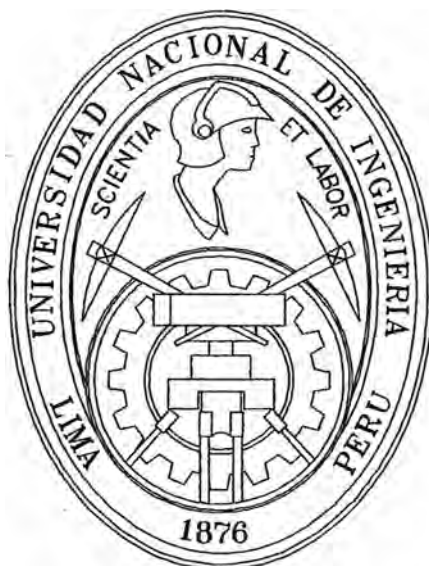


UNIVERSIDAD NACIONAL DE INGENIERIA
FACULTAD DE INGENIERIA ELÉCTRICA Y ELECTRÓNICA



ESFUERZO MECÁNICO DURANTE EL CORTOCIRCUITO
EN TRANSFORMADORES DE POTENCIA

TESIS
PARA OPTAR EL TITULO PROFESIONAL DE
INGENIERO ELECTRICISTA

PRESENTADO POR:
EDWIN CHOQUE PILLCO
PROMOCION 2001 - I

LIMA - PERU - 2003

**ESFUERZO MECÁNICO DURANTE EL
CORTOCIRCUITO EN
TRANSFORMADORES DE POTENCIA**

SUMARIO

Los cortocircuitos ocasionan condiciones adversas de operación sobre el sistema eléctrico en que se producen, los esfuerzos mecánicos sobre los transformadores producto de la elevada corriente durante el cortocircuito es una de las condiciones a analizar con la finalidad garantizar la continuidad de operación del equipo e incrementar la fiabilidad del sistema eléctrico. En tal sentido, el Método de Ampere-espiras y el uso de las leyes de Ampere y Lorentz permiten realizar el análisis correspondiente estimando garantizando las condiciones mínimas de diseño.

TABLA DE CONTENIDO

| | |
|--|-----------|
| INTRODUCCIÓN | 1 |
| CAPÍTULO I | |
| ENFOQUE Y METODOLOGÍA | 5 |
| 1.1 Método de Ampere-espiras Residuales | 7 |
| 1.2 Método de Imágenes | 8 |
| 1.3 Método de Elementos Finitos (FEM) | 8 |
| 1.4 Cálculo de la Fuerza Radial | 9 |
| 1.5 Comentarios | 9 |
| CAPÍTULO II | |
| COMPORTAMIENTO DEL TRANSFORMADOR DURANTE EL CORTOCIRCUITO | 11 |
| 2.1 Análisis de Fallas en el Transformador. | 11 |
| 2.2 Bobinado Terciario. | 19 |
| 2.3 Elementos de Protección del Transformador. | 23 |
| CAPÍTULO III | |
| FUERZAS ELECTROMAGNÉTICAS EN TRANSFORMADORES | 27 |
| 3.1 Parte Activa del Transformador. | 29 |
| 3.1.1 Bobinados Concéntricos. | 30 |

| | | |
|---------|--|----|
| 3.1.2 | Bobinados Alternados. | 33 |
| 3.2 | Principios del Cálculo de Fuerzas Electromagnéticas. | 34 |
| 3.2.1 | Cálculo de Fuerzas Radiales. | 36 |
| 3.2.2 | Cálculo de Fuerzas Axiales. | 39 |
| 3.2.2.1 | Método de Ampere-espiras residuales. | 39 |
| 3.2.2.2 | Método de Imágenes. | 60 |

CAPÍTULO IV

| | | |
|-----|---|-----------|
| | EFFECTOS CAUSADOS POR ESFUERZOS MECÁNICOS | 64 |
| 4.1 | Esfuerzo Mecánico en Bobinados del Transformador. | 64 |
| 4.2 | Efectos Dinámicos de Fuerzas Electromagnéticas. | 79 |

CAPÍTULO V

| | | |
|-----|--|-----------|
| | APLICACIÓN PRACTICA Y MODELO COMPUTACIONAL | |
| | TRANSFORMADOR TRIFÁSICO DE 13 MVA, 66/10.5 KV, YND5 | 87 |
| 5.1 | Detalles de Diseño. | 88 |
| 5.2 | Cálculo de Fuerzas Electromagnéticas Durante el Cortocircuito. | 90 |
| 5.3 | Respuesta Dinámica del Bobinado. | 111 |
| 5.4 | Modelo Computacional. | 116 |
| 5.5 | Discusión de Resultados. | 122 |

| | | |
|--|---------------------|------------|
| | CONCLUSIONES | 123 |
|--|---------------------|------------|

ANEXOS

| | | |
|---------|-------------------------------------|-----|
| ANEXO A | DATOS DE DISEÑO. | 125 |
| ANEXO B | MOBILE SOURCE SHORT CIRCUIT REPORT. | 133 |
| ANEXO C | DETALLES CONSTRUCTIVOS. | 142 |

| | | |
|--|---------------------|------------|
| | BIBLIOGRAFÍA | 148 |
|--|---------------------|------------|

INTRODUCCIÓN

La condición de cortocircuito, es asociada con el incremento excesivo de la corriente sobre el sistema eléctrico en el cual se produce, ello ocasiona cambios en las condiciones nominales de las variables eléctricas del sistema (V, I, f, etc), así como también esfuerzos sobre la estructura y equipos electromecánicos ubicados en la red (líneas de transmisión, torres, generadores, transformadores, etc).

El presente trabajo se orienta al Cálculo del Esfuerzo Mecánico sobre los transformadores de potencia frente a una condición de cortocircuito, la cual debe realizarse aunque los reportes estadísticos muestren que el número de cortocircuitos que soporta un transformador en su periodo de vida útil es limitado [9]. En ese sentido, durante el proceso de diseño del transformador, se debe garantizar la continuidad de su funcionamiento, lo cual incrementa la fiabilidad del sistema eléctrico, obteniéndose beneficios económicos para las empresas eléctricas como para el usuario final de electricidad.

Posteriormente, los resultados obtenidos son corroborados mediante pruebas a fin de contrastar el aspecto teórico-práctico, en ese sentido investigadores como P. Birke[17], uno de los primeros en realizar este tipo de pruebas mediante el mapeo del flujo magnético con un aparato analógico (Flux Mapper), el cual imprime mediante impulsos eléctricos la distribución del flujo magnético a escala determinada, pasando por M. Waters [1], quien realizó un mapeo de la componente radial del campo magnético mediante la medición de la tensión entre espiras y una relación teórica entre ambas magnitudes, hasta la actualidad en que organismos internacionales como la CIGRE [9], recomiendan métodos de cálculo (FEM), los cuales contrastan perfectamente con ensayos realizados por como empresas internacionales como ABB [18], Brush Transformers Ltd.[16], etc; debido principalmente al elevado costo de infraestructura que este tipo de ensayos requiere.

El principal fenómeno físico, frente a un cortocircuito, es similar al de los elementos que transportan corriente ubicados en un campo magnético sobre los cuales aparecen fuerzas electromagnéticas (Ley de Fuerza de Lorentz). En el caso de los transformadores, estos elementos son bobinados aislados y el campo magnético, siendo concatenados por el núcleo de hierro.

En general, la problemática en el cálculo de las fuerzas producidas durante el cortocircuito es lograr una adecuada formulación del campo magnético, el cual es influenciado por diversos factores constructivos y físicos. Por tanto, nos valdremos de la descomposición del vector campo

resultante en la dirección radial y axial respecto al eje de la columna de hierro, lo cual permite el cálculo de las correspondientes fuerzas electromagnéticas axiales y radiales (Ley de Fuerza de Lorentz). Para el cálculo de la componente axial del campo se aprovecha la simetría de revolución del bobinado respecto al eje de la columna del núcleo y mediante la ley Circuital de Ampere se logra obtener la distribución axial del campo, lo cual contrasta con el cálculo de la componente radial del campo para lo cual se aplica el método de Ampere-espiras Residuales propuesto por H.O. Stephens [1], que consiste en repartir las espiras de ambos bobinados en grupos balanceados de espiras, pues la presencia de un desbalance o desplazamiento entre bobinas da origen principalmente a esta componente.

Una vez, determinadas las fuerzas electromagnéticas se debe asegurar la resistencia mecánica de la estructura frente a posibles efectos de corte o ruptura mecánica de los bobinados, aislamientos, etc., o de eventuales efectos dinámicos producto de la naturaleza pulsante de la fuerza que puede conducir a un estado de resonancia mecánica. Este hecho se entiende como una exagerada vibración capaz de hacer colapsar la estructura.

