobinas cuando el transformador está operando en condiciones de plena carga. La figura 5.1(b) muestra la distribución de temperatura a través de la bobina de alta tensión en escala ampliada. Internamente, el calor pasa por conducción a través

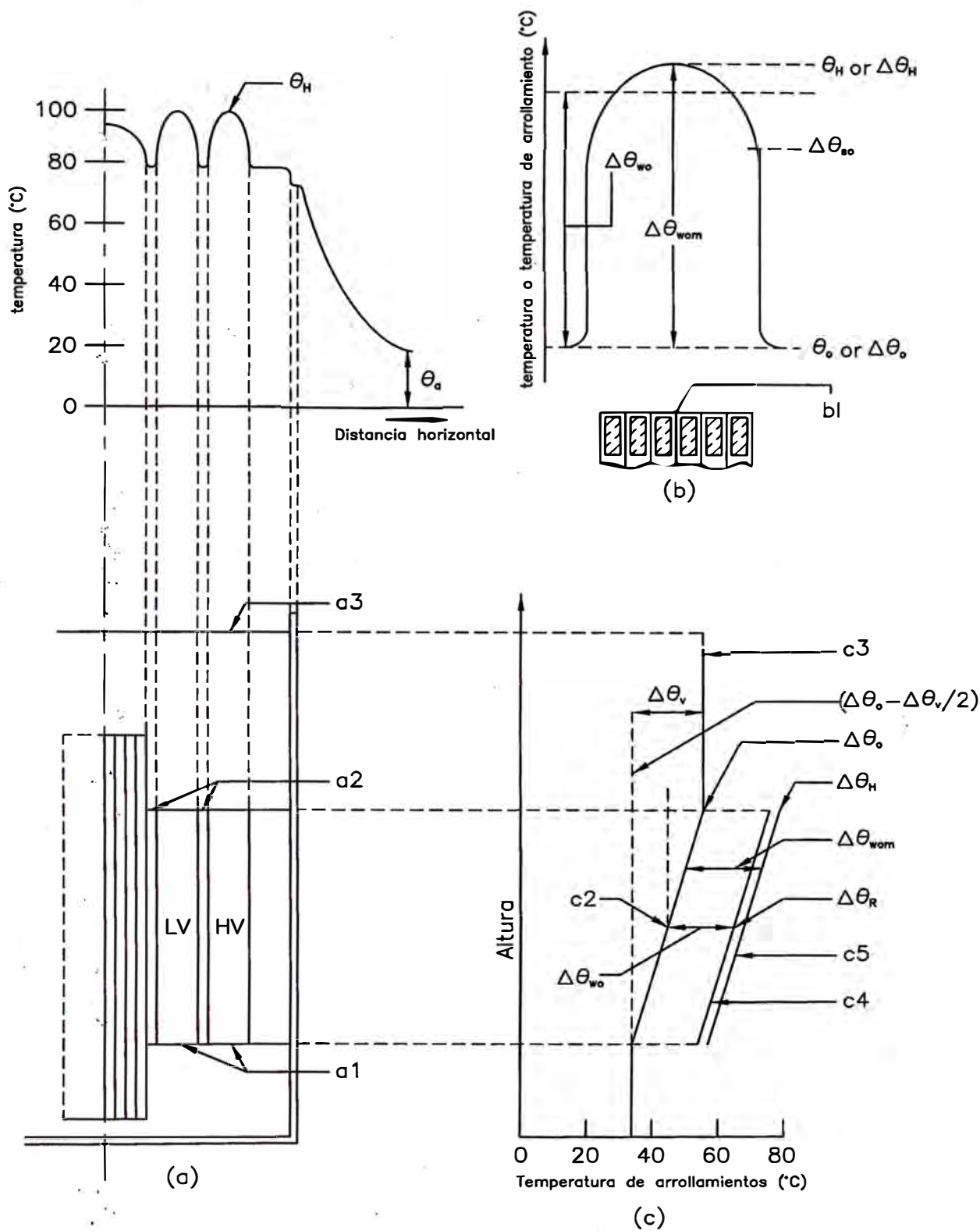


Fig. 5:1 Distribución aproximada de la temperatura
 Modern Power Transformer Practice , Pag.25 – R.Feinberg

de las capas de aislamiento y la curva es aproximadamente parabólico. Las superficies de las bobinas, sin embargo, se enfrían por convección, resultando esto en la pendiente característica de las caídas de temperatura de las superficies mostradas. La diferencia entre la temperatura del punto caliente y la temperatura del aceite es llamada el gradiente máximo de temperatura de la bobina $\Delta\theta_{wom}$. Similarmente la diferencia entre la temperatura media de la bobina y la temperatura media del aceite es llamada el gradiente medio $\Delta\theta_{wo}$. El término gradiente es utilizado solamente para indicar una diferencia en temperatura y no en el sentido estricto de diferencia de temperatura por unidad de longitud.

Al nivel de las superficies del tanque, hay también caídas de temperatura, tal como se muestra en la figura 5.1(a). La caída de temperatura externa, sin embargo, no ocurre totalmente en la superficie. El enfriamiento ocurre tanto por radiación como por convección, y la temperatura del aire permanece por encima del valor ambiente para cierta distancia de la pared del tanque.

La figura 5.1(c) indica aproximadamente la distribución de temperatura verticalmente a través de las bobinas. Se puede considerar que la temperatura del aceite se incrementa linealmente conforme se va subiendo a través de las bobinas, llegando a su máximo en la tapa del tanque. La temperatura entonces permanece constante en esa superficie a la cual se le denomina como temperatura del aceite superior. Sobre la altura total de las bobinas el gráfico de la temperatura del cobre es paralelo con el del aceite, ya que los gradientes de temperatura en los cuerpos de las bobinas se asumen independientes de la posición vertical, tal como se muestra. De hecho, el punto caliente no ocurre en la parte superior de las bobinas debido al enfriamiento de la superficie superior. Su posición vertical es muy difícil de

determinar, sin embargo, la aproximación implícita en el gráfico es aceptada en el cálculo de la temperatura de las bobinas.

5.1.2 Límites normalizados de Calentamientos

Aunque la temperatura del punto caliente es de importancia crítica, esta sólo puede ser medida directamente mediante una termocupla embebida en la bobina, lo cual es obviamente impracticable. Las especificaciones de las normas, así mismo, dan límites al calentamiento por encima de la temperatura ambiente los cuales, aunque relacionados sólo indirectamente al calentamiento del punto caliente, son medibles fácilmente en las pruebas. Estas son el calentamiento medio $\Delta\theta_R$ de las bobinas medidos por incremento de resistencia, y calentamiento $\Delta\theta_o$ de la parte superior del aceite medido con termómetro.

5.1.3 Configuración del Tanque y Gradientes de Temperatura de las Bobinas

Los límites normalizados de calentamientos considerados en conjunción con el diseño del tanque implica que el valor máximo para el gradiente de temperatura de las bobinas $\Delta\theta_{wo}$, y el diseño de las mismas sea de forma tal que en funcionamiento normal éstos límites no sean excedidos.

En la figura 5.1(c), la diferencia de calentamientos entre el aceite en la parte superior e inferior del tanque se denota por $\Delta\theta_v$. Esta depende del diseño del tanque, prefiriéndose un valor bajo a medida que la pendiente de los gráficos se incrementa. De esta forma el calentamiento máximo del cobre en la parte superior de las bobinas se reduce al calentamiento medio especificado, el cual, asumido lineal en los gráficos, ocurre a la mitad de la bobina. Un valor más bajo de $\Delta\theta_v$ corresponde a una tasa más alta de circulación de aceite, trayendo como consecuencia una tasa mayor

de transferencia de calor en las bobinas y en las superficies del tanque reduciendo de esta forma las caídas de temperatura en la superficie.

En transformadores tipo ONAN la tasa de circulación de aceite depende de la diferencia en densidades entre el aceite caliente, la cual se incrementa con la altura del transformador, y el aceite frío que desciende por las superficies del tanque. Las condiciones ideales para el enfriamiento tipo ONAN se obtienen por consiguiente colocando el transformador en un tanque plano relativamente alto. El grueso del aceite ascendente adquiere entonces el calentamiento máximo $\Delta\theta_0$, correspondiente a la densidad más baja posible, consiguiéndose consecuentemente la mayor tasa de circulación del aceite. Además, una superficie plana es más eficiente para la disipación de calor.

Excepto para transformadores con potencias menores de 50 kVA, sin embargo, este arreglo es antieconómico, ya que el tanque tendría que ser muy grande relativo al tamaño del transformador para poder suministrar suficiente superficie de enfriamiento. En éstos casos se suministran aletas de refrigeración, tubos ó radiadores para incrementar el área de enfriamiento sin el correspondiente incremento en la cantidad de aceite pero a expensas de algunas pérdidas adicionales en la eficiencia del enfriamiento.

La relación entre $\Delta\theta_v$ y $\Delta\theta_0$ puede ser expresada en la forma siguiente:

$$\Delta\theta_v = k_v \Delta\theta_0 \quad ^\circ\text{C} \quad (5.1)$$

Donde el factor k_v alcanza valores entre 0.3 para tanques planos ó para tanques equipados con radiadores hasta 0.5 para tanques tubulares de tres hileras. De la figura 5.1(c) el calentamiento del aceite del ducto medio es $\Delta\theta_0 - \Delta\theta_v / 2$; por consiguiente el calentamiento medio de las bobinas es:

$$\Delta\theta_R = (\Delta\theta_o - \frac{1}{2} \Delta\theta_v) + \Delta\theta_{wo} \quad ^\circ\text{C} \quad (5.2)$$

Substituyendo para $\Delta\theta_v$ y re-arreglando, obtenemos:

$$\Delta\theta_{wo} = \Delta\theta_R - \Delta\theta_o (1 - \frac{1}{2} k_v) \quad ^\circ\text{C} \quad (5.3)$$

De esta forma se pueden calcular los valores de $\Delta\theta_{wo}$ compatibles con los límites específicos de calentamientos.

se puede asumir que:

$$\Delta\theta_{wom} = 1.1 \Delta\theta_{wo} \quad ^\circ\text{C} \quad (5.4)$$

entonces el calentamiento del punto caliente esta dado por:

$$\Delta\theta_H = \Delta\theta_o + \Delta\theta_{wom} = \Delta\theta_o + 1.1 \Delta\theta_{wo} \quad ^\circ\text{C} \quad (5.5)$$

y la temperatura del punto caliente es:

$$\theta_H = \Delta\theta_H + \theta_a \quad ^\circ\text{C} \quad (5.6)$$

Donde θ_a es la temperatura ambiental en grados Celsius.

5.2 Diseño térmico del tanque

Algunas de las consideraciones implícitas al diseño del tanque para un transformador ONAN fueron explicadas en los párrafos anteriores. La tasa de circulación del aceite depende de la posición vertical de las fuentes de calor del transformador relativas a las superficies de enfriamiento del tanque y al tipo de tanque. Como en otros aspectos del diseño, en el diseño de tanques también se deben utilizar constantes empíricas.

La superficie del tanque se enfría tanto por radiación como por convección, pero dentro de un determinado rango de diferencias de temperatura, la transferencia de calor de tal superficie puede ser calculada aproximadamente con:

$$M_{et} = K_{et} \Delta\theta^{1.25} \quad \text{W m}^{-2} \quad (5.7)$$

Donde M_{et} es la tasa de transferencia de calor total de una unidad de superficie de tanque, K_{et} un coeficiente empírico y $\Delta\theta$ la diferencia de temperatura entre la superficie y el medio de enfriamiento. Por lo general es más conveniente, sin embargo, expresar la relación en la siguiente forma:

$$\Delta\theta = K_t M_{et}^{0.8} \text{ } ^\circ\text{C} \quad (5.8)$$

donde K_t es $(1 / K_{et})^{0.8}$ y tiene valores empíricos dependientes del tipo de tanque.

El área efectiva de enfriamiento del tanque A_T debe ser suficiente para disipar las pérdidas del transformador sin que los calentamientos excedan los valores dados en las especificaciones. Se requiere así mismo una relación entre A_T y el calentamiento del aceite de la parte superior del tanque $\Delta\theta$. El problema es complicado por el hecho de que la temperatura de la superficie del tanque y, así mismo, su tasa de disipación de calor por unidad de área M_{et} cambia de acuerdo con altura desde la base del tanque. Una solución simple aproximada puede, sin embargo, ser obtenida asumiendo que el calentamiento promedio de la superficie de enfriamiento del tanque es igual al calentamiento medio del ducto de aceite $\Delta\theta_{om}$ donde:

$$\Delta\theta_{om} = \Delta\theta_o - \frac{1}{2} \Delta\theta_v \text{ } ^\circ\text{C} \quad (5.9)$$

Se puede apreciar de la figura 5.1(a) y la figura 5.1(c) que esta suposición será aproximadamente cierta en la práctica. Cuando el transformador ocupa la posición vertical de la figura 5.1(c) con respecto a las superficies de enfriamiento del tanque, el calentamiento promedio del aceite en contacto con el tanque como un todo se encuentra ligeramente por encima de $\Delta\theta_{om}$, pero esto tenderá a ser compensado por la caída de temperatura interna del aceite en la superficie del tanque mostrado en la figura 5.1(a). De esta forma la precisión de la solución depende de la configuración

del tanque. El método brinda resultados satisfactorios cuando es aplicado en conjunción con valores apropiados de constantes empíricas, a tanques de diseño razonablemente normal.

Hagamos que el valor promedio de M_{eT} sobre la superficie efectiva de enfriamiento del tanque sea:

$$M_{eT} = (P_{Fe} + P_1) / A_T \quad W m^{-2} \quad (5.10)$$

Substituyendo los valores promedio en la ecuación (5.8), obtenemos:

$$\Delta\theta_{om} = \Delta\theta_o - \frac{1}{2} \Delta\theta_v = K_t M_{eT}^{0.8} \quad ^\circ C \quad (5.11)$$

De la ecuación (5.1) $\Delta\theta_v$ puede ser reemplazado por $k_v \Delta\theta_o$. De esta forma:

$$\begin{aligned} \Delta\theta_o (1 - \frac{1}{2} k_v) &= K_t M_{eT}^{0.8} \\ \text{ó} \quad \Delta\theta_o &= K_T M_{eT}^{0.8} \quad ^\circ C \end{aligned} \quad (5.12)$$

donde K_T es igual a $K_t / (1 - \frac{1}{2} k_v)$ y es un coeficiente total para el tanque que se aplica sólo a un rango limitado de transformadores de construcción similar. Los valores típicos de K_T utilizados en el diseño de transformadores de distribución con enfriamiento ONAN van desde 0.27 para tanques planos hasta 0.7 para tanques con radiadores. La substitución de M_{eT} de la ecuación (5.10) da:

$$\theta_o = K_T \{ (P_{Fe} + P_1) / A_T \}^{0.8} \quad ^\circ C \quad (5.13)$$

Usualmente se emplea semi-normalizaciones para tanques de transformadores de distribución; de esta manera el arreglo general de un tanque será conocido, y los valores apropiados pueden ser seleccionados mediante las constantes empíricas k_v y K_T . Los gradientes de temperatura medios de las bobinas de baja y alta tensión pueden ser comparados con los valores de $\Delta\theta_{wo}$ encontrados mediante la ecuación (5.3) para que sean compatibles con los límites de calentamiento normalizados. Si

ninguna bobina tiene un gradiente que excede el obtenido con la ecuación (5.3), el límite normalizado para $\Delta\theta_o$, que es usualmente 60°C , puede ser substituído en la ecuación (5.13), con lo cual se puede calcular un valor mínimo para A_T .

La ecuación (5.3) puede, sin embargo, dar un valor de $\Delta\theta_{wo}$ demasiado bajo que lo convierte en excesivamente restrictivo en el diseño de las bobinas. Para este caso, se rearregla la ecuación para tener:

$$\Delta\theta_o = (\Delta\theta_R - \Delta\theta_{wo}) / (1 - \frac{1}{2} k_v) \quad ^\circ\text{C} \quad (5.14)$$

con la cual se puede calcular un valor para $\Delta\theta_o$ menor que el límite normalizado pero compatible con el gradiente de temperatura medio de la bobina más caliente, el cual, como se vió anteriormente, debe estar limitado normalmente a 21°C . El valor correspondiente de M_{eT} se puede entonces obtener con la ecuación (5.12), ó también encontrar A_T directamente con la ecuación (5.13).