El conjunto de procedimientos de cálculos (mecánicos y eléctricos), por estar relacionados entre sí, son resumidos en una hoja Excel, con la finalidad de sistematizarlos, reduciendo con ello el tiempo de obtención de resultados así como posibles errores de operación usuales cuando se cuenta con gran cantidad de expresiones numéricas.

Finalmente deseo expresar mi agradecimiento a la Compañía Construcciones Electromecánicas DELCROSA S.A., en especial al Ingeniero Amilcar Bedoya Castillo, por facilitarme parte del material técnico y bibliográfico, del mismo modo al Ingeniero Manuel Carranza Arévalo por su asesoramiento, y a los diversos amigos que sin su apoyo no hubiera sido posible el termino del presente trabajo.

CAPÍTULO I

ENFOQUE Y METODOLOGÍA

El cortocircuito origina el incremento excesivo de la corriente, sobre los bobinados de un transformador, esta condición produce una intensa fuerza electromagnética pulsante, cuyas consecuencias deben ser tomadas en cuenta a fin de asegurar la resistencia mecánica y con ello garantizar la continuidad de operación del equipo, este proceso se realiza durante el diseño del transformador, donde la resistencia mecánica debe cumplir los límites mínimos de seguridad, caso contrario se replantea el diseño hasta lograr el objetivo, la Fig. 1.1, muestra brevemente el procedimiento a seguir durante el proceso de diseño.

Los transformadores por ser equipos muy costosos, son provistos de un sistema de protección y van de acuerdo al nivel de potencia (kVA), que lo protege frente a diversos tipos de falla que ocurren en la red eléctrica; en tal sentido, por lo general la protección de sobrecorriente es la más indicada para hacer frente a posibles cortocircuitos, la cual desconecta el

transformador de la red en un tiempo pre establecido a fin de evitar daños de consideración.

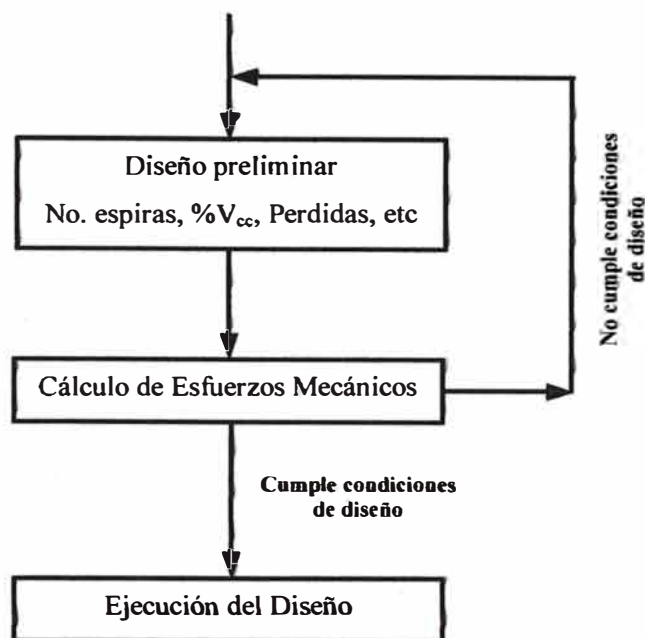


Fig. 1.1 Esquema del proceso simplificado de diseño

A través de los años, la experiencia ha puesto en práctica diversas configuraciones en los bobinados con la finalidad de obtener mayor resistencia frente al cortocircuito en el hipotético caso de falla en la protección. En tal sentido, se encuentra en el mercado dos tipos principales de transformadores, los de bobinados concéntricos y los de bobinados alternados, cada uno de ellos con características particulares en el aspecto constructivo como ventajas frente a condiciones adversas de sobrecorriente y sobrecarga, siendo los bobinados alternados los que ofrecen mayor capacidad de soportar un cortocircuito pero a la vez tiene un mayor costo de

producción [1], este hecho ha limitado su utilización en el mercado frente a los transformadores de bobinados concéntricos.

La corriente de cortocircuito asociada a un transformador durante el periodo de falla se obtiene mediante el procedimiento señalado por la IEC 76-5, considerando al equipo conectado a una red con potencia de cortocircuito infinita, de tal modo que la impedancia del sistema sea muy pequeño y se desprecie con respecto a la impedancia del transformador.

En el cálculo de la fuerza electromecánica se han utilizado diversos métodos, que por lo general realizan el análisis mediante la descomposición de la fuerza de cortocircuito en dos componentes una axial y la otra radial respecto al eje de la columna del núcleo.

1.1. Método de Ampere-espiras Residuales.

Uno de los primeros métodos usados para este fin planteado por H.O. Stephens [1], con el que realizó el cálculo de la componente axial de la fuerza electromagnética valiéndose de resultados empíricos obtenidos sobre modelos prototipo. Se realiza la aproximación de la componente axial de la fuerza sobre bobinados que con distribución axial discontinua de las espiras, centrando su análisis en el grupo que causa asimetría axial debido a que ocasiona la respectiva componente axial de la fuerza.

1.2. Método de Imágenes.

Fue utilizado por Pichon y Hochart [1], quienes aplicaron la técnica de las imágenes considerando a las bobinas como barras longitudinales infinitas, estableciendo las condiciones de frontera correspondientes en la ventana del núcleo como sobre los bobinados. Con él se logra el cálculo de ambas componentes de la fuerza axial y radial, sin embargo desprecia la dispersión del campo por efecto de la curvatura de las bobinas y la columna del núcleo.

1.3. Método de Elementos Finitos (FEM).

Es uno de los métodos de mayor aceptación en la actualidad por la industria, pues además del cálculo de las fuerzas electromagnéticas, permite realizar el diseño integro del transformador con gran exactitud, por lo que su uso está orientado a la optimización de material y pérdidas en el proceso de diseño [18]. La aplicación de este método se realiza dividiendo el espacio parte activa del transformador núcleo – bobinados, en elementos geométricos pequeños de modo que se obtenga una malla sobre el espacio (bidimensional o tridimensional). Sobre cada elemento se realiza una aproximación polinomial del vector potencial escalar del campo magnético el cual verifica la ecuación de Poisson que se resuelve por la minimización de la ecuación Funcional de Euler. En este último paso existen diversos planteamientos realizados por Galerkin, Ritz, O. W. Andersen [11]; entre los más conocidos, para lo cual deben estar establecidas las condiciones de

frontera o de Newman. Un ejemplo de cómo es realizada la descomposición bidimensional en elementos triangulares se muestra en la Fig. 1.2.

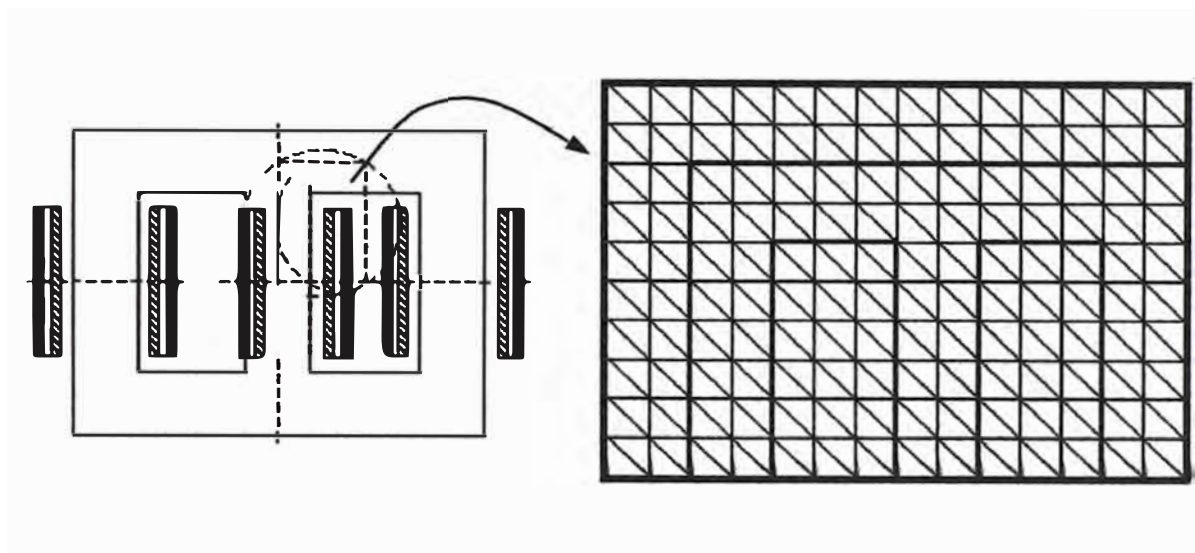


Fig. 1.2 Descomposición del espacio en elementos triangulares

1.4. Cálculo de la Fuerza Radial.

La fuerza radial tiene un procedimiento sencillo de solución que aprovecha la simetría del bobinado respecto a la columna del núcleo, para aplicar la ley Circuital de Ampere y mediante el cual se calcula la componente axial promedio del campo magnético, y por la ley de fuerza de Lorentz se obtiene la componente radial de la fuerza sobre cada bobina.

1.5. Comentarios.

Cada uno de los métodos descritos anteriormente, poseen ventajas y desventajas entre ellos, pues muchas veces la exactitud de resultados

conlleva un costo demasiado alto en cuanto a investigación o soporte técnico que muchas realidades económicas no son capaces de mantener.

El análisis mecánico cuenta con un alto grado de complejidad pues los bobinados no son fabricados por un solo tipo de material, además la elasticidad de los aislamientos sumergidos en aceite tienen diferente comportamiento que en estado seco, todos estos aspectos influyen en un análisis detallado del problema [14], y diversos investigadores se han ocupado del tema de los cuales M. Waters [1], que si bien es cierto realiza un análisis sencillo del tema su contribución es adecuada para formar una idea general del problema originado por la acción de una fuerza electromecánica pulsante sobre los bobinados.

Como se puede apreciar los resultados mecánicos son una consecuencia de los resultados eléctricos que vienen a ser los pasos preliminares durante el proceso de diseño. Es por ello, que el proceso de cálculo de esfuerzos mecánicos producto de un cortocircuito pueden ser reunidos en una hoja de cálculo (en Excel) u otro tipo de programa, con la finalidad de sistematizar el procedimiento.

CAPÍTULO II

COMPORTAMIENTO DEL TRANSFORMADOR DURANTE EL CORTOCIRCUITO

Los Transformadores son elementos que desempeñan un papel importante durante el proceso de transmisión de energía, por ello es necesario para el diseñador conocer las características de las corrientes de falla relacionados al Cortocircuito, así como los elementos de protección externos asociados al equipo destinados a eliminar los estragos producidos por corrientes elevadas.

2.1 Análisis de Fallas en el Transformador.

La concepción de falla en un sistema eléctrico esta relacionado con cualquier evento que interfiere con el flujo normal de la corriente. Son frecuentes en líneas de transmisión de Alta Tensión las fallas por descargas atmosféricas (rayos), originando flameo en aisladores y descargas a tierra producto de la carga inducida en la red. La trayectoria ionizada a tierra esta

definida por la mínima impedancia resultante que permite el flujo de corriente desde el conductor a tierra y, a través de esta al neutro aterrizado de un generador o transformador completándose el circuito.

Los sistemas eléctricos se encuentran continuamente propensos a fallas, muchas de ellas por debajo de la máxima corriente de cortocircuito. Al producirse una falla de cortocircuito son involucradas varias componentes de la red como generadores, transformadores, líneas de transmisión, tomas a tierra, etc. Los efectos de las corrientes de cortocircuito son frecuentemente específicos cuyos métodos de solución podrían ser necesarios para asegurar la capacidad de soportar el esfuerzo.

Mediante la Ley de Fuerza de Lorentz, se tiene que la fuerza electromagnética es proporcional al cuadrado de la corriente, entonces una moderada reducción de la corriente origina una substancial reducción del esfuerzo de cortocircuito. Con el objeto de aproximarse al problema de calcular la corriente inicial cuando un sistema se pone en cortocircuito, al analizar el caso en que se aplica una tensión alterna a un circuito que contiene valores constantes de resistencia e inductancia cuya proporción es $r/x = 0,07$ ($f = 50$ Hz.), la forma de onda es representada aproximadamente por la siguiente expresión [1]:

$$i = I_{\max} \left[e^{-226t} - \cos(\omega t) \right] \dots\dots\dots (2.1)$$

donde $w = 2\pi f$, t es el tiempo en segundos, I_{max} la amplitud de la componente alterna y f la frecuencia en Hz.

La ec. 2.1 esta conformada por dos términos, un termino no periódico que decae exponencialmente con una constante L/R , llamado transitorio el cual produce la asimetría y otro simétrico (componente alterna), los cuales definen el comportamiento de la corriente en estado estable (Fig. 2.1).

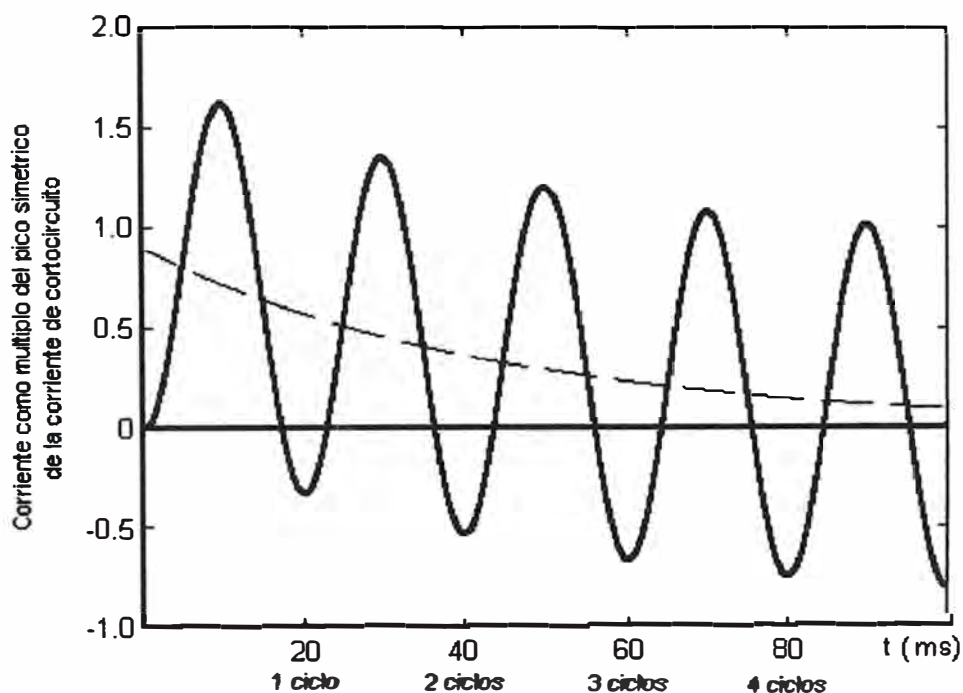


Fig. 2.1 Variación de la corriente con el tiempo durante una falla asimétrica

Otro parámetro de interés es la corriente cuadrática:

$$i^2 = I_{max}^2 \left[\frac{1}{2} e^{-45,2t} - 2e^{-22,6t} \cos(wt) + \frac{1}{2} \cos(2wt) \right] \dots\dots\dots (2.2)$$

Donde las variables indican las mismas magnitudes de la ecuación (2.1).

La fuerza electromagnética es proporcional al cuadrado de la corriente, la ec. (2.2), muestra como el sentido de la fuerza no cambia al invertirse la corriente durante un periodo, además la presencia de componentes alternas indican la posibilidad de resonancia mecánica cuando la frecuencia natural se aproxima a la frecuencia eléctrica o a su respectivo valor doble (Fig. 2.2).

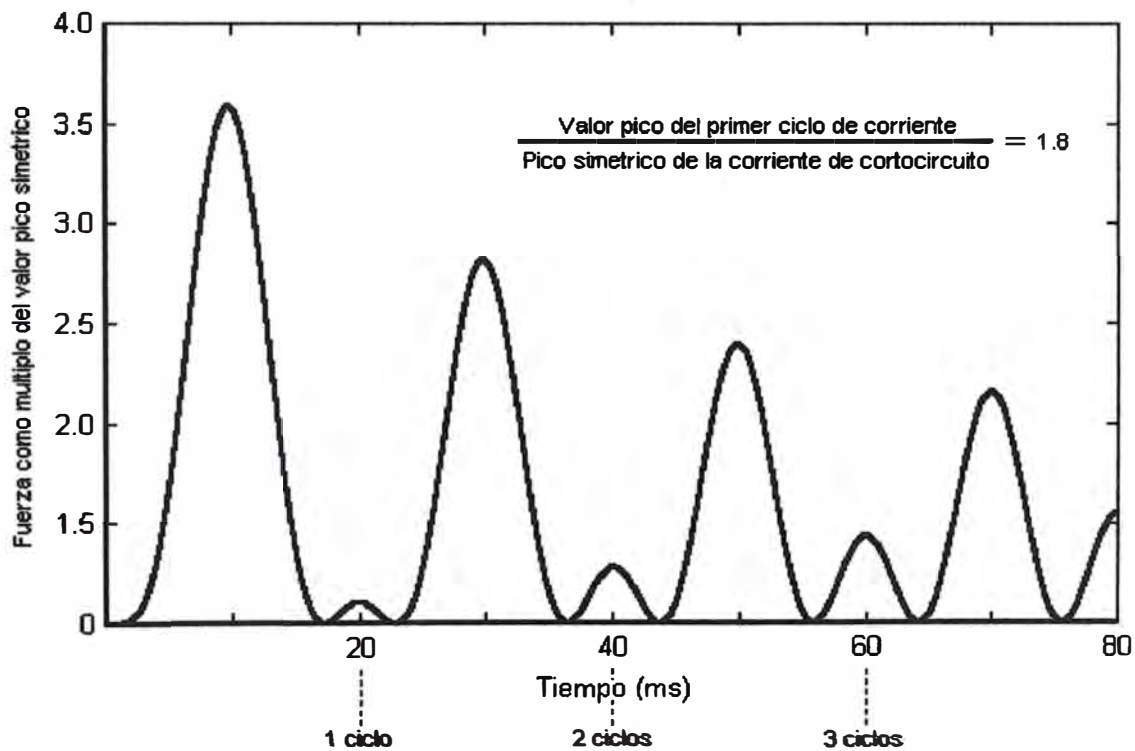


Fig. 2.2 Variación de la fuerza de cortocircuito con el tiempo para una corriente completamente desbalanceada