Cuando un valor ha sido obtenido para A_T , las dimensiones del tanque pueden ser calculadas. Con este método aproximado, el procedimiento normal es considerar sólo aquellas superficies externas en contacto directo con el aceite que contribuyen al área efectiva de enfriamiento.

Las dimensiones totales del núcleo y bobinas del transformador determinan el ancho interno y la longitud del tanque. Las distancias permitidas entre partes vivas están generalmente normalizadas y son considerablemente mayores a aquellas requeridas solamente para propósitos de aislamiento con el objeto de asegurar el espacio adecuado para la libre circulación del aceite y los cables de derivación. La altura total del núcleo del transformador, incluyendo cualquier mecanismo de cambio de tomas montado en su parte superior, determina el nivel mínimo de aceite, el cual

debe ser de tal forma que el equipo sea cubierto adecuadamente por el aceite cuando este frío.

La experiencia muestra que los datos térmicos obtenidos mediante el uso de constantes empíricas apropiadas en las ecuaciones de arriba son razonablemente exactos. Los calentamientos calculados tienden a ser algo mayores a los medidos en las pruebas, pero esto proporciona un margen de seguridad que asegura que el transformador reunirá las características especificadas.

5.3 Refrigeración en los arrollamientos

Las bobinas son normalmente enfriadas por la circulación del aceite sobre sus superficies. La temperatura del aceite es mantenida en un nivel aceptable mediante los radiadores que pueden ser de varios tipos y que se ubican fuera del tanque. El aceite circula ya sea por la acción de termosifón (circulación natural) ó por la acción de bombas (circulación forzada). Su temperatura se incrementa a medida que pasa por la superficie de las bobinas. En algunos puntos el aceite puede estar más caliente que en la parte superior del tanque, ya que allí ha podido haberse mezclado con aceite que tiene una trayectoria diferente ocasionando una pérdida de calor.

La temperatura total en cualquier parte de una bobina es función de la temperatura del aceite que ingresa al transformador, incrementado por la pérdida de calor de la superficie sobre la cual el aceite ha pasado, más la caída de temperatura a través del aislamiento y en las interfaces entre el cobre, papel y aceite. Además, cualquier parte que no este directamente expuesta al aceite tendrá una temperatura extra suficiente para provocar que el calor fluya hacia las superficies de enfriamiento.

Es muy complejo un cálculo completo y exacto del calentamiento en una bobina, a pesar que mucho se ha escrito y mucho se ha investigado al respecto. Es posible,

sin embargo, hacer algunas simplificaciones que se justifican por las condiciones bajo las cuales operan los transformadores. Por ejemplo, aunque las propiedades físicas del aceite varían con la temperatura, es suficientemente exacto en muchos casos asumir que estas propiedades son constantes en valores de temperatura alrededor de 65°C.

El aceite caliente tiende en forma natural a ascender de forma que los canales verticales proporcionan un camino de circulación natural. Muchas de las bobinas descritas, sin embargo, dependen de sus canales horizontales para sus enfriamientos. Esto sería una desventaja sino se tomaran provisiones para mejorar la situación. La figura 5.2(a) muestra una bobina tipo disco sin ningún medio de dirección del aceite. Con canales iguales internos y externos de la bobina no hay prácticamente tendencia para que el aceite fluya a lo largo de los canales horizontales. Canales verticales de diferente tamaño tenderían a provocar algo de flujo horizontal, pero sería realmente pequeño. La figura 5.2(b) muestra una bobina similar con separadores que fuerzan al aceite para que fluya siguiendo una ruta en zigzag debido a que su camino vertical natural es bloqueado alternadamente desde dentro y fuera. De esta forma el aceite fluye sobre todas las superficies de enfriamiento, proporcionando un enfriamiento muy mejorado.

Hablando en términos generales se pueden adoptar dos métodos para el control del aumento de temperatura. El diseñador puede colocar límites a la disipación de calor por unidad de superficie para diferentes diseños de bobinas, variando el espesor del aislamiento y utilizando diferentes métodos para la circulación del aceite. Por ejemplo se puede fijar un límite de 0.125 W cm^{-2} para bobinas tipo disco con

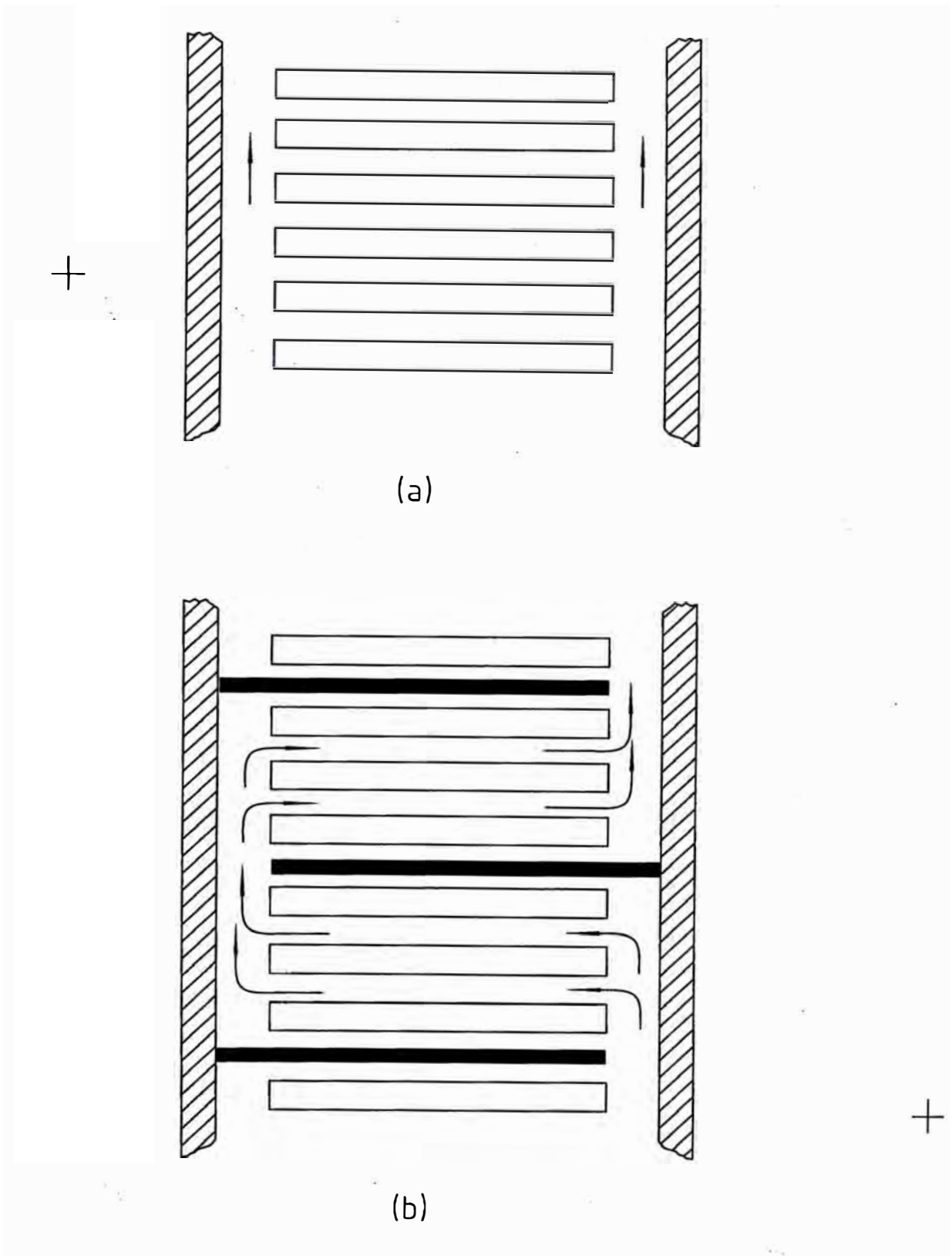


Fig. 5.2
Modern Power Transformer Practice , Pag.130 – R.Feinberg

circulación natural de aceite no dirigida. Con flujos de aceite dirigidos este valor se puede incrementar a 0.19 cm^{-2} .

Durante muchos años este fue el método de cálculo universalmente aceptado, pero no permite trabajar con todas las variaciones que se pueden presentar en la construcción de bobinas. La exactitud es, así mismo, no muy buena, y los márgenes que quedan entre las temperaturas calculadas y las garantizadas tienen que ser considerables. El segundo enfoque es llevar a cabo los complicados cálculos necesarios para permitir el manejo de muchas variables. Esto es una operación demasiado pesada para efectuarse en forma manual de modo que se hace necesario el uso de computadoras.

5.3.1 Medida de la temperatura de los arrollamientos

En muchos casos es bastante simple calcular la temperatura promedio de una bobina durante las pruebas en fábrica. Esto es llevado a cabo por el método de la variación de resistencia.

En servicio, sin embargo, es casi impracticable utilizar este método. Es también imposible fijar termocuplas en las bobinas debido a la tensión a tierra. Los instrumentos de medida han sido diseñados para indicar la temperatura de las bobinas mediante el principio de imagen térmica. La imagen térmica consiste en un tipo de termómetro inmerso en el aceite de la parte superior del tanque y conectado a un instrumento tipo reloj. En este sistema el calor derivado de la corriente de carga del transformador es inyectado a través de un transformador de corriente. La temperatura indicada por el instrumento es la suma de la temperatura del aceite en la parte superior del tanque θ_0 y $k_1 \times \Delta\theta_e$, donde $\Delta\theta_e$ es la diferencia de temperatura a través del aislamiento de la bobina y k_1 es un factor que tiene en cuenta los puntos

calientes locales debido al hecho que los espaciadores no permiten un contacto total del aceite con la superficie de la bobina. Es usual tomar $k_1 = 1.1$.

Debido al creciente deseo de obtener lo más que se pueda de los equipos instalados, la importancia del indicador de temperatura de los bobinados se ha incrementado grandemente en los últimos años.

5.4 Cálculo térmico

5.4.1 Calentamiento del bobinado de B.T.

Espiras por bobina	$n = 152$
Corriente	$I = 833.33 \text{ A.}$
Longitud por bobina	$h = 1290 \text{ mm.}$
Carga lineal por bobina	$q = 152 \times 833.33 / 129 = 981.91 \text{ Av/cm}$
Densidad de corriente	$j = 2.96 \text{ A/mm}^2$
Indice de calentamiento	$(qd) = 981.91 \times 2.96 = 2906.45$
Ancho de bobina	$b = 68 \text{ mm}$
Relación	$b/h = 68/1290 = 0.05$

Calentamiento medio de las bobinas sobre la temperatura media del aceite (fig. 5.3) ,
 $\theta = 17^\circ \text{ C.}$

5.4.2 Calentamiento del bobinado de A.T.

Espiras por bobina	$n = 553$
Corriente	$I = 240.56 \text{ A.}$
Longitud por bobina	$h = 1270 \text{ mm.}$
Carga lineal por bobina	$q = 553 \times 240.56 / 127 = 1047.48 \text{ Av/cm}$
Densidad de corriente	$j = 2.83 \text{ A/mm}^2$
Indice de calentamiento	$(qd) = 1047.48 \times 2.83 = 2964.36$

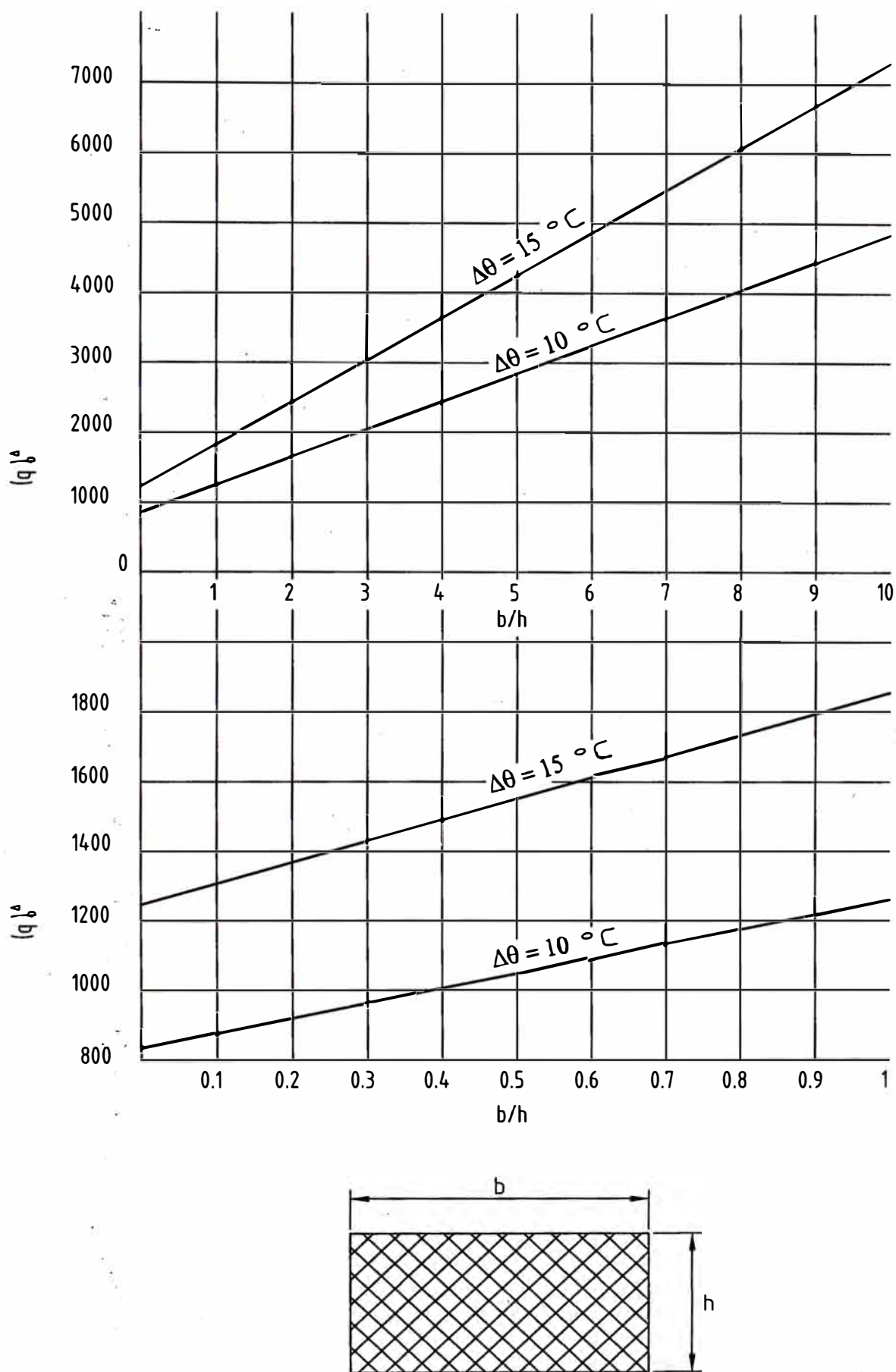


Fig. 5.3

Ancho de bobina $b = 92.5 \text{ mm}$

Relación $b/h = 92.5/1270 = 0.07$

Calentamiento medio de las bobinas sobre la temperatura media del aceite (fig. 5.3) ,
 $\theta = 17^\circ \text{ C}$.

5.4.3 Temperatura del núcleo

Las normas establecen muy vagamente que el núcleo y otras partes del transformador no deben alcanzar una temperatura tal que pueda dañar el núcleo mismo o cualquier material adyacente. La temperatura del núcleo no es medida durante las pruebas estándar de calentamiento, ni existe algún método concordante de medida.

Para los transformadores de distribución inmersos en aceite hasta 1600 kVA no es necesario colocar ductos de refrigeración especiales para el núcleo, lo cual ha demostrado ser satisfactorio en general. Sin embargo, los transformadores más grandes pueden requerir dichos ductos.

5.4.4 Temperatura del aceite

Vamos a considerar ahora el tanque y sus dispositivos de enfriamiento externos.

El tanque debe por si mismo tener el tamaño suficiente para contener al núcleo y las bobinas con sus terminales y todas sus conexiones, además de todos los dispositivos adecuados que se necesiten para el funcionamiento del transformador como por ejemplo el conmutador de tomas. Todos los elementos dentro del tanque deben tener distancias de aislamiento adecuadas.

Será necesario dejar un exceso de dimensión de al menos 300 mm en el ancho del tanque y 260 mm en su longitud con respecto a las dimensiones totales del núcleo y bobinas. Estas distancias son necesarias para permitir distancias de seguridad de las

bobinas y conexiones, para permitir la libre circulación del aceite y para permitir el encubado de la parte activa en el tanque.

El nivel de aceite mínimo debe ser tal que cubra al núcleo y bobinas y cualquier conexión o dispositivo que requiera aceite para su aislamiento. El nivel de aceite mínimo debe ser tal que se suministre el aislamiento requerido a la temperatura promedio del aceite más baja a la cual se espera que opere el transformador. Se asume normalmente $-25\text{ }^{\circ}\text{C}$ en la ausencia de cualquier otra temperatura mínima específica. Para fijar el nivel mínimo de aceite se debe tener en cuenta que van ha ser necesarios en el transformador radiadores de enfriamiento externos y que estos deben tener una conexión superior en el tanque suficientemente alta para producir una buena circulación de aceite.

Las dimensiones del tanque pueden ahora ser calculadas. La longitud b_{T1} del tanque será, con b_{cen} por distancia entre los centros de las columnas y d_{2e} por diámetro exterior de la bobina de alta-tensión,

$$b_{T1} = 2b_{cen} + d_{2e} + 100$$

$$b_{T1} = 2 \times 910 + 867 + 260 \approx 2950 \text{ mm} \quad (5.15)$$

El ancho del tanque b_{T2} es,

$$b_{T2} = d_{2e} + 120$$

$$b_{T2} = 867 + 300 \approx 1170 \text{ mm} \quad (5.16)$$

Para obtener h_{omin} para el nivel de aceite mínimo, se asume un valor razonable en exceso sobre la altura del núcleo de 400 mm, con el aceite a una temperatura promedio de $15\text{ }^{\circ}\text{C}$. Con h_w para la altura de la ventana y b_{Fe} para la mitad del ancho mayor de las láminas del núcleo, tenemos:

$$h_c = h_w + 4 b_{Fe} \quad (5.17)$$

para un transformador de núcleo apilado con el yugo superior de igual ancho que la columna. Asimismo,

$$h_{\text{omin}} = h_c + 200$$

$$h_{\text{omin}} = 1470 + 4 \times 220 + 400 = 2750 \text{ mm} \quad (5.18)$$

Vale notar aquí que es muy poco lo que se va a ganar en este tipo de transformador economizando la altura del tanque ya que, si la altura fuera menor, se requerirían más radiadores para efectos de un mejor enfriamiento. Esto es porque es más económico en estos transformadores ajustar los radiadores de enfriamiento directamente en el tanque y no acomodarlos en un banco de enfriamiento separado.

El tipo de radiador que se va a utilizar aquí será del tipo placa-plana, ensamblados en grupos, cada grupo es conectado al tanque mediante una tubería común. Para obtener la altura deseable del radiador es necesario considerar las condiciones para la circulación satisfactoria del aceite. La figura 5.4 muestra una sección transversal típica de un transformador. Para obtener una buena circulación de aceite es deseable que la relación h_θ/c sea baja, donde h_θ es la altura del centro de calentamiento por encima de la tubería de entrada de la base del radiador y c es la distancia entre las tuberías de entrada superior e inferior; h_θ/c es preferible que sea menor que 0.5.

Si la altura del centro de la tubería de entrada inferior está a 50 mm por encima de la base del tanque y el centro de la tubería de entrada superior está 50 mm por debajo del nivel de aceite a 15 °C, la relación h_θ/c para el tanque puede ser calculada como sigue:

$$h_\theta = \text{Altura del centro del núcleo} - 50$$

$$h_\theta = 2350 / 2 - 50 = 1125 \text{ mm}$$

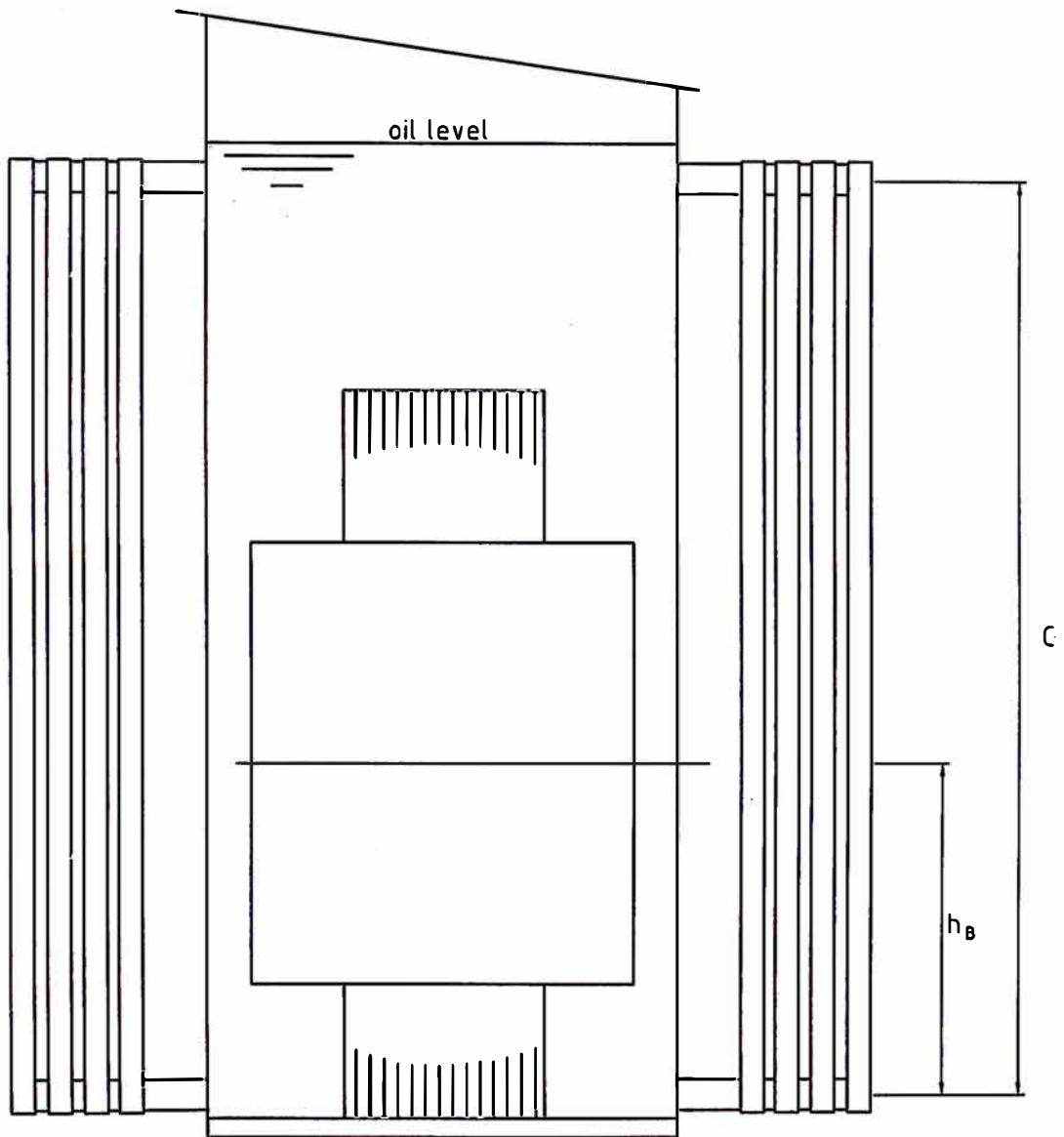


Fig. 5.4

$$c = 2100 \text{ mm}$$

Por consiguiente:

$$h_{\theta} / c = 0.54$$

La disipación de calor para un incremento de temperatura del aceite promedio dado, es función de la superficie de enfriamiento total y la proporción de radiador a la superficie de convección.

En contraste, la diferencia entre la temperatura promedio del aceite y la de la superficie superior del aceite es función de la tasa de circulación que es a su vez función de la inversa de h_{θ}/c .

El límite del incremento de temperatura en la superficie superior del aceite es 60 °C para un transformador equipado con tanque conservador de aceite. Se debe suministrar suficiente superficie de enfriamiento para superar esta limitación; se debe también superar la limitación del incremento de temperatura promedio en las bobinas el cual no debe exceder de 65 °C. Ya que la bobina de baja tensión tiene una diferencia de temperatura promedio de 17 °C con la del aceite circundante, el incremento de temperatura promedio $\Delta\theta_{om}$ no debe, por consiguiente, exceder:

$$65 - 17 = 48 \text{ °C}$$

Sabemos que para un transformador con tanque enfriado por radiadores, $\Delta\theta_o = 0.7M_{eT}$ y $\Delta\theta_{om} = 0.85 \times 0.7 M_{eT}^{0.8}$, donde M_{eT} es la potencia térmica promedio disipada por una unidad de superficie de tanque en watts por metro cuadrado. Ya que:

$$\Delta\theta_{om} = 0.85 \times 0.7 M_{eT}^{0.8} = 48 \text{ °C}$$

Asimismo

$$M_{eT} = [\Delta\theta_{om} / (0.85 \times 0.7)]^{1.25} = 241.8 \text{ W m}^{-2}$$

El incremento de temperatura en la superficie superior del aceite es:

$$\Delta\theta_o = \Delta\theta_{om} / 0.85 = 48 / 0.85 = 56.5 \text{ }^\circ\text{C}$$

Esto está por debajo de lo que mandan las especificaciones que es 60 °C, lo cual refuerza la suposición de que la diferencia de temperatura en la bobina de baja tensión y el aceite debía ser reducida. Esto tendría el efecto de aumentar el incremento de temperatura promedio aceptable del aceite y reduciría el costo de los radiadores. La posibilidad de realizar economías de este tipo ciertamente serían exploradas si el diseño fuera para transformadores de producción en serie, o en grandes cantidades.

La potencia total que va a ser disipada es la suma de las pérdidas en vacío y las pérdidas en carga a la potencia máxima nominal. A menos que el comprador estime lo contrario, los límites del incremento de temperatura, para un transformador con un rango de derivaciones que no exceda el $\pm 5\%$, se aplica solamente a la toma principal, aunque el límite del incremento de temperatura puede ser excedido en otras tomas si se opera a la potencia máxima continua, pero esto resulta aceptable para un transformador con un rango de tomas que no exceda el $\pm 5\%$. Se debe tomar en consideración el hecho que las pérdidas pueden ser menores a las garantizadas, y la previsión del enfriamiento puede ser reducida correspondientemente. Sin embargo, las pérdidas pueden ser mayores que las garantizadas, aunque nunca deben exceder más del 10%.

Los límites de incremento de temperatura, por supuesto, se aplican al transformador terminado. El diseñador debe considerar las posibilidades de variación con respecto a las pérdidas garantizadas. Sin embargo, asumimos aquí que después

que todas las tolerancias de diseño y manufactura han sido tomadas en cuenta, las pérdidas totales P_{tot} serán la suma de las pérdidas garantizadas en vacío y en carga, P_{Fe} y P_{Cut} a potencia continua máxima:

$$P_{\text{tot}} = P_{\text{Fe}} + P_{\text{Cut}}$$

$$P_{\text{tot}} = 17.73 + 122.4 \text{ kW} = 140.13 \text{ kW} \quad (5.19)$$

Asimismo

$$\text{Superficie requerida} = 140130 / M_{eT} = 140130 / 241.8 = 579.53 \text{ m}^2$$

De acuerdo a los fabricantes se puede obtener una superficie de 2,228 m² para una altura de radiador de 2.1 m.

El tanque mismo tendrá una superficie A_T de:

$$A_T = 2 (\text{longitud} + \text{ancho}) \times \text{nivel de aceite}$$

$$A_T = 2 (2.95 + 1.17) \times 2.75 = 22.66 \text{ m}^2$$

Se deben tomar las previsiones del caso para convertir esta área en área efectiva por la pérdidas debido a la colocación de las cajas de cables y las tuberías de los radiadores; por tanto haremos una reducción de 0.5 m² a esta área. Entonces:

$$A_T = 22.66 - 0.5 = 22.16 \text{ m}^2$$

$$\text{Area total requerida} = 579.53 \text{ m}^2$$

Por lo tanto:

$$\text{Area requerida por radiador} = 579.53 - 22.66 = 556.87 \text{ m}^2$$

$$\text{Número de elementos requerido} = 556.87 / 2.228 = 249.9$$

$$\text{Número de radiadores requerido} = 249.9 / 22 = 12 \text{ radiadores}$$

Se debe notar que se tienen que tomar todas las previsiones del caso para alojar a todos los dispositivos externos, como por ejemplo los terminales, los controles de intercambiador de tomas, los indicadores de temperatura y del nivel de aceite, etc.

5.4.5. Consideraciones térmicas de la preservación del aceite

De los muchos problemas asociados con la práctica de la ingeniería de transformadores quizá ninguno ha sido sujeto a mayor investigación ó discusión que el concerniente a la preservación de las propiedades aislantes del aceite y de los aislamientos propios del transformador. Sin un líquido aislante, un transformador de un tamaño físico dado está limitado tanto en su potencia como en su resistencia al soporte de las tensiones, el primero debido al inadecuado enfriamiento y el último debido a la baja resistencia dieléctrica del aire y al aislamiento de papel no impregnado. El uso de un aislamiento líquido sintético ó mineral proporciona un rendimiento térmico mejorado y mejora las propiedades eléctricas del aislamiento del transformador. Al mismo tiempo sin embargo, éstos introducen otros problemas debido a sus propias características inherentes y al efecto que éstos tienen en los otros materiales, particularmente el aislamiento de papel. El uso de aislantes sintéticos no lo vamos a tocar en este proyecto, ya que ellos no son utilizados frecuentemente en transformadores que se instalan en sistemas de potencia. Los presentes argumentos, por consiguiente sólo conciernen a transformadores llenos con aceite mineral.

Hay dos aspectos que sobresalen del uso del aceite mineral como un aislante que necesita mantenimiento para conservarlo por encima de un mínimo de calidad. Estos ocurren como resultado del deterioro que sufre el aceite durante la vida del transformador, y el efecto que este deterioro tiene en la vida del papel aislante. El papel es un material de fibra cuyo principal constituyente es la celulosa. Esta celulosa tiene una compleja estructura molecular que puede ser afectada por un

número muy grande de factores, entre los que la temperatura, oxígeno y humedad son los más importantes.

La temperatura del aislamiento en un transformador en particular depende de la historia de carga a la cual ha estado sujeto y de las condiciones ambientales. La mayor parte de las normas internacionales relacionan la potencia máxima continua de un transformador a un rendimiento térmico específico y a una vida esperada. Se concluye generalmente que esto corresponde a un aislamiento a temperatura del punto caliente de aproximadamente 98°C. El efecto que tiene exceder esta temperatura es acumulativo, la tasa de envejecimiento del aislamiento se duplica por cada 6°C que la temperatura excede a los 98°C, con la subsiguiente reducción en la vida del transformador. La temperatura a la cual el transformador opera también afecta la vida del aceite, especialmente con temperaturas prolongadas que exceden los 75°C cuando la causa del deterioro es la oxidación. El efecto de la temperatura tanto en la vida del aislamiento como en la vida del aceite depende asimismo de los detalles de diseño del transformador, del ciclo de carga y las condiciones ambientales.

El oxígeno disuelto en el aceite es también un factor contribuyente en la aceleración de la tasa de deterioro del aislamiento y del aceite, particularmente en la presencia de agua y bajo condiciones de altas temperaturas de operación. El vacío y el tratamiento térmico que se le da al transformador posterior a la fabricación pero antes de las pruebas y eventual servicio reduce el contenido de agua del aislamiento y lo prepara para la impregnación con aceite seco desgasado. La cantidad de oxígeno disuelto en el aceite en esta etapa es despreciable pero se puede incrementar durante la vida útil del transformador debido a la oxidación del aceite en la presencia de

cobre y hierro, agua y otros materiales como por ejemplo los barnices. El oxígeno también se puede disolver en el aceite si el vapor de agua que existe en el aire ingresa al transformador con los cambios cíclicos de la carga.