Referencias estadísticas [7], indican que alrededor del 80% de las fallas son monofásicas a tierra (o línea a tierra), las próximas en frecuencia son las

fallas línea a línea, luego tenemos las fallas doble línea a tierra y finalmente están las fallas trifásicas las cuales son comparativamente raras. Sin embargo, las fallas trifásicas son consideradas para obtener el mayor esfuerzo en cortocircuito de un transformador, y la practica usual es diseñar un transformador que soporte un cortocircuito trifásico en sus terminales. Se asume que la corriente es completamente asimétrica en cualquiera de las fases, y los otros dos bobinados son conectados a un sistema infinito. Bajo estas condiciones cuando la corriente esta en el pico con total asimetría, las otras fases tendrán la mitad de la corriente, ello ocasiona alta concentración de flujo en la ventana y la máxima fuerza respectiva. El esquema Circuitual de la Falla trifásica se muestra en la Fig. 2.3.

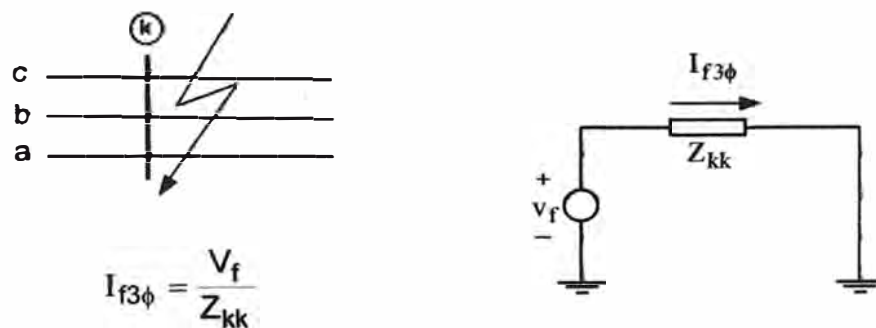


Fig. 2.3 Falla Trifásica

Al producirse la falla monofásica, la corriente de falla es mucho menor al caso trifásico. Cuando una falla ocurre en terminales con neutro aterrado y $Z_0 = Z_1 = Z_2$ (caso hipotético), la corriente es igual a la corriente de cortocircuito trifásico, pues al fluir la corriente de falla solo en una fase hay

pequeña concentración de flujo en la ventana, originándose condiciones mas favorables al caso trifásico (Fig. 2.4).

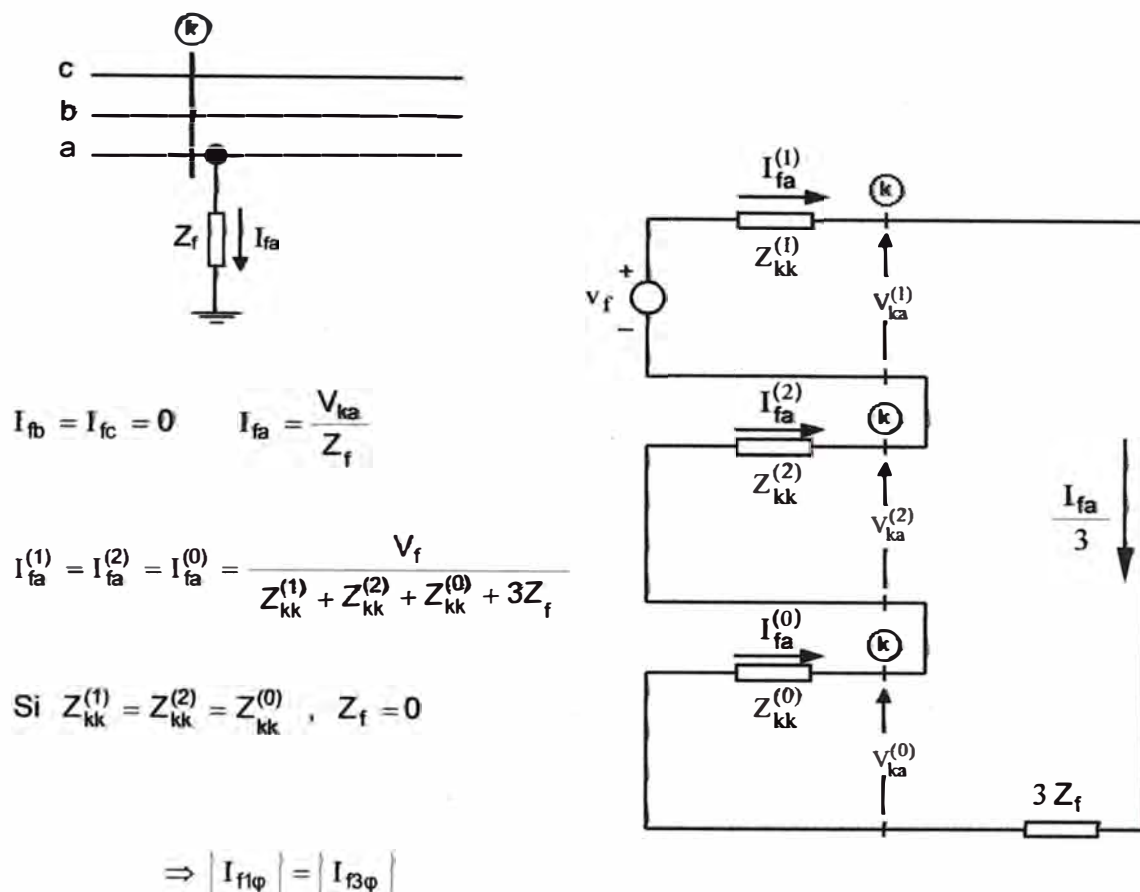
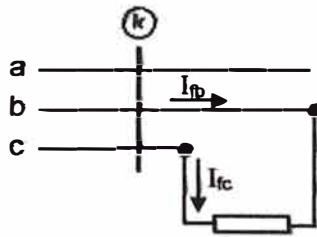


Fig. 2.4 Falla Monofásica a Tierra

En cuanto a la falla línea a línea, la corriente es solo una fracción $\sqrt{3}/2$ de la corriente de cortocircuito trifásico y las fuerzas son reducidas en la proporción de 4:3 (respecto al caso trifásico), sin embargo dos de las ramas tienen la misma corriente e interacción entre ellas. Generalmente se asume que la reducción de la corriente será tal que la fuerza en la ventana no es mayor que en el caso de cortocircuito trifásico (Fig. 2.5).



$$I_{fa} = 0, I_{fb} = -I_{fc}, V_{kb} - V_{kc} = I_{fb} Z_f$$

Del circuito equivalente se tiene:

$$I_{fa}^{(1)} = -I_{fa}^{(2)} = \frac{V_f}{Z_{kk}^{(1)} + Z_{kk}^{(2)} + Z_f}$$

$$\text{Si: } Z_{kk}^{(1)} = Z_{kk}^{(2)}, Z_f = 0$$

Al realizar la transformación:

$$I_{fb} = -I_{fc} = \frac{\sqrt{3}}{2} \frac{V_f}{Z_{kk}} \Rightarrow |I_{2\phi}| = \frac{\sqrt{3}}{2} |I_{3\phi}|$$