El tercer factor que afecta la vida del transformador es el contenido de agua en el aislamiento y el aceite. La tasa de deterioro térmico del papel es directamente proporcional a su contenido de agua. Después del vacío y tratamiento térmico, el aislamiento de papel puede contener entre 0.5 a 1% de agua residual en peso. La experiencia práctica y la experiencia muestran sin embargo, que el contenido de agua del aislamiento y del aceite se incrementa durante la vida del transformador, parte de esto como resultado de los procesos naturales de deterioro causados por la temperatura y la oxidación pero particularmente como resultado de la entrada de humedad de la atmósfera.

El ingreso de humedad al aceite y eventualmente, a través de migración, a el papel surge de la necesidad de permitir al transformador respirar bajo cargas cíclicas. Esto, bajo las temperaturas de operación normalizadas, puede provocar un 6% de cambio en el volumen del aceite debido a la expansión térmica.

CAPITULO VI

CONSIDERACIONES ECONOMICAS EN EL DISEÑO DE TRANSFORMADORES

6.1 Comparación económica de transformadores

Estrictamente considerada, cada instalación transformadora constituye de por sí un problema aislado, que habría de ser objeto de estudio especial desde el punto de vista económico. Cuando se trata de pequeñas potencias, tal estudio y las soluciones particulares a que conduciría, no están justificadas, porque las consecuencias de otra índole (necesidad de normalización de tipos con las consiguientes simplificaciones en la fabricación) se imponen, y resulta ventajoso acomodarse en cualquier caso a los tipos normalizados. Para estas producciones en serie siempre deben predominar, por criterio de economía misma, las razones de fabricación, evitándose el exigir características especiales, si no es absolutamente necesario. Tal puede suceder con la tensión de cortocircuito en el caso de transformadores que hayan de funcionar acoplados en paralelo con otros.

Las prescripciones de las normas internacionales IEC tienen normalizados los transformadores trifásicos hasta las capacidades de 10 MVA y tensiones de 110 kV. Las normas norteamericanas ANSI no han fijado tipo de esta clase; pero la industria, de hecho, ha normalizado todos los transformadores monofásicos de distribución

hasta 500 kVA y 23000 V, y en los de potencia, monofásicos, para montaje en bancos trifásicos existen tipos normales hasta más de 10 MVA y 150 kV.

Lo que deseamos en este capítulo, es verificar que el diseño del transformador seleccionado motivo de este trabajo es uno de los más convenientes desde el punto de vista económico para un determinado servicio, atendiendo a las condiciones de precio y de rendimiento del transformador en relación con el costo de la energía, y se aplica a la comparación de ofertas referentes a transformadores de distintas características.

Es evidente, aunque frecuentemente se pase por alto un principio tan elemental, que el transformador más barato de adquisición no suele ser el más económico. La energía disipada en pérdidas se traduce en un gasto continuo, durante toda la vida del aparato, capaz de exceder el costo inicial del mismo.

6.2 Precios del transformador

6.2.1 Precio de Venta

El precio de venta “V” de un transformador, está dado por el valor reducido a las componentes activas más importantes del mismo; es decir al fierro magnético (núcleo) y al cobre (bobinas), esto se valora por el importe que resulta una vez terminados y montados fuera del tanque.

El aceite, aislantes, accesorios estructurales, etc., se tomarán como constantes aditivas para llegar al precio global. Asumamos:

φ_{Fe} : el costo en \$/kg de núcleo armado (Fe magnético).

φ_{Cu} : el costo en \$/kg de bobinas terminadas y montadas.

Entonces el precio de venta V del transformador será:

$$V = \varphi_{Fe} G_{Fe} + \varphi_{Cu} G_{Cu} \quad (6.1)$$

La relación ρ_φ se considera como:

$$\rho_\varphi = \varphi_{Cu} / \varphi_{Fe} \quad (6.2)$$

Para los transformadores de potencia, esta relación suele tener valores que oscilan en el rango de 4 a 4.5.

6.2.2 Capitalización de pérdidas

En todo transformador, debido al efecto de las pérdidas en el fierro y en el cobre, se generan unos montos que se capitalizan y llegan a formar parte del precio final del transformador. Si hacemos:

ψ_{Fe} = factor de capitalización de pérdidas en el Fe en \$/W.

ψ_{Cu} = factor de capitalización de pérdidas en el Cu en \$/W.

La capitalización de pérdidas será entonces:

$$Q' = \psi_{Fe} P_{Fe} + \psi_{Cu} P_{Cu} \quad (6.3)$$

Donde P_{Fe} son las pérdidas en el hierro y P_{Cu} las correspondientes pérdidas en el cobre. Asimismo tenemos:

$$P_{Fe} = p_{Fe} G_{Fe} \quad (6.4)$$

$$P_{Cu} = p_{Cu} G_{Cu} \quad (6.5)$$

Donde:

p_{Fe} = pérdidas específicas en el fierro en W/kg

p_{Cu} = pérdidas específicas en el cobre en W/kg

G_{Fe} = peso del fierro magnético en kg

G_{Cu} = peso del cobre en kg

Luego, la ecuación (6.3) se transforma en:

$$Q' = \psi_{Fe} p_{Fe} G_{Fe} + \psi_{Cu} p_{Cu} G_{Cu} \quad (6.6)$$

6.2.3 Precio Financiero

El precio financiero F del transformador está dado por la suma del precio de Venta “ V ” más la capitalización de pérdidas “ Q ”, luego:

$$F = V + Q' \quad (6.7)$$

Reemplazando sus valores, tenemos:

$$F = \varphi_{Fe} G_{Fe} + \varphi_{Cu} G_{Cu} + \psi_{Fe} p_{Fe} G_{Fe} + \psi_{Cu} p_{Cu} G_{Cu} \quad (6.8)$$

$$F = (\varphi_{Fe} + \psi_{Fe} p_{Fe}) G_{Fe} + (\varphi_{Cu} + \psi_{Cu} p_{Cu}) G_{Cu} \quad (6.9)$$

Llamemos:

$$F_{Fe} = \varphi_{Fe} + \psi_{Fe} p_{Fe} = \text{Costo financiero por kg del fierro.}$$

$$F_{Cu} = \varphi_{Cu} + \psi_{Cu} p_{Cu} = \text{Costo financiero por kg del cobre.}$$

Entonces, la ecuación (6.9) se transforma en:

$$F = F_{Fe} G_{Fe} + F_{Cu} G_{Cu} \quad (6.10)$$

La relación ρ_F designada como:

$$\rho_F = F_{Cu} / F_{Fe} \quad (6.11)$$

acostumbra tomar valores en el rango de 3 a 3.5 para el cálculo del precio de transformadores de potencia.

CAPITULO VII

PROGRAMA COMPUTACIONAL PARA EL DISEÑO DE UN TRANSFORMADOR DE POTENCIA

7.1 Formulación del problema

El ingeniero diseñador de transformadores usualmente selecciona un núcleo de un tamaño específico (es decir la sección recta de la columna) utilizando alguna tabla standard como punto de partida. Esta tabla puede ser derivada mediante el uso de un programa de computadora para calcular el número de pasos más económico a emplear para una determinada sección recta del núcleo y también para decidir si puede o no cambiar dicha sección, o sea pasar de un núcleo a otro.

Con respecto a las bobinas, éstas y su aislamiento se construyen utilizando tablas de conductores y distancias de seguridad standards basadas en transformadores ya fabricados que prácticamente dependen de las condiciones de las tensiones de prueba.

Una vez que se ha establecido un arreglo general, entonces, las diferentes características inherentes como por ejemplo, las pérdidas en carga, perdidas en el fierro, impedancia y sobrecalentamientos pueden ser calculados y comparados con los resultados deseados. A partir de allí entran en juego los procesos de modificación mediante el sistema de prueba y error con el cual se puede cambiar las proporciones de las bobinas o aún el tamaño del núcleo. Esta técnica de prueba y error es

influenciada por la experiencia e intuición del diseñador para ignorar aquellas cosas que están obviamente equivocadas. El diseño obtenido de esta forma no prueba ser el más económico, pero puede ser utilizado como base para recomenzar el ciclo de diseño.

Una computadora no tiene intuición, y por consiguiente esta parte del diseño es la más difícil de superar. La computadora puede calcular la diferencia en magnitud de dos números y pueden entonces dar la magnitud resultante y su signo. Esta prueba simple da a la computadora la posibilidad de obtener una forma de intuición ya que puede contestar si o no a alguna condición limitante particular fijada dentro de un programa.

La experiencia y flexibilidad pueden ser insertadas en el programa de computadora mediante el análisis cuidadoso de los datos de ingreso y de las diferentes condiciones limitantes. Donde sea posible el diseñador debe utilizar su experiencia en la decisión de la configuración general del diseño y debe emplear la computadora como una muy veloz calculadora. Esta filosofía puede no ser aplicada en el futuro cuando el costo de utilizar computadoras digitales de alta velocidad se convierta en una proposición más económica.

La computadora es excepcionalmente rápida y asimismo económica para resolver ecuaciones matemáticas, donde los largos procesos iterativos son reducidos al mínimo. Asimismo, siempre se tiene que tener en mente un método que se aproxime a la consecución de éste hecho. Existen numerosos métodos de cálculo que pueden ser adoptados para conseguir las características deseadas, cayendo ellos dentro de tres categorías principales:

- La mecanización sistemática de los cálculos manuales normales ejecutados por el diseñador.
- El método de ejecución matemático fundamental que expresa todos los parámetros de diseño en la forma de ecuaciones.
- Un método híbrido de los dos primeros.

El primer método es muy difícil y laborioso desde el punto de vista del programador y tiende a dar programas especializados muy grandes. La falta de flexibilidad significa que más programas tengan que ser escritos para cubrir otro tipo u otro rango de diseño. El hecho de que ellos sean de una naturaleza especializada significa que los límites restrictivos dentro del mismo programa sean bastante cercanos, lo cual a la vez tiende a reducir el tiempo de cómputo.

A primera vista el segundo método parece ser el más lógico debido al alto grado de flexibilidad que se puede conseguir. Este método también racionaliza toda la técnica de diseño y brinda una visión más clara en donde se requieran la experiencia e intuición. Desafortunadamente, es virtualmente imposible expresar la totalidad de la técnica de diseño en forma de ecuaciones que puedan ser resueltas simultáneamente.

El tercer método es el que parece dar la mejor solución total al problema, ya que brinda un alto grado de flexibilidad junto con una tendencia a reducir el tiempo de programación. Es este método el que vamos a describir en las líneas siguientes.

Hay otros factores que pueden modificar las ideas, aparte de aquellos de índole económica. Por ejemplo, uno puede tomar en cuenta el tipo de persona que va a ser el responsable para la ejecución del programa y vetar los resultados obtenidos. Si el programa es escrito en forma tal que donde se necesiten modificaciones menores,

éstas puedan introducirse fácilmente, entonces la flexibilidad del programa es incrementado a tal punto que pueda ser utilizado incluso con tipos de diseños no normalizados. El tamaño y velocidad de la computadora a ser utilizada puede también modificar el objetivo considerablemente.

Antes que algún programador pueda empezar a codificar las instrucciones, el método completo tiene primero que ser expresado en todo detalle, mencionando la secuencia lógica de operaciones a ejecutarse. Esto ciertamente incluirá muchas decisiones lógicas, además de las limitaciones periféricas necesarias para asegurar la convergencia a los resultados deseados. Se debe dibujar un diagrama de flujo que muestre en forma pictórica el método a seguir. Esto comprende dos partes: 1) el programa maestro y 2) las rutinas y sub-rutinas. El programa maestro es el programa de control que determina como van a ser utilizadas las diferentes rutinas. Las rutinas (y sub-rutinas) son programas independientes que calculan un valor específico, como por ejemplo las pérdidas en el fierro, pérdidas en el cobre, reactancia, etc.

El proceso de diseño completo puede, asimismo, ser escrito como un programa maestro con muchas sub-rutinas. El programa maestro se encarga del método de convergencia, esto es, el programa maestro toma los resultados de las diferentes sub-rutinas y decide que ruta tomar cuando estos resultados son probados contra los límites fijados en el programa maestro.

La tarea de arivar al programa total puede ser compartido por varias personas. Un diseñador o un analista de sistemas se encargara de bosquejar todos los diagramas de flujo, y luego varios programadores podrán transcribir estos diagramas en lenguaje de computadora.

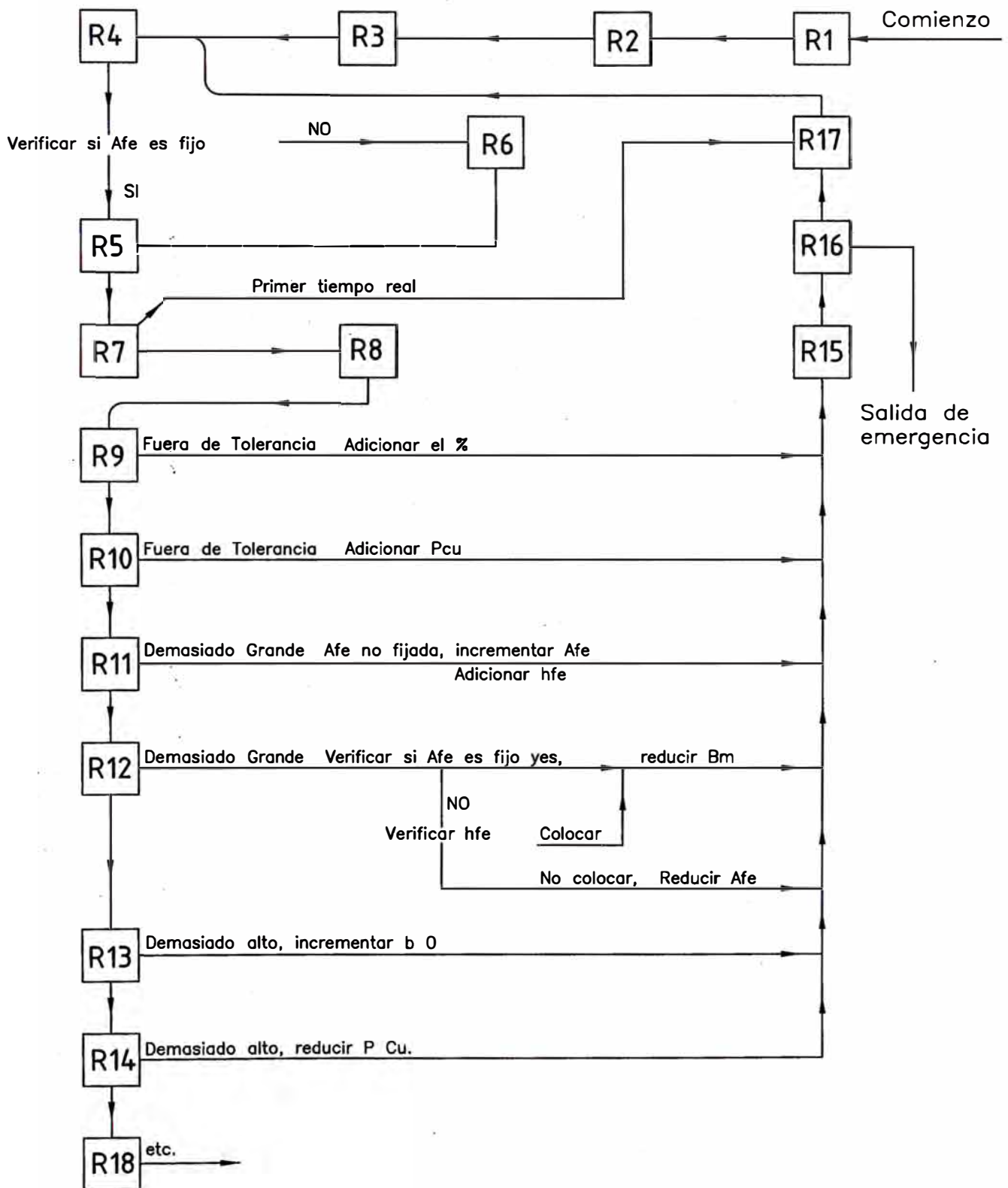


Fig. 7.1 Diagrama general de flujo.

7.2 Especificaciones del Cliente

Antes de iniciar cualquier diseño, el ingeniero diseñador de transformadores tiene que contar con cierta información que debe ser suministrada por el cliente. Los puntos principales son los siguientes:

- Potencia del transformador.
- Tensiones de línea del primario y secundario.
- Grupo de conexión del primario y del secundario.
- Número de fases.
- Frecuencia
- Tipo de enfriamiento (ONAN, ONAF, OFAF, etc.)
- Regulación, número de tomas, rango y pasos.
- Límites en el incremento de temperatura.
- Condiciones de las pruebas en fábrica.

Restricciones de peso y dimensiones.

Con esta información se puede hacer un diseño que de al diseñador la posibilidad de decidir sobre la reactancia, pérdidas en el cobre y en hierro. Para minimizar el costo del transformador, se debe trabajar con el flujo y con las densidades de corriente máximas permisibles manteniéndose siempre dentro del tamaño y tipo de transformador considerado. El diseño resultante, debería, asimismo, tener valores naturales para la reactancia y las pérdidas que superen las técnicas de diseño del fabricante. Los problemas envueltos en la consecución de tal diseño se reducen considerablemente cuando la reactancia y las pérdidas son especificadas por el cliente.

En la práctica se encuentra que la mayor parte de los clientes especifican la reactancia ya que ésta tiene que cumplir con el sistema eléctrico en el cual va a ser instalado el transformador. Algunas veces las pérdidas son especificadas, o alternativamente el costo capitalizado de las pérdidas, en este caso el diseñador tiene el problema de minimizar el costo total, que es el costo inicial del transformador más el costo de las pérdidas.

En los últimos años el nivel de ruido máximo de los transformadores de potencia también es especificado por el cliente, lo cual crea una restricción adicional al diseño, ya que el nivel de ruido es principalmente función del peso del núcleo y la densidad de flujo. Asimismo, hay cuatro parámetros más que pueden ser especificados en la etapa de cotización, que son:

- Reactancia o impedancia.
- Pérdidas en el cobre o costo capitalizado de las pérdidas en kilowatt.
- Pérdidas en el hierro o costo capitalizado de las pérdidas en kilowatt.
- Nivel de ruido.

7.3 Especificaciones del diseñador

Estas especificaciones son gobernadas por el código particular del fabricante en base a las normas o standards para el diseño considerado. Una lista resumida de éstas es dada a continuación.

- Arreglo general de las bobinas con respecto a las columnas del núcleo.
- Tipo de bobinas (helicoidal, capas, discos, etc.).
- Tipo de conductor de las bobinas (cobre, aluminio, cable transpuesto, redondo plano, normal, etc.).

- Tipo de núcleo (una, dos, tres, cuatro o cinco columnas con juntas de corte mitrado o corte recto, etc.).
- Tipo y grado del fierro magnético del núcleo.
- Tipo de arreglo para los dispositivos de enfriamiento (radiadores en el tanque o banco separado, bombas, ventiladores, etc.).
- Gradiente térmico máximo en las bobinas.
- Densidades de corriente máximas en las bobinas.
- Pérdidas de corriente de Eddy máximas en las bobinas como porcentaje de las pérdidas en el cobre totales.
- Densidad de flujo máxima en las columnas del núcleo.
- Distancias de aislamiento principales (entre bobinas, de bobinas a núcleo, etc.).
- Espesores de los aislamientos menores (papel que cubre los conductores, anchos de los ductos radiales en las bobinas, etc.).
- Tipo de conmutador y posición de las derivaciones en las bobinas.
- Tipo de material para el tanque (acero, aluminio, espesores de las planchas, etc.).

Cuando un fabricante recibe una orden por un transformador, la impedancia y las pérdidas se convierten en valores garantizados, y el diseñador tiene que asegurarse que todas las especificaciones se cumplan. Estas restricciones impuestas por el cliente y el código de su firma limita el tamaño resultante y la apariencia del transformador.

7.4 Método de Cálculo

7.4.1 La ecuación básica

Por simplicidad en la descripción del método que hemos adoptado para realizar el programa, se emplea una ecuación básica que pertenece a un transformador de núcleo apilado trifásico tipo columnas con dos bobinas por columna, una para la baja tensión y otra para la alta tensión. Cualquier derivación es asumida que va a estar en el cuerpo de las bobinas.

La ecuación básica interrelaciona los factores principales que gobiernan la forma y tamaño del transformador. Con la notación de la figura 7.1, la ecuación básica es representada por la siguiente expresión:

$$\phi_m^2 h_1 / s = 0.02007 S b_0 k_{sX} Z / (\%X f h_{hX}) \quad (7.1)$$

donde:

$$Z = 1 + [36063 \%X S k_F k_{hX} k_{i1} k_{Js} / (P_{Cu} f b_0^2 k_{sX})]^{1/2}$$

Para la cual, la ecuación (2.4) da el valor de ϕ_m y:

$$NI = S \times 10^6 / (4.44 f \phi_m)$$

con: $S = VI \times 10^{-6}$. La ecuación 7.1 es derivada de la ecuación de la reactancia:

$$\%X = 5.94 NI (3b_0s_0 + b_1s_1 + b_2s_2) / M \quad (7.2)$$

donde:

$$M = \phi_m \times 10^8 [h_x + 0.32 (b_0 + b_1 + b_2)]$$

El factor 5.94 se aplica teóricamente sólo a bobinas concéntricas sin núcleo, pero en la práctica se puede asumir un valor ligeramente mayor para bobinas en núcleo de hierro dependiendo de la forma en la cual las bobinas son arregladas con respecto al núcleo.

Los diferentes factores en la ecuación 7.1 representan las siguientes expresiones:

$$k_{sX} = (3b_0s_0 + b_1s_1 + b_2s_2) / [s(3b_0 + b_1 + b_2)] \quad (7.3)$$

$$k_{hX} = [h_x + 0.32 (b_0 + b_1 + b_2)] / h_1 \quad (7.4)$$

(este factor corrige la altura axial de la bobina a una altura reactiva)

$$k_{Js} = (s_1 + s_2 k_J k_e) / s \quad (7.5)$$

$$k_{i1} = 1 + 0.01 \%P_{i1} \quad (7.6)$$

$$k_F = k_{t1} / k_1 + k_{t2} / (k_2 k_h k_J) \quad (7.7)$$

donde:

$$k_1 = N_1 a_1 k_{t1} / (b_1 h_1) = N_1 I_1 k_{t1} / (J_1 h_1 b_1) \quad (7.8)$$

$$k_2 = N_2 a_2 k_{t2} / (b_2 h_2) = N_2 I_2 k_{t2} / (J_2 h_2 b_2) \quad (7.9)$$

La expresión para la pérdida de carga en la bobina P_{Cu} en la ecuación 7.1 es:

$$P_{Cu} = P_{Cu1} + P_{Cu2} \quad (7.10)$$

donde, considerando que la resistencia por milimetro de longitud del conductor de cobre de la bobina a 75°C es $2.14 \times 10^{-5} / a_1 \Omega$, obtenemos:

$$P_{Cu1} = 2.14 I_1 N_1 J_1 s_1 k_{i1} \times 10^{-8} \quad (7.11)$$

y,

$$P_{Cu2} = 2.14 I_2 N_2 J_1 s_2 k_{i1} k_J k_e \times 10^{-8} \quad (7.12)$$

con k_{i1} dado en la ecuación (7.6) y:

$$k_e = k_{i2} / k_{i1} = (1 + 0.01 \%P_{i2}) / (1 + 0.01 \%P_{i1}) \quad (7.13)$$

De la ecuación 7.10 con las ecuaciones 7.11, 7.12 y 7.5 y con la relación: I_1

$$N_1 = I_2 N_2 = I N$$

$$P_{Cu} = 2.14 S J_1 s k_{i1} k_{Js} \times 10^{-2} / (4.44 f \phi_m) \quad (7.14)$$

Todos los términos al lado derecho de la ecuación 7.1 pueden ser especificados por el diseñador de las especificaciones del cliente o de la experiencia de diseño. Los valores S , f , $\%X$, P_{Cu} y b_0 se encuentran disponibles, y los otros términos pueden ser obtenidos de las tablas basadas en diseños ya existentes.

El factor k_{sX} (ver ecuación 7.3) usualmente alcanza valores entre 0.95 y 1.05 y es inicialmente fijado en 1.0. El factor k_{hX} (ver ecuación 7.4) generalmente se encuentra entre 1.0 y 1.1 e inicialmente es fijado también en 1.0.

Para conseguir el peso mínimo de cobre, el valor de $k_J = J_2 / J_1$ debe ser casi la unidad; por lo tanto este es fijado en 1.0 a menos que el diseñador considere otra cosa. La ecuación 7.13 muestra que $k_e = 1.0$ si $\%P_{i2} = \%P_{i1}$ entonces k_e también es inicialmente fijado en 1.0. De esta forma, de la ecuación 7.5 con $s = (s_1 + s_2) / 2$ y $k_J = k_e = 1$, se obtiene $k_{Js} = 2.0$.

El factor k_{i1} (ver ecuación 7.6) usualmente alcanza valores entre 1.05 y 1.20, entonces podemos fijarlo inicialmente en 1.1.

Con respecto al factor k_F (ver ecuación 7.7) se puede obtener un valor inicial fácilmente como se indica a continuación:

1. La relación $k_h = h_2 / h_1$ usualmente tiene valores entre 0.90 y 1.0 con lo que inicialmente se le fija en 1.0.
2. Los valores de k_{t1} y k_{t2} en las ecuaciones 7.8 y 7.9 dependen del rango de las tomas de regulación y de la posición de las mismas en las bobinas. Si no se especifican tomas de regulación, entonces $k_{t1}=k_{t2}=1.0$. Si se especifican tomas de regulación, digamos en la bobina de alta tensión para la variación de la tensión de alta, entonces, el valor de k_{t2} depende de donde están situadas las espiras de las tomas. Si las tomas están en el cuerpo de la bobina de alta tensión, entonces:

$$k_{t2} = 1 + 0.01 \times (\text{toma positiva máxima en porcentaje})$$

y, si las tomas están ubicadas en una capa separada, entonces:

$$k_{t2} = 1 - 0.01 \times (\text{toma negativa mínima en porcentaje})$$

Por lo tanto, k_{t1} y k_{t2} también pueden especificados inicialmente. Si las tomas estan en una capa separada, entonces el valor de %X debe ser modificado al valor de la posición mínima de las tomas con lo que la ecuación 7.12 requiere una modificación que permita el hecho que las tomas sean bobinadas en un diámetro diferente al de la bobina principal.

3. Los valores iniciales para los factores de espacio de las bobinas k_1 y k_2 (ver ecuaciones 7.8 y 7.9) pueden ser obtenidos de las tablas formadas por los registros de los diseños históricos. Por lo tanto, también el valor para k_F puede ser calculado.

Ya que todos los términos del lado derecho de la ecuación 7.1 pueden ser especificados, entonces:

$$\phi_m^2 h_1 / s = (B_m A_{Fe})^2 h_1 / s = K \quad (7.15)$$

donde $K = \text{const.}$ Luego los anchos radiales de los bobinas son:

$$b_1 = 2.14 S^2 k_{t1} k_{i1} k_{Js} \times 10^4 / (4.44^2 f^2 P_{Cu} k_1 K) \quad (7.16)$$

$$\text{y: } b_2 = b_1 k_1 k_{t2} / (k_J k_h k_2 k_{t1}) \quad (7.17)$$

tiene valores fijos independientes del área del núcleo, para valores específicos de la reactancia y pérdidas en el cobre, los k_1 , k_2 , k_{i1} , k_{i2} proporcionados permanecen casi constantes con el cambio en el área del núcleo A_{Fe} ; por tanto el ancho de la ventana b_w es una constante ya que todos los claros radiales b_{01} , b_0 y b_{02} son independientes del área del núcleo.

7.4.2 Cálculo de b_1 , b_2 , s , h_w y b_w

Las ecuaciones 7.16 y 7.17 con la ecuación 7.15 dan las expresiones para b_1 y b_2 . El valor máximo de B_m es especificado por el cliente o es fijado por el diseñador. De la ecuación 7.15 la cantidad $A_{Fe}^2 h_1 / s$ resulta también una constante. A_{Fe} puede ser

especificado por el diseñador o puede ser seleccionado por computadora de las tablas de áreas de núcleo standards. Una vez que ha sido seleccionada, entonces, el valor de s puede ser calculado con la expresión:

$$s = \pi (2 b_{Fe} + 2 b_{01} + b_0 + 1.5 b_1 + 0.5 b_2) \quad (7.18)$$

donde $2 b_{Fe}$ es el ancho máximo de las laminaciones del núcleo de área seleccionada.

Ya que s , A_{Fe} y B_m son ahora conocidos, h_1 puede ser calculado de la ecuación 7.15.

La altura de la ventana del núcleo es:

$$h_w = h_1 + 2 h_{01} \quad (7.19)$$

Para un transformador trifásico con núcleo de tres columnas, el ancho de la ventana del núcleo es:

$$b_w = 2 b_1 + 2 b_2 + 2 b_0 + 2 b_{01} + b_{02} \quad (7.20)$$

Por consiguiente, las alturas de las bobinas, los anchos radiales y las dimensiones del núcleo son conocidas.

Los valores prácticos máximos y mínimos para h_1 / s generados con la variación de la potencia nominal son almacenados en la computadora tomando en cuenta la experiencia de los diseños previos. Por lo tanto, restringiendo el número de tamaños de núcleos, el computador tiene que buscar y seleccionar el más económico.

7.4.3 Cálculo de J, N y a

Las expresiones para J_1 y J_2 son:

$$J_1 = 4.44 f \phi_m P_{Cu} \times 10^2 / (2.14 S s k_{i1} k_{Js}) \quad (7.21)$$

$$J_2 = k_J J_1 \quad (7.22)$$

Los números de espiras N_1 y N_2 pueden ser calculados de las tensiones de columna y los voltios por espira V / N (ver ecuación 2.4).

Las tensiones de columna son calculadas de las tensiones de línea especificados y las conexiones de las bobinas en las formas más comunes. Las corrientes de columna son obtenidas de las corrientes de línea. Entonces, Las áreas de las secciones rectas de las bobinas pueden ser calculadas de los valores de J_1 y J_2 ya que $a_1 = I_1 / J_1$ y $a_2 = I_2 / J_2$.

7.5 Formación de las bobinas

En esta etapa la altura de las bobinas, el ancho radial, el número de espiras, las corrientes y las secciones rectas de las espiras son todas conocidas. El problema es ajustar el número de vueltas en el espacio destinado para cumplir las características requeridas de voltaje, pérdidas de corriente de Eddy y las características térmicas. Si los factores de espacio originales fueran completamente exactos, entonces las bobinas deben ajustarse en el espacio asignado, de forma que den los valores requeridos de %X y P_{Cu} . Esta parte del programa es más complejo, pero utilizando los valores k_1 y k_2 de diseños previos, el programa tiene ya disponibles diseños apropiados. Esto significa que los límites o condiciones de frontera en las sub-rutinas de formación de las bobinas pueden ser fijadas fácilmente. Para canalizar la formación de la bobina, cada tipo de ésta (helicoidal, disco o capas) debe tener una sub-rutina individual la cual pueda ser seleccionada por el diseñador. Cada una de las sub-rutinas utiliza otras sub-rutinas que pueden ser sumadas a ésta tal como por ejemplo la búsqueda y selección de los conductores standards de una tabla de conductores o del cálculo de las pérdidas por corriente de Eddy, las cuales son comunes a todas las sub-rutinas de formación de bobinas.

El método de acercamiento en la formación de la bobina es asumir la altura como fija y entonces ver cual es la diferencia residual en el ancho radial comparada con el valor deseado cuando se haya completado la bobina.

Cada fabricante utiliza técnicas diferentes para formar las bobinas; por consiguiente, los programas computacionales serán diferentes. La técnica de convergencia total, sin embargo, puede ser utilizada por cualquiera.