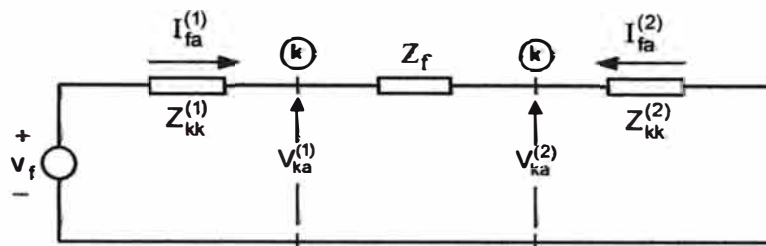
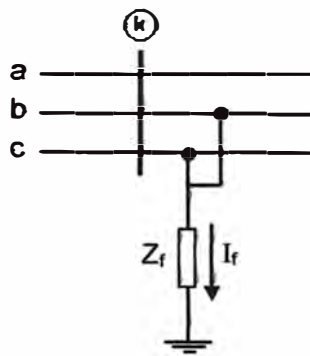


Fig. 2.5 Falla Bifásica (Línea – Línea)

Al producirse la falla bifásica a tierra, las corrientes de falla son repartidas por el transformador usado para aterrizar el sistema, pudiendo igualarse a la corriente de cortocircuito trifásico, ocurriendo a la vez un desplazamiento de fases y la asimetría de las corrientes de falla. Sin embargo los esfuerzos no excederán a los producidos por cortocircuito trifásico.

$$I_{fa} = 0, V_{kb} = V_{kc} = (I_{fb} + I_{fc}) Z_f$$

$$\text{Si: } Z_{kk}^{(0)} = Z_{kk}^{(1)} = Z_{kk}^{(2)}, Z_f = 0$$



Del circuito equivalente se obtiene:

$$I_{fa}^{(1)} = \frac{2}{3} \frac{V_f}{Z_{kk}}, \quad I_{fa}^{(2)} = -\frac{1}{3} \frac{V_f}{Z_{kk}}, \quad I_{fa}^{(0)} = -\frac{1}{3} \frac{V_f}{Z_{kk}}$$

Finalmente mediante la transformación:

$$\Rightarrow |I_{fb}| = |I_{fc}| = |I_{f2\phi}| = |I_{f3\phi}|$$

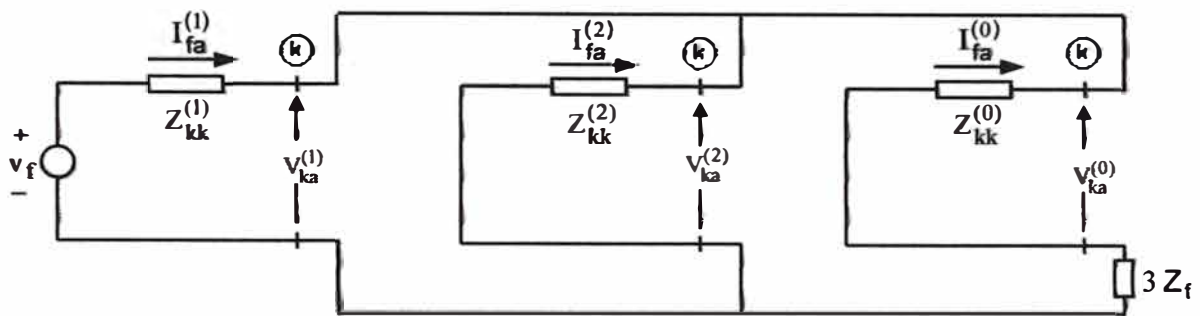


Fig. 2.6 Falla Bifásica a Tierra (Línea – Línea a Tierra)

El análisis anterior muestra un enfoque genérico de los tipos de falla mas frecuentes con tensión nominal sostenida, sin embargo el considerar la falla trifásica como condición critica no es adecuado en ciertos casos donde una falla monofásica a tierra es mas severa, para lo cual se requiere el conocimiento de impedancias de secuencia del sistema (o al menos la proporción X_0/X_1) permitiendo el cálculo de las magnitudes de falla.

En la practica el transformador no soporta corrientes de cortocircuito en ciertos puntos de la red. Al respecto, la IEC 76-5, indica una duración en cortocircuito de 2 s. con impedancias menores a 5% y 3 s. con impedancias mayores. La máxima temperatura admisible en los bobinados es 250 °C

para el cobre y 200 °C para el aluminio, inmersos en aceite (aislamiento Clase A). La tensión nominal de línea puede ser constante pero el valor pico asimétrico de las corrientes en bobinados no debe ser mayor a $1,8\sqrt{2}$ veces la corriente de cortocircuito simétrica eficaz en la determinación de fuerzas.

2.2 Bobinado Terciario.

Los transformadores de potencia por lo general tienen un bobinado adicional de estabilización o compensación usualmente conectado en delta, con el fin de minimizar efectos térmicos y mecánicos producto del desbalance de la corriente o tensión ocasionada por una falla de duración específica sobre los bobinados o puntos específicos de la red. Este bobinado soporta las fuerzas producidas por cualquier tipo de falla sobre los bobinados principales, puesto que solo transporta la componente de secuencia cero de la corriente de falla, siendo capaz de soportar una falla con la mayor componente de secuencia cero. El uso del bobinado de compensación es generalmente en transformadores conectados en estrella–estrella y solo un punto neutro aterrado, en ese caso para una falla a tierra sobre el lado aterrado y el otro con suministro, el terciario transporta un tercio de los Ampere-espiras de los bobinados cortocircuitados.

Continuando con el ejemplo del transformador estrella–estrella con delta terciario, su uso es extendido a otras situaciones, como:

a.) **Motivados por cargas entre fase y neutro**, para poner en relieve la función del bobinado terciario (N_1, N_2, N_3), imaginemos por un momento que el triángulo se encuentra abierto. El transformador (Fig. 2.7,a), con su carga monofásica, trabaja exactamente como lo hacía sin el bobinado terciario. Al realizar la conexión delta del bobinado terciario se inducen tres fuerzas electromotrices, E_3 , en fase (homopolares) como consecuencia de los flujos homopolares que la carga monofásica origina.

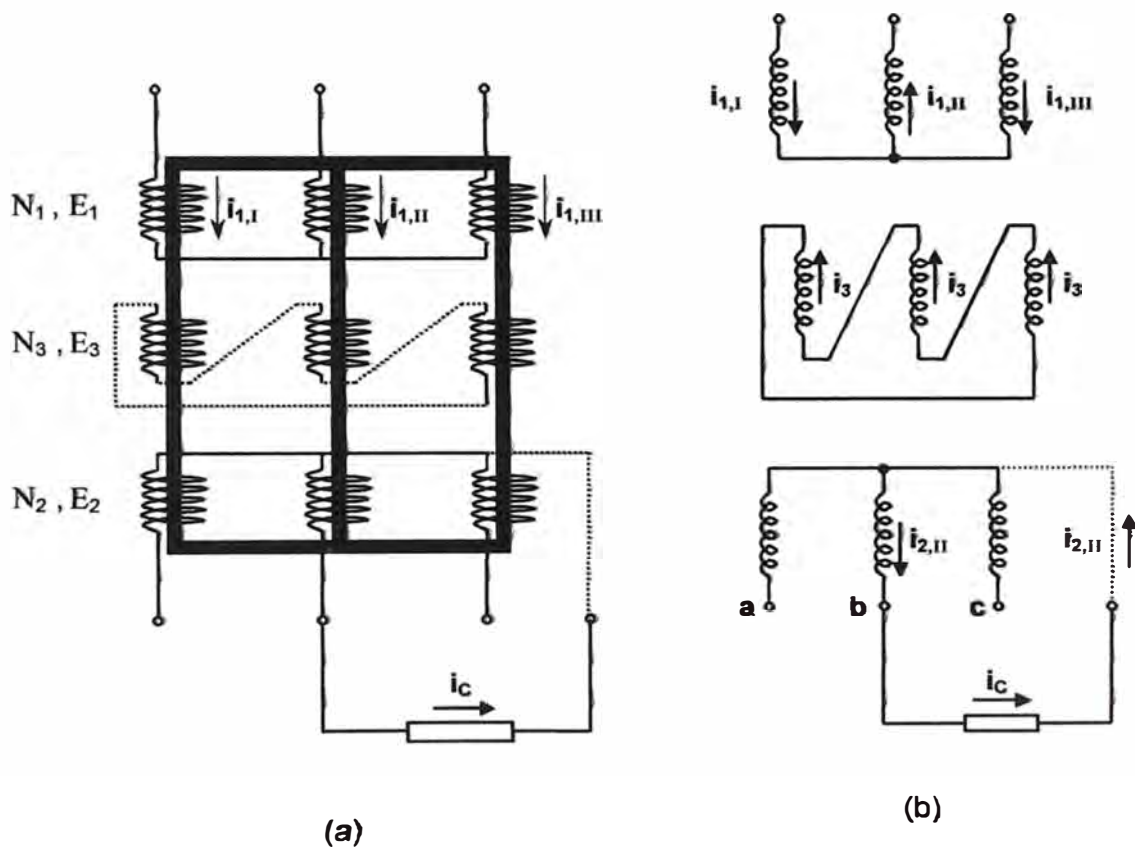


Fig. 2.7 Transformador con bobinado terciario y carga fase neutro.

La Fig. 2.7(a) muestra un transformador con carga monofásica entre fase y neutro, la cual se toma como un equivalente específico para ilustrar el problema, fijamos condiciones para ilustrar el problema, consideremos una relación de transformación 1:1, y una corriente $i_C = 100$ A (referencia), la corriente i_C altera el equilibrio, y tras un estado transitorio se establece otro permanente. Analizamos a continuación el nuevo estado mediante ecuaciones electrocinéticas y magnéticas, no se considera al bobinado de compensación en el siguiente análisis.

Por la primera ley de Kirchhoff en el primario (no existe neutro de retorno):

$$i_{1,I} + i_{1,II} + i_{1,III} = 0; \quad I_{1,I} + I_{1,II} + I_{1,III} = 0$$

Condición electromagnética, en cualquier anillo (trayecto cerrado) del núcleo ferromagnético se verifica:

$$\Sigma \text{ fuerzas magnetomotrices} = \Sigma \Phi \mathfrak{R}_m \approx 0$$

Con una relación de transformación de 1:1, de la Fig. 2.7(a), se verifica:

$$\begin{aligned} i_{1,I} - i_{2,II} - i_{1,III} &= 0; & I_{1,I} - I_{2,II} - I_{1,III} &= 0 \\ i_{1,I} + i_{1,III} &= 0; & I_{1,I} + I_{1,III} &= 0 \end{aligned}$$

De las tres ecuaciones se deduce:

$$I_{1,I} = 33,3\% I_{2,II} \quad I_{1,III} = 33,3\% I_{2,II} \quad I_{1,II} = -66,6\% I_{2,II}$$

Para mejor interpretación en la Fig. 2.7(b), se muestran las bobinas con el sentido real de corriente, además en la Fig. 2.8 (a), claramente se observa el desbalance de Ampere-espiras por cada columna (+33,3), estas fuerza magnetomotriz es absorbida por el bobinado terciario el cual compensa la desequilibrio cuando forma parte del circuito.

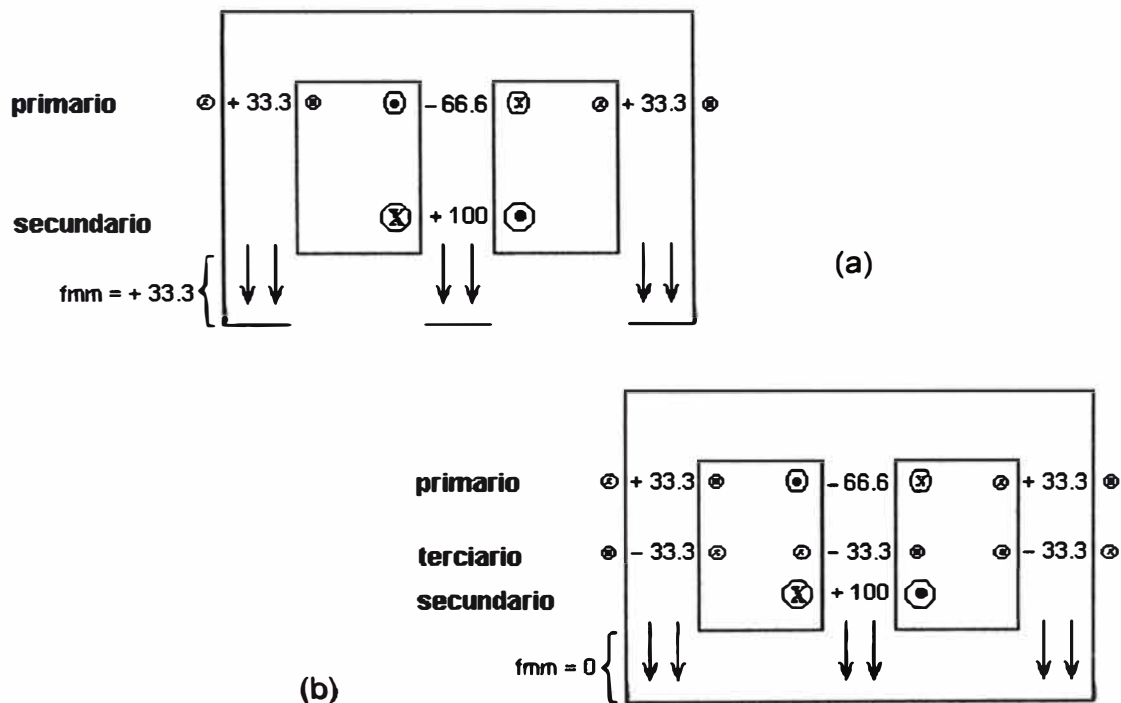


Fig. 2.8 Distribución de Ampere-espiras en bobinados

Al cerrar el bobinado terciario, la f.e.m. total $3E_3$ motivará una corriente que se opone a la causa originaria (aumento y disminución de los flujos en cada columna ϕ_I , ϕ_{II} , ϕ_{III}); en otras palabras los “elimina”. Ciertamente, no lo hará por completo, ya que, en tal caso, no se inducirían las E_3 y no existiría

corriente. Dada una pequeña impedancia del bobinado terciario (R_3 pequeña y escasos flujos de dispersión), la $3E_3$, necesaria para mantener la corriente I_3 , es pequeña. Luego los flujos ϕ_I , ϕ_{II} , ϕ_{III} también son pequeños, los necesarios para mantener la corriente de cortocircuito I_3 .

b.) Terceros armónicos en las tensiones simples secundarias, el mismo bobinado terciario elimina, por idéntico mecanismo los flujos homopolares de terceros armónicos. Suele decirse que el bobinado de compensación y en general cualquier otro arrollamiento en triángulo permite la circulación, de las terceras armónicas de corriente necesarias para disponer de flujos senoidales.

En Síntesis los Bobinados terciarios realizan también la función de eliminar, prácticamente, los flujos homopolares. Con ello, desaparecen los inconvenientes de las cargas fase neutro en los transformadores estrella–estrella. En consecuencia no hay nada que objetar a la presencia de cargas desequilibradas, salvo mal aprovechamiento del transformador.

2.3 Elementos de Protección del Transformador.

El transformador al producirse fallas externas (cortocircuitos), produce una elevada corriente, las cuales con excepción de las protecciones de sobretensión (demasiado lentas), no serían detectadas de no instalarse

protecciones que actúen de respaldo de las protecciones principales de barras, líneas y cables que se alimentan del transformador.

Los pequeños transformadores son comúnmente protegidos solo por fusibles. Por ejemplo es suficiente instalar, en el lado de alta tensión fusibles tipo "CUT OUT" en instalaciones exteriores, tipo CARTUCHO en interiores. La selección de estos fusibles debe cumplir las siguientes condiciones mínimas:

- a.) Que actúen en el tiempo máximo de dos segundos, en caso de cortocircuito en bornes del secundario.
- b.) Que no actúen con la corriente de inserción del transformador.
- c.) La coordinación debe ser tal que no actué antes de otra eventual protección como por ejemplo un interruptor de línea.

Para lograr una buena protección es recomendable utilizar un interruptor automático termomagnético. Un factor muy importante a considerar para seleccionar este interruptor es la capacidad de interrupción (kA) necesaria, la cual debe ser superior al producido en caso de cortocircuito trifásico, en bornes del secundario, considerando como mínimo, que la corriente solo es limitada por la impedancia del transformador.

Para transformadores de mayor capacidad (<1 MVA), la protección es por lo general controlada mediante interruptores los cuales son abiertos por relés

de sobrecorriente. La característica del tiempo deberá ser coordinada con la protección del lado secundario, también se pueden adicionar relés instantáneos para fallas en bornes del transformador.

En ocasiones, se instala al neutro físico un relé de imagen térmica cuyas curvas características de operación y reposición deben ser acordes con las de calentamiento y enfriamiento del elemento limitador de corriente en el neutro. Este relé proporciona una alarma cuando se detecta la presencia de corriente en el neutro por un tiempo superior a $10 \div 20$ s. Otra función del relé es el bloqueo de los equipos de reconexión automática de las salidas M.T., con el fin de reducir el esfuerzo térmico en el elemento limitador de corriente del neutro. Finalmente, si el calentamiento es excesivo se produce el disparo del transformador AT/MT (Fig. 2.9).