7.6 Diagrama de flujo general

7.6.1 Consideraciones generales

El diagrama de flujo (figura 7.1) muestra la técnica de convergencia utilizada para llegar al diseño interno del transformador usando un computador de rango medio. Se asume que sólo un programa es computado al mismo tiempo. Por consiguiente, se permite una cierta cantidad de interferencia por parte del diseñador para modificar los datos de entrada, dependiendo de los resultados que son calculados.

La siguiente información es requerida en la hoja de datos de entrada del programa:

- 1) Arreglo de las bobinas con respecto a la columna del núcleo, incluyendo las bobinas de regulación.
- 2) Potencia máxima y continua del transformador.
- 3) Número de fases.
- 4) Número de columnas del núcleo con bobinas.
- 5) Frecuencia.
- 6) Voltajes de línea de la alta y baja tensión.
- 7) Conexiones de las bobinas de alta y baja tensión.

- 8) Potencia de la bobina terciaria sin carga, si la hubiera.
- 9) Porcentaje máximo de las tomas en baja tensión, si las hubiera.
- 10) Porcentaje mínimo de las tomas en baja tensión, si las hubiera.
- 11) Número de pasos de las tomas en baja tensión, si las hubiera.
- 12) Porcentaje máximo de las tomas en alta tensión, si las hubiera.
- 13) Porcentaje mínimo de las tomas en alta tensión, si las hubiera.
- 14) Número de pasos de las tomas en alta tensión, si las hubiera.
- 15) Tipo de bobina de baja tensión.
- 16) Tipo de bobina de alta tensión.
- 17) Tipo de conductor de la bobina de baja tensión.
- 18) Tipo de conductor de la bobina de alta tensión.
- 19) Porcentaje máximo de pérdidas por corriente eddy en la bobina de baja tensión.
- 20) Porcentaje máximo de pérdidas por corriente eddy en la bobina de alta tensión.
- 21) Densidad máxima de corriente en la baja tensión.
- 22) Densidad máxima de corriente en la alta tensión.
- 23) Relación de densidades de corriente (alta tensión / baja tensión).
- 24) Incremento aproximado de temperatura por encima de la temperatura promedio del aceite en la bobina de baja tensión mediante medida de resistencia.
- 25) Incremento aproximado de temperatura por encima de la temperatura promedio del aceite en la bobina de alta tensión mediante medida de resistencia.
- 26) Incremento de temperatura máximo mediante medida de resistencia.
- 27) Incremento de temperatura máximo del aceite.
- 28) Altura máxima del núcleo.
- 29) Densidad máxima de flujo en las columnas del núcleo.

- 30) Tipo de núcleo y material para el núcleo.
- 31) Area de la columna del núcleo, si es que es seleccionada por el diseñador; de otra forma fijar en cero.
- 32) Pérdidas en el núcleo, si es que son conocidas; de otra forma fijar en cero.
- 33) Porcentaje de la reactancia a potencia máxima continua.
- 34) Pérdidas en carga a potencia máxima continua.
- 35) Tipo de enfriamiento.
- 36) Distancia radial entre las bobinas de alta tensión y baja tensión.
- 37) Nivel de aislamiento de las bobinas de baja tensión.
- 38) Nivel de aislamiento de las bobinas de alta tensión.
- 39) Costo de las pérdidas en carga por kilowatt, si es conocido; en otro caso fijar en cero.
- 40) Costo de las pérdidas en el hierro por kilowatt, si es conocido; en otro caso fijar en cero.

7.6.2 Sub-rutina 1 (R1)

El primer paso es leer, escalar y almacenar los datos de entrada, limpiando todos los trabajos y posiciones de salidas pertinentes asignados al programa. Estos datos son también chequeados para comprobar su validez probando de magnitudes de los números respecto los unos a los otros. Esto elimina algunos errores que podrian ocurrir en los datos de entrada. Cuando todos los datos han sido procesados y guardados, las diferentes sub-rutinas que van a ser utilizadas son ahora seleccionadas y almacenadas en ubicaciones apropiadas transfiriéndolas desde una librería de sub-rutinas a la memoria del computador.

7.6.3 Sub-rutina 2 (R2)

La sub-rutina 2 es usada para calcular: I_1 , I_2 , V_1 , V_2 . De la potencia nominal, el número de columnas bobinadas, los voltajes de línea y las conexiones de las bobinas se pueden calcular ahora las corrientes y voltajes por columna. Esta rutina no es incluida en el circuito de convergencia mayor ya que los valores calculados son independientes de las cantidades del tamaño de núcleo, densidad de flujo y pérdidas.

7.6.4 Sub-rutina 3 (R3)

La sub-rutina 3 es utilizada para calcular k_{t1} , k_{t2} , k_{i1} , k_{i2} , k_e , k_J .

Fijar: $k_{sX} = k_{hX} = k_h = 1$ y $k_{Js} = 2$

Todas las constantes pertenecientes al tipo de diseño en investigación son fijadas en esta etapa. Ellas son obtenidas de tablas guardadas en el programa. También se fijan varios contadores que actuarán como controles en el programa maestro. Por ejemplo, los contadores son fijados con el correspondiente total del número de iteraciones en cada circuito convergente. Si aparece alguna dificultad en la convergencia debido a la “caza” de una solución, un mensaje de precaución es impreso de forma que el diseñador pueda modificar los datos de entrada o pueda fijar los nuevos parámetros. La configuración de los parámetros produce una impresión del mayor de éstos dando al diseñador la información necesaria para decidir sobre el curso de acción a tomar. Esto sólo ocurre cuando el diseñador a solicitado a la computadora la formulación de un tipo peculiar de diseño donde los diferentes factores limitantes están siendo encontrados en cada circuito de convergencia. Por ejemplo, si se requieren pérdidas en el fierro y en el cobre bajas con una impedancia alta, entonces aparecerán dificultades con las pérdidas por corriente de Eddy, y el diseño mismo podría ser imposible de conseguir.

7.6.5 Sub-rutina 4 (R4)

La sub-rutina 4 (R4) es utilizada para calcular: k_F , $\phi_m^2 h_1/s$, b_1 , b_2 y b_w . Esta es la primera rutina que va a ser utilizada dentro del circuito de convergencia mayor. Todos los valores son calculados inicialmente de las constantes fijadas en la sub-rutina 3 (R3), pero subsecuentemente ellas son derivadas de los valores calculados en la formación del diseño (R17).

7.6.6 Sub-rutinas 5 y 6 (R5 y R6)

La sub-rutina 5 (R5) es usada para calcular: B_m , N_1 , N_2 , h_1 , h_w y s ; y la sub-rutina 6 (R6) es utilizada para seleccionar A_{Fe} .

- (a) Si el área de la columna del núcleo ha sido fijada ya sea por el diseñador o por la computadora en el proceso de formado del diseño, entonces la computadora no tiene que seleccionar una rutina de adición que calcule el área del núcleo para el costo mínimo de los materiales activos.
- (b) Si A_{Fe} es fijo, entonces B_m es redondeado de forma que la relación de espiras en todas las posiciones de las derivaciones esté dentro de la tolerancia, y los valores N_1 , N_2 , h_1 , h_w y s sean calculados.
- (c) Si A_{Fe} no es fija, entonces el programa automáticamente utiliza la rutina de optimización. Esto es hecho seleccionando el valor práctico más pequeño de A_{Fe} de las tablas de valores máximos y mínimos de h_1/s contra S almacenados en el programa en la base de datos de diseños históricos. Es importante notar que el programa debe diferenciar entre A_{Fe} fijado y A_{Fe} seleccionado. Esto es hecho por los contadores fijados en el programa.

La secuencia de cálculo en la rutina de optimización es la siguiente:

- (a) Seleccionar A_{Fe} .
- (b) Redondear B_m .
- (c) Calcular s , h_1 y h_w .
- (d) Calcular el peso del núcleo, ya que A_{Fe} , h_w y b_w son conocidos.
- (e) Calcular el costo del núcleo con los materiales activos.
- (f) Calcular las densidades de corriente en las bobinas.
- (g) Calcular los watts por kilogramo de las densidades de corriente.
- (h) Calcular el peso del cobre desde las pérdidas en las bobinas y los watts por kilogramo.
- (i) Calcular el costo del material de las bobinas.

El proceso se repite seleccionando el área del núcleo standard más grande en cada vuelta hasta que se consiga la condición de costo mínimo.

Si el costo capitalizado de las pérdidas es estipulado, entonces el costo de las pérdidas pueden también ser calculados y añadidos al costo del material activo ya que las pérdidas en el cobre son conocidas y debido a que las pérdidas en el fierro pueden ser fácilmente obtenidas si conocemos el peso del fierro y los watts por kilogramo al valor nominal de la densidad de flujo en el núcleo.

La rutina de optimización puede también ser utilizada para obtener el diseño de peso mínimo o el diseño de volumen mínimo, que en algunas veces es el factor de diseño más importante sobre todo cuando tratamos con transformadores de gran potencia.

Si el costo de la mano de obra del núcleo se almacena en el programa y si tenemos una función de cómo éste costo varía, entonces los costos de mano de obra

mayores pueden también ser añadidos a los valores de materiales calculados anteriormente para obtener una mejor elección del tamaño del núcleo.

Se debe señalar que b_w es sólo una constante independiente del área del núcleo suministrado y que los anchos radiales de las bobinas permaneces constantes conforme A_{Fe} varia. Con cambios pequeños podemos asumir que los factores de espacio de las bobinas permanecen constantes ya que las densidades de corriente no varían grandemente. Si, sin embargo, el tamaño del núcleo es cambiado dentro de un rango grande, entonces, conforme crece el tamaño del núcleo, la densidad de corriente se incrementa para unas determinadas pérdidas en el cobre fijas, y por consiguiente los factores de espacio de las bobinas tienden a disminuir.

De la ecuación 7.1, a medida que los factores de espacio disminuyen, k_F aumenta, y $\phi_m^2 h_1/s$ aumenta también ligeramente.

De la ecuación 7.16, los anchos radiales de las bobinas varían inversamente con $\phi_m^2 h_1/s$; por tanto, a medida que k_1 disminuye, b_1 aumenta pero a una razón menor que el cambio en k_1 .

Sin embargo, con transformadores de alta tensión donde b_0 , b_{01} y b_{02} son algo grandes, b_w puede ser asumido como constante conforme A_{Fe} cambia para pérdidas en el cobre y reactancia fijas.

El programa no fija el área del núcleo en ésta rutina debido a que modificaciones menores en diferentes parámetros pueden cambiar el núcleo seleccionado durante el proceso de iteración.

7.6.7 Sub-rutina 7 (R7)

La sub-rutina 7 (R7) es utilizada para calcular J_1 , J_2 , a_1 , a_2 y h_2 . Los valores calculados en ésta rutina son derivados de las ecuaciones para las densidades de

corriente. Como las corrientes de columna han sido calculadas en R2, se puede entonces derivar la sección recta de los conductores de las bobinas. Se prueba un contador para ver si R7 ha sido utilizada por vez primera. Si así fuera, el programa maestro se direcciona hacia la R17. La razón para esto es modificar las constantes que fueron fijadas en R3 de manera que puedan ser más exactas antes de comenzar con el diseño propio de las bobinas.

7.6.8 Sub-rutina 8 (R8)

La sub-rutina 8 (R8) es utilizada para calcular: b_1 , b_2 , $\Delta\theta_{R1}$, $\Delta\theta_{R2}$, k_1 , k_2 , $\%P_{i1}$, $\%P_{i2}$, J_1 y J_2 .

Esta rutina puede ser hecha en dos formas: (1) ya sea una rutina simplificada que no diseñe las bobinas en detalle ó (2) una rutina compleja y detallada para diseñar las bobinas completamente. La elección de la rutina a ser seleccionada es decidida por el diseñador en la hojas de datos de entrada. La forma simplificada es usada cuando el diseñador quiere investigar el cambio de los diferentes parámetros en un determinado diseño y cuando los resultados requeridos no tienen que ser necesariamente muy exactos. La rutina compleja lleva el mayor tiempo de programación y computo ya que es en ésta rutina donde se requiere la mayor lógica de diseño.

En esta etapa toda la información necesaria debe ser conocida para posibilitar el comienzo del diseño de las bobinas. Las alturas de las bobinas son conocidas, y la suposición inicial es que no se van a requerir canales de refrigeración a menos que se especifique lo contrario debido a razones de voltaje. El total de la altura de las bobinas es cubierto con conductor forrado, asegurando que los calibres seleccionados reúnan las condiciones fijadas de máximas pérdidas por corriente de Eddy. El gradiente térmico puede ser ahora calculado. Si éste es demasiado elevado, entonces

se introducen canales radiales, haciendo disminuir algo la altura de las bobinas para que se ajusten al conductor. Este proceso es repetido hasta que todos los canales que por razones térmicas o de voltaje deban ser introducidos.

Cuando se selecciona calibres de una tabla de conductores normalizados, el programa siempre va a tratar de seleccionar el conductor más grande posible ya que esto inherentemente da el mayor factor de espacio del conductor y consecuentemente el mayor factor de espacio de las bobinas. Aquí sólo se fuerza la selección de conductores de calibre más pequeños y con más hilos cuando se encuentre que las pérdidas por corrientes de Eddy son demasiado altas. Todas las condiciones limitantes en diseños normales deben ser introducidas en el programa, por ejemplo las relaciones máximas y mínimas de los anchos axiales a los anchos radiales de los conductores y el número máximo de conductores en paralelo para un determinado diseño. Debido a que hay varias condiciones limitantes tanto mecánicas como eléctricas, se deben prever avisos de precaución cuando el programa no pueda alcanzar un determinado diseño que cumpla con las condiciones prefijadas. Las alturas de las bobinas han sido fijadas en ésta rutina; por lo tanto, si las bobinas no puedan ser formadas en el espacio asignado, todo el error se cargará a los anchos radiales en las bobinas.

7.6.9 Sub-rutina 9 (R9)

La sub-rutina 9 (R9) es utilizada para calcular: $\%X$, ϕ_m , s_1 , s_2 y s_0 .

Hasta este punto ya se puede calcular el número de vueltas de las bobinas y también el porcentaje de reactancia. Si $\%X$ se encuentra dentro de la tolerancia, entonces el programa procede a ejecutar R10; si no es así, el programa se deriva hacia R15. Alguna falla en esta etapa es provocada por la variación en los factores de

espacio de las bobinas y consecuentemente en los anchos radiales formados en contra de los colocados en R4.

7.6.10 Sub-rutina 10 (R10)

La sub-rutina 10 (R10) es usada para calcular: P_{Cu1} , P_{Cu2} y P_{Cu} . Si P_{Cu} es menor que la tolerancia positiva, el programa procede a ejecutar R11; si no es así, se ejecutará R15. Si se encuentra alguna falla en esta etapa, ésta es causada por las mismas razones que se dieron en R9, junto con el hecho de que los valores de a_1 y a_2 formados en R8 no serán exactamente los mismos que se calcularon en R7 debido a que las tablas de conductores tienen pasos discretos y no continuos.

7.6.11 Sub-rutina 11 (R11)

La sub-rutina 11 es utilizada para calcular: m_{Fe} y h_{Fe} . El peso del núcleo m_{Fe} para el tipo de construcción requerido, junto con sus respectivas dimensiones deben ser calculadas en esta etapa. La altura total del núcleo h_{Fe} es contrastado contra el máximo permisible para efectos de transporte. Si h_{Fe} es aceptable, el programa procede a ejecutar R12, de no ser así, es probado para ver si A_{Fe} esta fija. Si fuera así, el programa ignora la restricción de altura. Si A_{Fe} no esta fija, se selecciona el núcleo mayor más próximo, y se fija un contador. La razón para colocar un contador es para asegurar que el programa se de cuenta que A_{Fe} ha sido incrementado debido a una falla en la restricción de altura cuando R5 se ejecutó otra vez. Este contador es también chequeado si ocurre una falla en R12.

7.6.12 Sub-rutina 12 (R12)

La sub-rutina 12 (R12) es usada para calcular: P_{Fe} . De las curvas que relacionan la densidad de flujo con los watts por kilogramo para el fierro del núcleo y que se encuentran almacenadas en el programa, se pueden calcular los watts por kilogramo

específicos para el grado de fierro seleccionado. Hay dos métodos de cálculo. El primero es para almacenar una ecuación en términos de la densidad de flujo B_m de modo que p_{Fe} puedan ser calculados una vez que B_m sea fijada. El segundo método es para almacenar la p_{Fe} a intervalos prefijados de B_m y entonces utilizar interpolación lineal para seleccionar el valor correcto para el B_m dado.

El factor de construcción del núcleo es obtenido de tablas que relacionan el factor de construcción con el tamaño del núcleo y la densidad de flujo. Las pérdidas en el fierro P_{Fe} se pueden calcular ahora multiplicando la masa del fierro por los watts por kilogramo y el factor de construcción. Si el valor de las pérdidas en el hierro especificadas es fijado en cero en los datos de entrada ó si las pérdidas en el hierro son menores que la tolerancia máxima, entonces el programa procede a ejecutar R13. Si las pérdidas en el fierro son demasiado elevadas, entonces se realiza una verificación para ver si A_{Fe} ha sido prefijada. Si fuera así, B_m es reducida y el programa procede a ejecutar R15. Si A_{Fe} no es prefijada, entonces se prueba el contador de restricción de altura. Si este contador es fijado, entonces el programa procede como si A_{Fe} hubiera sido prefijada; de otro modo se selecciona el núcleo pequeño más próximo al calculado.

7.6.13 Sub-rutina 13 (R13)

La sub-rutina 13 (R13) es usada para poblar $\%P_{i1}$ y $\%P_{i2}$. Los porcentajes de las pérdidas por corriente de Eddy, son probados en este nivel contra los valores máximos prefijados por el diseñador. Si ellos fueran menores, entonces el programa procede a ejecutar R14. Si no fuera así, la única alternativa es incrementar el espacio entre bobinas b_0 . Cuando b_0 se incrementa, la altura de la bobina también se incrementa, y los anchos radiales de las bobinas son reducidos para mantener la

misma reactancia. Estos automáticamente reduce las pérdidas por corriente de Eddy ya que ellas varían inversamente con el cuadrado de la altura de la bobina. Una falla en este nivel sólo puede ocurrir bajo las siguientes condiciones:

- (a) Los valores máximos son prefijados demasiado bajo. Para transformadores de potencia se considera razonable fijarlos en 20% a 75°C dependiendo del tipo de conductor elegido por el diseñador, o sea cable transpuesto o conductores normales.
- (b) Las pérdidas en el cobre son demasiado bajas u ocurre una combinación de pérdidas en el cobre muy bajas con una impedancia muy alta.

7.6.14 Sub-rutina 14 (R14)

La sub-rutina 14 (R14) es utilizada para calcular: J_1 y J_2 . Las densidades de corriente son ahora confrontadas contra los valores máximos prefijados por el diseñador (si éstos son ingresados como cero, el programa procede a ejecutar R18). Si ellas son menores, entonces se procede con R18; de otro modo las pérdidas en el cobre son reducidas y el proceso de diseño comienza de nuevo. Este acercamiento es utilizado cuando las pérdidas en el cobre no es especificada por el cliente pero cuando el diseñador decide sobre la densidad de corriente que podría ser permisible en las bobinas. El diseñador fija el valor de las pérdidas en el cobre en el lado de alta tensión por experiencia, y entonces el programa automáticamente reducirá las pérdidas en el cobre a un valor compatible con las densidades de corriente especificadas.

7.6.15 Sub-rutina 15 y 16 (R15 y R16)

Se añaden contadores cada vez que se selecciona esta rutina. Una vez que estos contadores han alcanzado sus valores máximos, se utiliza una salida de emergencia

del programa. Se da una impresión con cada iteración para mostrar que sub-rutina ha provocado la falla. Esta también muestra la forma en la cual la convergencia está procediendo. La salida de emergencia ocurre sólo si el dato ingresado es incorrecto o los requerimientos de diseño son imposibles de alcanzar.

7.6.16 Sub-rutina 17 (R17)

Todas las constantes que fueron fijadas en R3 son ahora calculadas del diseño que ha sido formado y son utilizadas en el cálculo de los valores en R4.

7.6.17 Sumario

El circuito de convergencia interno incluye todas las sub-rutinas desde R4 a R17, con varias salidas de emergencia. A primera vista el orden de cálculo de R9 a R14 pudo ser re-arreglado sin cambiar el producto final.

La técnica total de convergencia se basa en el hecho que las bobinas se fijarán exactamente en el espacio asignado utilizando los factores de espacio calculados durante la iteración previa, ya que todos los otros valores tales como k_h , k_e , k_j , etc., permanecen casi constantes después de la primera iteración. Por lo tanto, cualquier discrepancia en los valores de k_1 y k_2 de una iteración a la siguiente puede solamente provocar errores en %X o P_{Cu} . Debido a que %X y P_{Cu} son valores especificados, es imperativo que estos sean correctos antes de proceder con el diseño. %X fue elegido en preferencia a P_{Cu} debido a que usualmente hay una tolerancia más estricta en la reactancia comparada con las pérdidas en el cobre. El orden de cálculo de R11, R12, R13 y R14 es menos relevante, excepto que R11 debe preceder a R12. La razón para decidir el orden descrito fue el de calcular las rutinas en orden de tasa de falla para reducir el tiempo de cómputo. Una vez que el circuito de convergencia R4 a

R17 haya sido completado, entonces el programa procederá con R18 para calcular los pesos del tanque, cantidad de aceite, etc.

7.7 Optimización de Costos

Este proceso puede ser llevado a cabo en diferentes formas, pero es necesario estar seguros que cada sub-rutina que sea utilizada este orientada en forma tal que produzca una sub-optimización en cada paso durante el cómputo. Si la reactancia, las pérdidas en el hierro y las pérdidas en el cobre son fijas, entonces el problema se convierte en seleccionar el tamaño de núcleo mas económico una vez que la configuración general del diseño haya sido elaborada.

Alternativamente a todo esto, se puede escribir un programa de costos que tome en cuenta la mano de obra invertida y el costo total de los materiales a utilizar. Con este último programa se cubriría de una manera más exacta todos los aspectos que involucrarían el diseño y fabricación de un transformador.

Con la ayuda de una computadora potente es posible colocar rangos amplios en los campos mas importantes del diseño como son la reactancia y pérdidas con el fin de obtener el diseño mas optimo con el costo mínimo.

El uso de la impresora facilita sobremanera el diseño de transformadores asistido por computadora ya que aparte de la ayuda visual que en si posee permite a su vez que se puedan utilizar los diseños impresos con el fin de hacer estimaciones rápidas en el caso de cotizaciones.

CONCLUSIONES

- La eficiencia del transformador esta determinada por las pérdidas en el núcleo y en los arrollamientos. A fin de obtener una eficiencia alta es necesario tener bajos valores de inducción magnética y densidad eléctrica, en primera instancia esto pueda ocasionar que el precio de compra del transformador sea elevado pero si este precio lo llevamos a un valor presente en un determinado tiempo nos daremos cuenta que muchas veces es mas economico que un transformador que tenga un precio de compra mas barato.
- La tensión de cortocircuito depende de las dimensiones geometricas de la parte activa, si se desea aumentar la tensión de corto circuito se puede acortar la longitud de columna o disminuir la sección del núcleo, así como aumentar el canal de dispersión.
- La altura de operación es un factor importante en el diseño de transformadores que se debe tener en cuenta ya que la eficiencia de disipación de calor producido en el transformador varia con la altura, en nuestro caso se esta considerando 1000 msnm., de lo contrario se tendria que incrementar el número de elementos en los radiadores a fin de que el transformador no tenga problemas de calentamiento.
- Se debe tener en cuenta la protección propia del transformador para lo cual se usan accesorios tales como válvula de seguridad, rele buchholz, termometro. rele de

imagen termica, etc que permiten proteger al equipo contra sobrecargas y fallas que puedan causar daños térmicos.

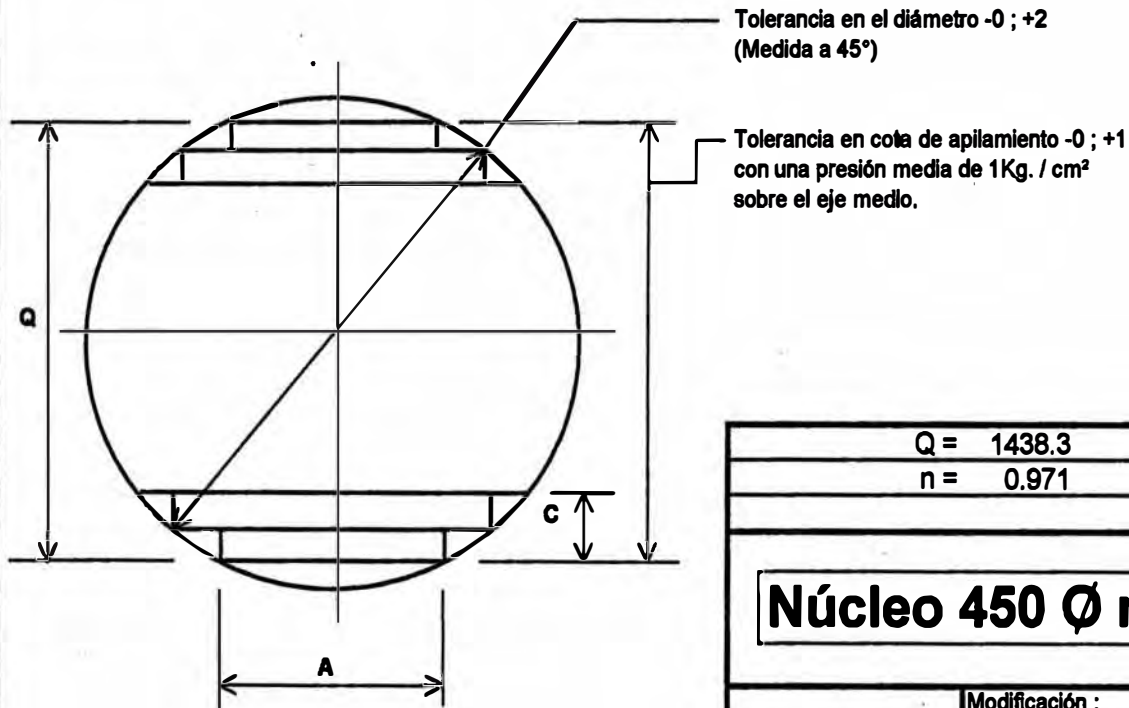
- En los transformadores de mediana o gran potencia se pueden disponer canales de refrigeración en los núcleos a fin de favorecer la evacuación del calor.
- A fin de reducir los intersticios de aire y con ello disminuir la reluctancia del circuito magnético, la unión entre yugos y columnas deberan ser hechas con planchas intercaladas.
- Dependiendo del valor de la tensión o de la corriente se debiera tener en cuenta el tipo de arrollamiento a usar es decir para tensiones altas el arrollamiento mas común son los Discos y para corrientes altas el arrollamiento más común es el Helice.
- Debido al flujo magnético se producen unas pérdidas en el tanque, estos valores pueden reducirse si se usa un apantallamiento especial, tambien se puede disminuir si separamos las paredes del tanque de la parte activa, esta solución trae como desventaja dimensiones mayores y por consiguiente mas cantidad de materiales como aceite y plancha estructural.
- Las fuerzas radiales no suelen ser motivo de averias con bobinas circulares en cambio las fuerzas axiales deben tenerse en cuenta siempre que por construcción o por defecto de las tomas se produzcan asimetrías entre los dos devanados.
- A fin de reducir al minimo el contacto del aceite con el aire se puede prever la instalación de una vejiga de expansión especial en el tanque conservador.
- Una manera de refrigerar mejor los arrollamientos se puede hacer usando separadores que fuerzen al aceite para que fluya siguiendo una recta en Zig Zag debido a que su camino vertical natural es bloqueado alternadamente desde dentro y fuera tal como se indica en la figura 5.2(b)

- El proceso de diseño completo de un transformador se puede realizar por métodos computacionales, aunque podría operarse el programa sin riesgo es muy importante que el personal que lo usa tenga un conocimiento adecuado del diseño.

ANEXO A
SECCION DEL NUCLEO

ANEXO A
SECCION DEL NUCLEO

		Plancha Magnética, escalón :										
		1	2	3	4	5	6	7	8	Sum Ai x ei	Sección	
Ancho de Placa	A (m.m.)	140	210	260	320	360	390	420	440			
$h_i = \sqrt{A_{max}^2 - A_i^2}$	h_i (m.m.)	427.7	398.0	367.3	316.4	270.0	224.5	161.6	94.3			
$e_i = h_{i+1} - h_i$	e_i (m.m.)	29.7	30.7	50.9	46.4	45.5	62.9	67.2	94.3			
$A_i \times e_i$	(m.m.)	4154.24	6448.60	13234.39	14843.47	16380.20	24548.35	28230.36	41509.52			
$A_i \times e_i \times 0.96$	(m.m.)	3988.07	6190.66	12705.02	14249.73	15724.99	23566.42	27101.14	40305.74	143831.8	1438.3	



Q = 1438.3 cm ²		Canal :	
n = 0.971		Aislamiento :	
Núcleo 450 Ø m.m.			
Modificación :		Dibujó :	
		Controló :	
		Visto :	

ANEXO B

CALCULO DE REGULACION Y CAIDA DE TENSION

ANEXO B

*** CALCULO DE REGULACION Y CAIDA DE TENSION ***

POTENCIA = 25 MVA COS 0= 1.00
 PERDIDAS FE = 17.73 kW 0.90
 PERDIDAS CU = 122.4 kW
 TCC = 12.66 %

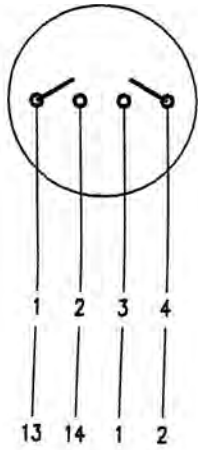
				RENDIMIENTOS		CAIDAS DE TENSION	
% CARGA	KW FE	KW CU	KW TOT	COS 0		COS 0	
				1.00	0.90	1.00	0.90
0	17.73	0.00	17.73	0.000	0.000	0.0000	0.0000
25	17.73	7.65	25.38	99.596	99.551	0.0807	1.4473
50	17.73	30.60	48.33	99.615	99.572	0.3227	3.0280
75	17.73	68.85	86.58	99.540	99.490	0.7258	4.7395
100	17.73	122.40	140.13	99.443	99.381	1.2898	6.5790
125	17.73	191.25	208.98	99.336	99.262	2.0142	8.5434
150	17.73	275.40	293.13	99.224	99.139	2.8986	10.6299

ANEXO C

CAJA DE BORNES DE ACCESORIOS

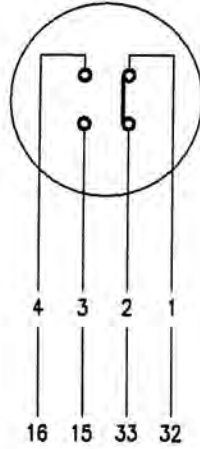
RELE BUCHHOLZ

- 1 - 2 Desconexión
- 3 - 4 Alarma



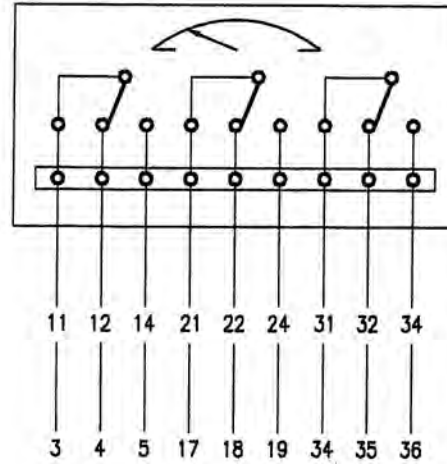
VALVULA DE SEGURIDAD

- 1 - 6 En Servicio
- 4 - 6 Desconexión para una presión int. ≥ 10 psi.