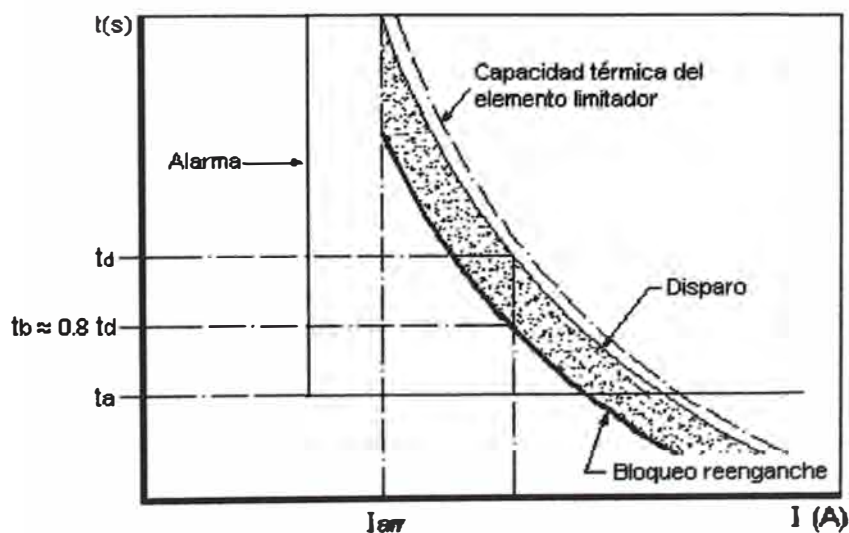


Fig. 2.9 Función de alarma y curvas I^2t para un relé del elemento limitador de corriente.

Al tener dos arrollamientos M.T., por ejemplo en un transformador de 110/25/11 kV (Fig. 2.10) cada secundario incorpora, además de la protección instalada en el neutro físico, relés de sobreintensidad de fases, de forma que si las protecciones del transformador actúan como función de reserva por fallas de 11kV, solo desconecten este interruptor y permanezca el servicio en la red 25 kV. Para cubrir la posible falla en la zona comprendida entre los transformadores de intensidad y el interruptor, estas protecciones disparan inicialmente su propio interruptor, y si la falla se mantiene se efectúa el disparo del resto de interruptores del transformador, tras una cierta temporización.

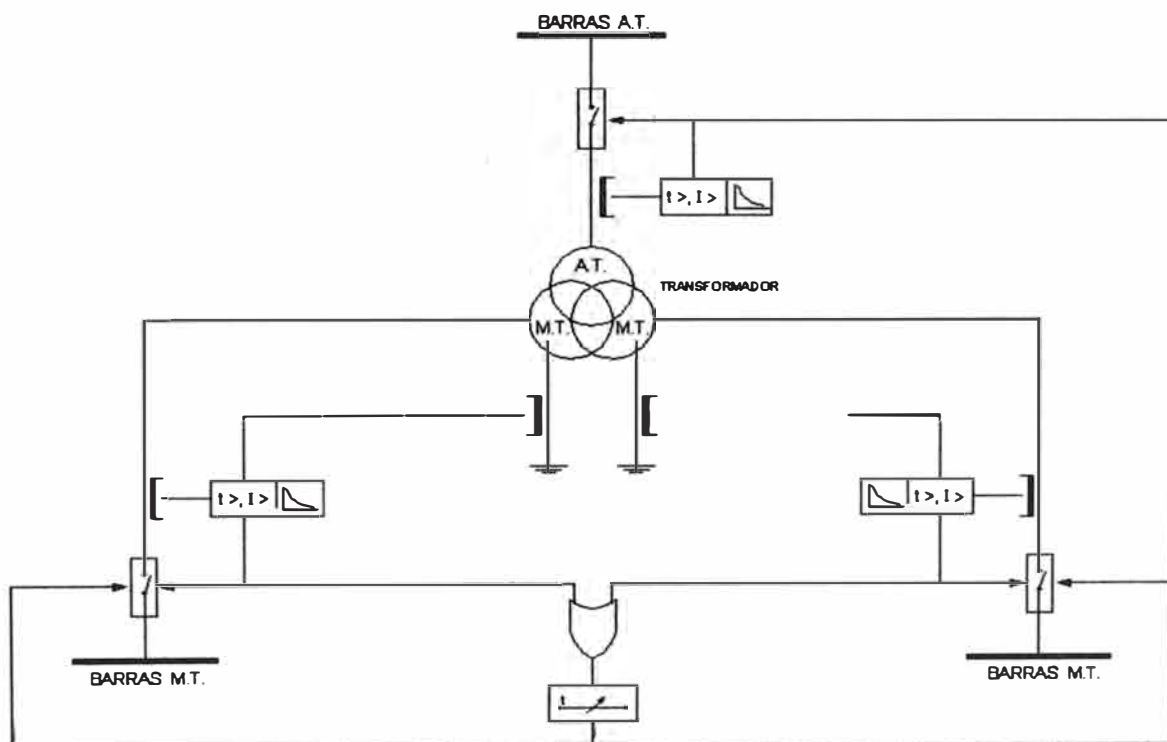


Fig. 2.10 Protección de sobreintensidad de dos fases y neutro instalada en cada bobinado.

CAPÍTULO III

FUERZAS ELECTROMAGNÉTICAS EN TRANSFORMADORES

Los bobinados en los transformadores están constituidos por elementos conductores de electricidad, los cuales se encuentran inmersos dentro de un campo magnético, producto de ello es originado el esfuerzo resultante, siendo de moderada magnitud en condiciones normales de funcionamiento, esta condición es capaz de dar lugar a serios problemas durante un cortocircuito con tensión de alimentación sostenida. La determinación de la corriente de cortocircuito depende de la impedancia propia del transformador y tipo de falla producida, además frente a un cortocircuito asimétrico, y al transformador conectado a un sistema con potencia de cortocircuito infinita, se usa el factor de asimetría recomendado por la IEC 76-5 (f.a.= 1,8), teniendo finalmente la expresión:

$$I_{sc} = \frac{1,8 \sqrt{2} \text{ MVA} \times 10^6}{\sqrt{3} E e_z} \quad \dots\dots\dots (3.1)$$

donde: I_{sc} = Valor pico de la corriente de cortocircuito (A).

MVA = Potencia nominal del transformador (MVA)

E = Tensión nominal de línea (V)

e_z = Impedancia en por unidad del transformador

Al ocurrir una falla de cortocircuito se producen grandes esfuerzos por acción del intenso campo magnético inducido, para reducir la deformación que estos esfuerzos ocasionan en los arrollamientos, conviene conservar las mejores condiciones de simetría posible en la disposición de las bobinas, tanto de cada bobinado primario o secundario, considerando en si mismo, o respecto al otro. Las bobinas concéntricas deben estar bien centradas radial y longitudinalmente, y en los bobinados alternados es preferible que el centrado se conserve respecto a las coronas anulares respectivas, se evita siempre que sea posible, hacer las tomas de regulación en los extremos de las columnas; se realizaran, en cambio, las variaciones mediante la adición o supresión de espiras centrales, con el bobinado subdividido en dos mitades, o bien por capas, de ser necesario.

Es necesario conocer el comportamiento y distribución del campo magnético sobre los bobinados de manera que se pueda tener una mejor apreciación de las esfuerzos electromagnéticos, para ello se han desarrollado diversos métodos como el de Ampere–espiras Residuales propuesto por H.O. Stephen para el cálculo de esfuerzos axiales o el método de elementos finitos de Ritz (FEM) el cual brinda un enfoque mas exacto y moderno del problema.

3.1 Parte Activa del Transformador.

Los transformadores son clasificados de diversas maneras, de acuerdo al tipo de estudio al que son sometidos pueden ser clasificados por el tipo de construcción, de utilización, etc. En nuestro caso es conveniente realizar la siguiente clasificación:

Por la construcción o forma del núcleo. De acuerdo con la posición que existe entre la colocación de las bobinas del núcleo, se conocen (o generalizan) dos tipos:

- Núcleo acorazado.- También llamado tipo “shell”, es aquel en el cual el núcleo se encuentra cubriendo los bobinados de baja y alta tensión.
- Núcleo tipo columna.- También conocido como tipo “core”, es aquel en el cual las bobinas abarcan gran parte del circuito magnético.

Los transformadores mas económicos y usados en sistemas eléctricos de potencia son los tipo columna (type–core) con bobinados concéntricos, Fig. 3.1 (a). Cuando el cortocircuito es excepcionalmente frecuente, los transformadores type–core son provistos de bobinados alternados Fig. 3.1 (b). No solo los esfuerzos pueden ser reducidos, pues la forma del bobinado alternado es mas adecuada para resistir la fuerza sin deformación.

El transformador tipo acorazado (type-shell), tiene los bobinados alternados y no circulares Fig. 3.1 (c). Aunque no son ampliamente usados, su uso es particularmente en bancos trifásicos de gran potencia.