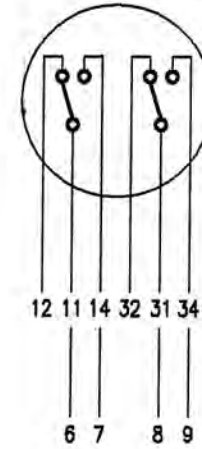
TERMOMETRO DE ACEITE

- 11 - 14 alarma: 95 °C
- 21 - 24 Desconexión: 100 °C
- 31 - 34 Libre



INDICADOR DE NIVEL ACEITE

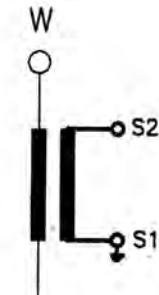
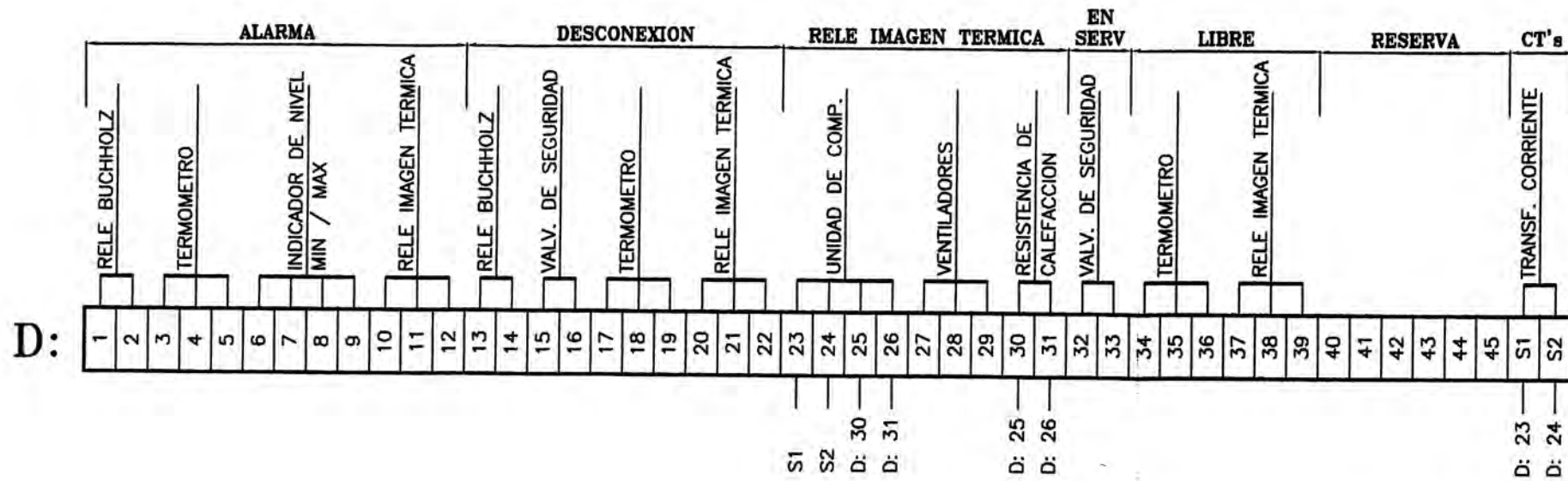
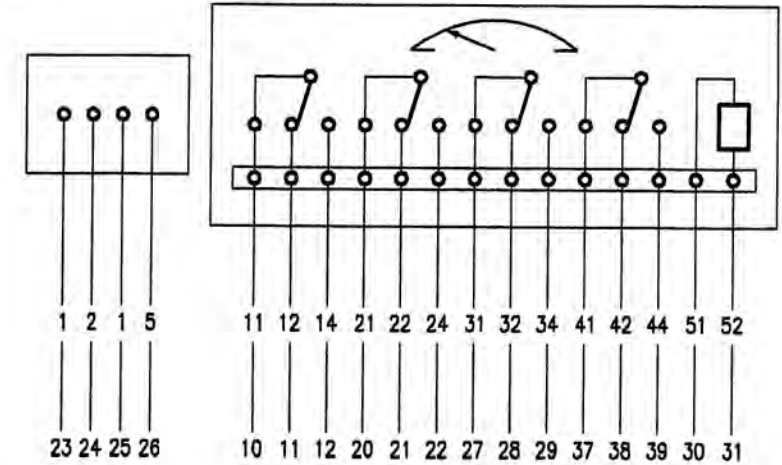
- 11 - 14 Nivel Mínimo
- 31 - 34 Nivel Máximo



RELE DE IMAGEN TERMICA

UNIDAD DE COMPENSACION
5 A.

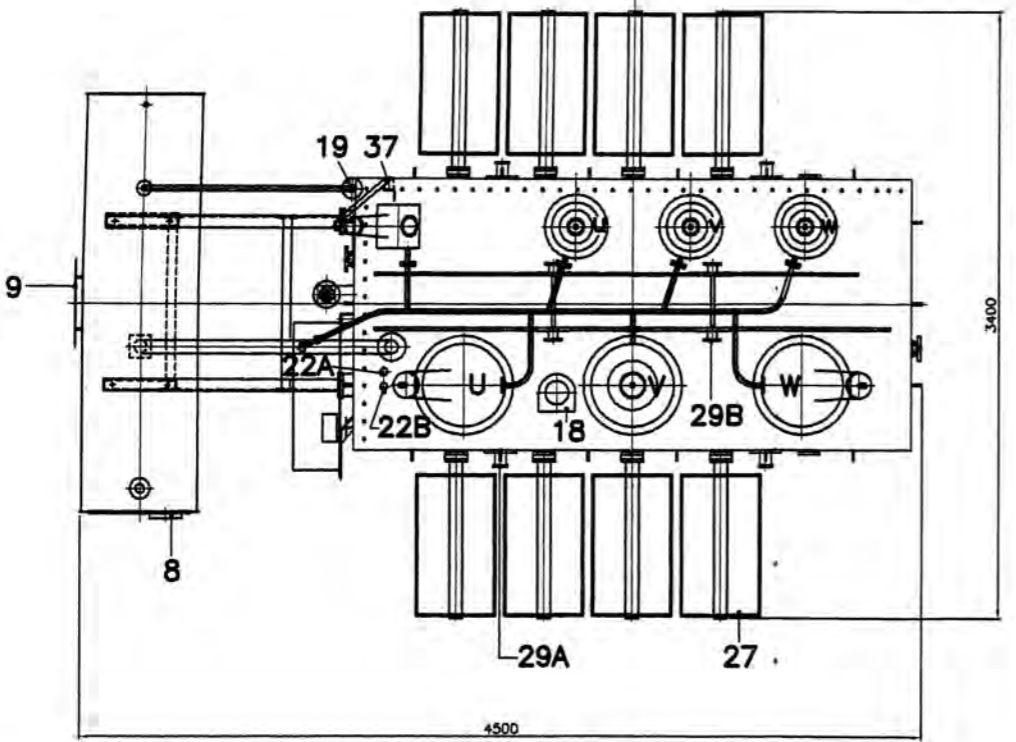
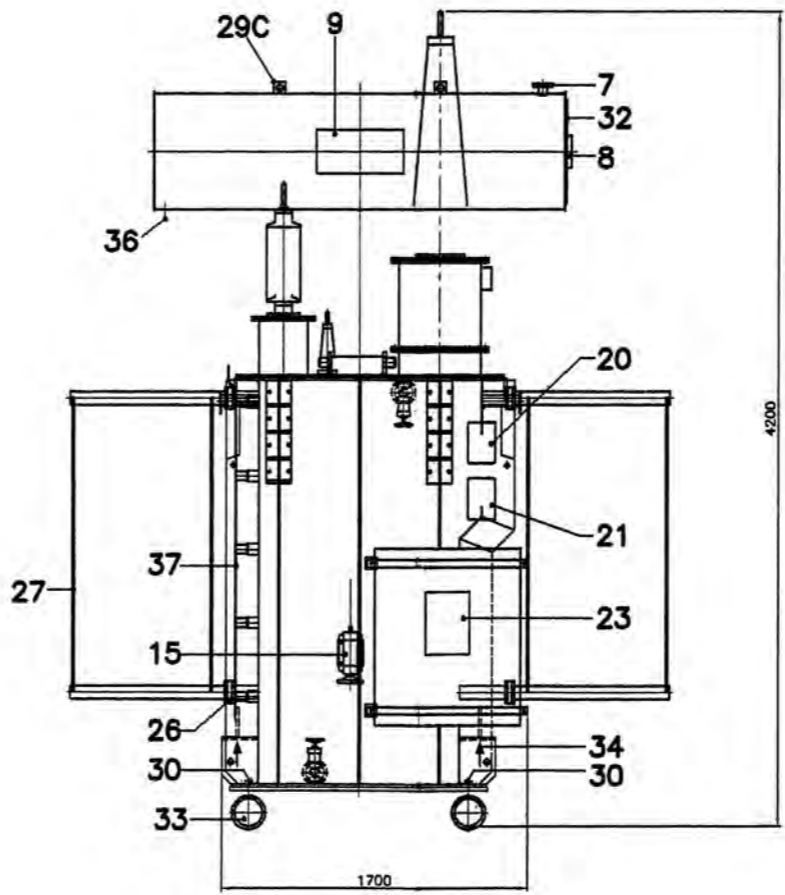
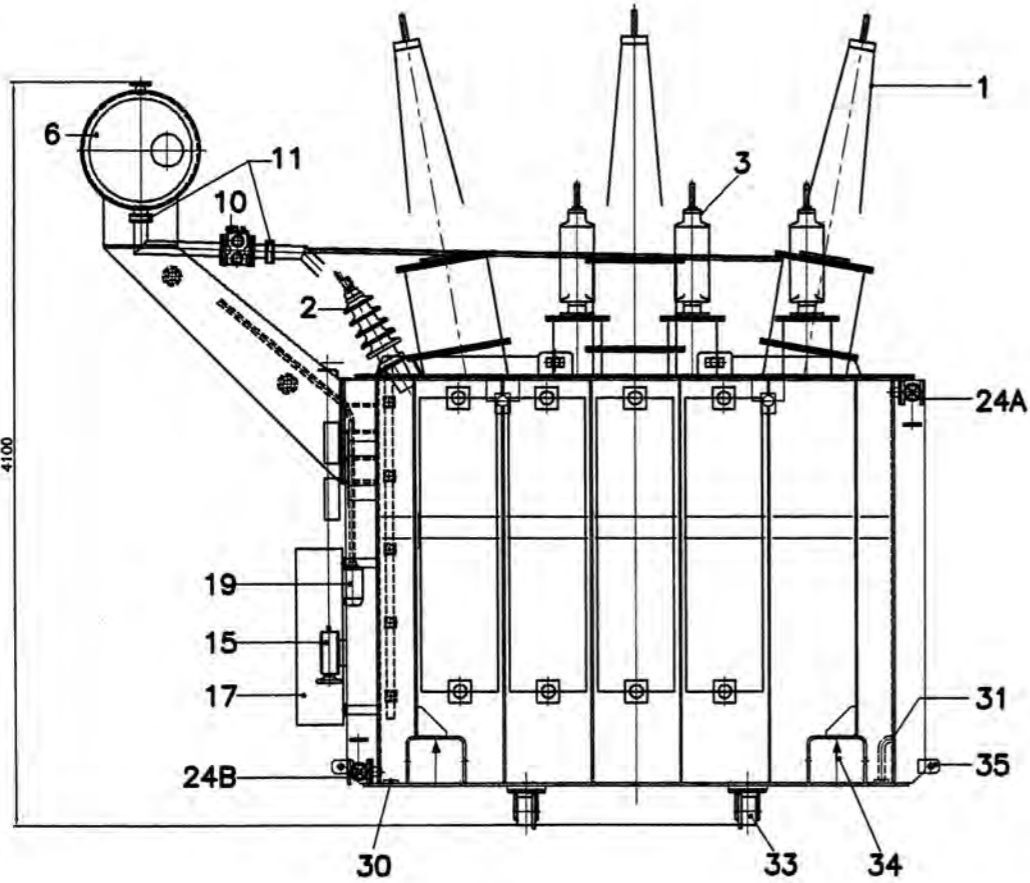
- 11 - 14 Alarma: 105 °C
- 21 - 24 Desconexión: 110 °C
- 31 - 34 Mando Vent. : 100 °C
- 41 - 44 Libre
- 51 - 52 Resistencia Calefactora



Preparado:	No. Reg.	TITULO: CAJA DE BORNES ACCESORIOS TRANSFORMADOR 25 MVA	Esc. -
Revisado:	Dpt. Responsable		-
Aprobado:	P.O.		Leng. E
Facultad de Ingenieria Electricidad - Electronica			Pag. 1
UNIVERSIDAD NACIONAL DE INGENIERIA			Cant. 1

ANEXO D

CROQUIS DE DIMENSIONES



A.T.

TRANSFORMADOR TRIFASICO EN ACEITE

- 1.- Borne Alta Tensión
- 2.- Borne Neutro Alta Tensión
- 3.- Borne Baja Tensión
- 4.- ---
- 5.- ---
- 6.- Conservador de aceite
- 7.- Abertura para llenado de aceite
- 8.- Indicador de nivel de aceite
- 9.- Placa de firma
- 10.- Relé buchholz
- 11.- Válvula mariposa
- 12.- ---
- 13.- ---
- 14.- ---
- 15.- Accionamiento de conmutador en vacío
- 16.- ---
- 17.- Caja de borne
- 18.- Válvula de seguridad
- 19.- Desecador de aire
- 20.- Termómetro
- 21.- Relé de imagen térmica
- 22.- Pozo termométrico { A.- Termómetro
B.- R.I.T.
- 23.- Placa de características
- 24.- Válvula de filtrado { A.- Entrada
B.- Salida
- 25.- Brida para válvula
- 26.- Válvula mariposa para radiador
- 27.- Radiadores
- 28.- ---
- 29.- Oreja de suspensión { A.- Transformador
B.- Parte activa
C.- Conservador
- 30.- Borne de conexión a tierra
- 31.- Perno de prueba de aceite
- 32.- Brida para inspección del conservador
- 33.- Ruedas con pestaña (asimicas)
- 34.- Apoyo para gatos
- 35.- Oreja de tracción
- 36.- Válvula de purga G1" del conservador
- 37.- Puesta a tierra borne neutro AT.

PESOS:

Núcleo y bobinas.....	18300 Kgs.
Tanque y accesorios.....	8000 Kgs.
Aceite.....	13600 Kgs.
PESO TOTAL.....	39900 Kgs.

Dibujado	No Registro	Título	Esc.
Revisado	Dpto. responsable	Croquis de Dimensiones Transformador trifásico 25 MVA OA 60/10 kV - 60 Hz	1/28
Aprobado			Lang. S
FACULTAD DE INGENIERIA ELECTRICIDAD - ELECTRONICA			Pag. 1
UNIVERSIDAD NACIONAL DE INGENIERIA			Cont. 1

ANEXO E

PLACA DE CARACTERISTICAS

BIBLIOGRAFIA

- TEORIA, CALCULO Y CONSTRUCCION DE TRANSFORMADORES – 5ta. Edición
EDITORIAL LABOR
JUAN CORRALES MARTIN
- MODERN POWER TRANSFORMER PRACTICE
THE MACMILLAN PRESS LTD.
R. FEINBERG
- CALCULO INDUSTRIAL DE MAQUINAS ELECTRICAS TOMO II
EDITORIAL MARCOMBO
JUAN CORRALES MARTIN
- MAGNETIC CIRCUITS AND TRANSFORMERS
M.I.T.
- ESTACIONES TRANSFORMADORAS Y DE DISTRIBUCION
EDICIONES G. GILI S.A.
G. ZOPPETTI
- TRANSFORMADORES ELECTRICOS INDUSTRIALES
EDITORIAL CELSA
P. CAMARENA M.
- MAQUINAS ELECTRICAS TOMO I
EDITORIAL MIR-MOSCU
A.V. IVANOV – SMOLENSKI
- MAQUINAS ELECTRICAS
McGRAW – HILL
STEPHEN J. CHAPMAN
- INTERNATIONAL ELECTROTECHNICAL COMMISSION
PUBLICATION 76