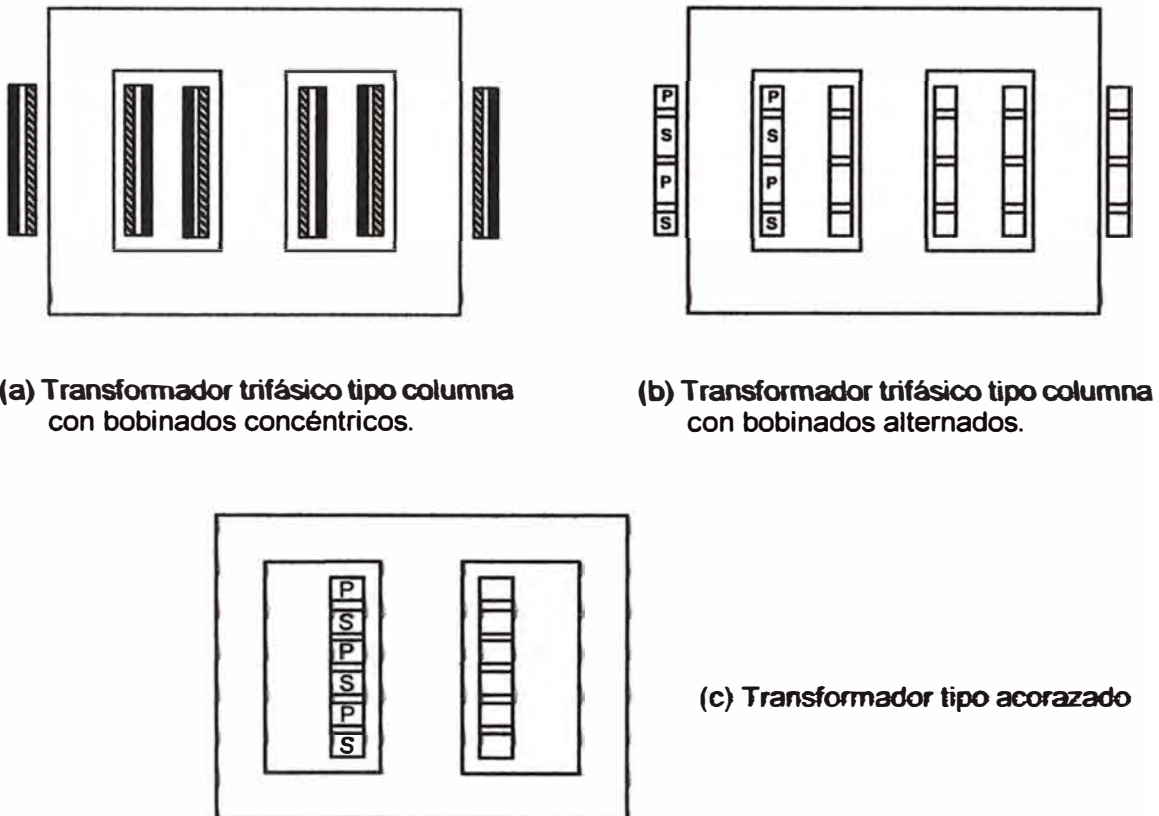


Fig. 3.1 Arreglos típicos de transformadores.

3.1.1 Bobinados Concéntricos.

En este tipo de bobinados la distribución del campo magnético inducido es representado aproximadamente en la Fig. 3.2, el cual campo origina una fuerza radial hacia el núcleo en el bobinado interior y en sentido opuesto sobre el bobinado exterior. Si los bobinados son de igual longitud y tienen

sus centros geométricos alineados, de tal manera que no exista desplazamiento axial, cada bobinado esta sujeto a una compresión moderada en la dirección axial central, debido a componentes que actúan hacia el punto medio y puesto que dichas componentes son balanceadas no hay fuerza sobre cada bobinado que tienda a moverlo en dirección axial.

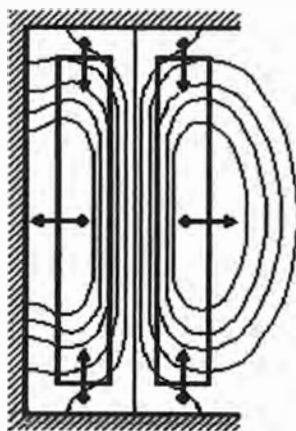


Fig. 3.2 Campo magnético inducido en bobinado concéntrico

Puesto que cada bobinado transporta corriente con direcciones opuestas, y además existe una gran fuerza de repulsión entre ellos, cualquier desplazamiento de la posición de equilibrio produce una fuerza en sentido axial de gran magnitud que tiende a separar a los bobinados en dicha dirección.

Los esfuerzos en condiciones normales, al ser reflejados a una condición de cortocircuito, muestran efectos dinámicos de consideración. En ese sentido, la Fig. 3.3, representa una espira circular (en trazo seguido), y en

ella, dos elementos de corriente diametralmente opuestos, con analogía a dos corrientes de direcciones paralelas y sentidos contrarios. Esta claro que los esfuerzos dinámicos ($F-F'$) son de repulsión. Por lo tanto si la bobina no hubiese tenido, previamente, la forma circular, por ejemplo la dibujada en trazos de la figura, los esfuerzos dinámicos tienden a dársela.

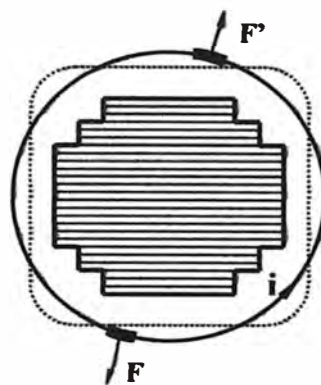


Fig. 3.3 Fuerza electromagnética sobre una espira

Se ha intentado dar una idea simple de los esfuerzos dinámicos, sin embargo el problema es complejo, ya que se deben considerar todas las espiras a la vez (primario y secundario), a su vez la corriente es afectada dinámicamente, así en el caso de arrollamientos concéntricos Fig. 3.2, son producidos esfuerzos radiales que tienden a comprimir el arrollamiento interno y extender el externo, manifestándose así la ventaja del bobinado circular frente a otro tipo, a ello se atribuye la preferencia de esta forma constructiva sobre las otras.

3.1.2 Bobinados Alternados.

Este tipo de bobinado tiene el primario y el secundario dividido en grupos dispuestos como muestra la Fig. 3.4, para un transformador de cuatro grupos. La distribución de los canales entre bobinas origina un flujo concatenado predominante en dirección radial, el cual produce esfuerzos en dirección axial.

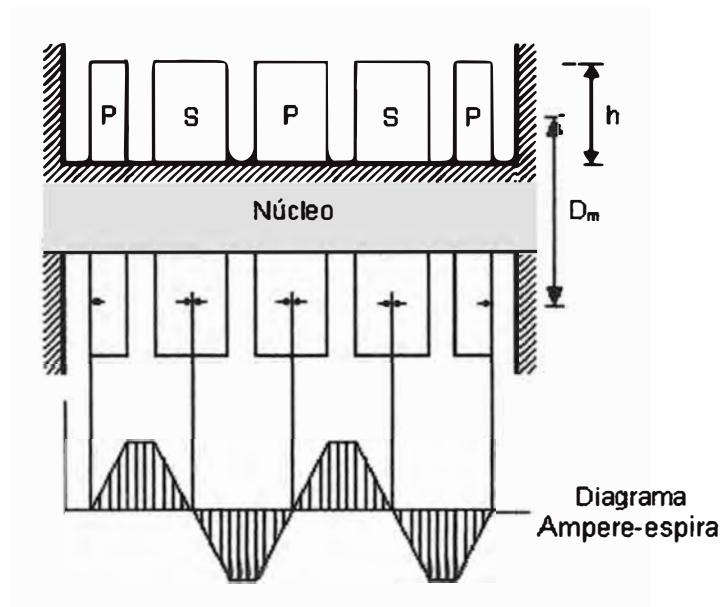


Fig. 3.4 Transformador con bobinados alternados en cuatro grupos

El diagrama de Ampere-espiras que muestra la Fig. 3.4, indica una clara dirección radial, la cual es similar al del bobinado concéntrico en dirección axial, por tanto el proceso de cálculo de la fuerza axial es similar al usado en el cálculo de fuerzas radiales de bobinados concéntricos (III.2.1), pero se debe tener en cuenta los efectos de la curvatura del flujo pues la proporción entre la altura y el ancho es diferente al caso de bobinados concéntricos. La

ventaja es sin embargo que el esfuerzo axial puede ser reducido mediante el uso de un mayor número de grupos, lo cual reduce los Ampere-espiras por grupo con ello la densidad de flujo en los canales es reducida, pero si la reactancia se mantiene el ancho del canal podría ser incrementado para que la reducción de la fuerza sea lograda a expensas del factor de espacio.

Como se aprecia la dirección radial predominante del campo origina fuerzas en dirección axial con mayor intensidad a la radial, cuando el bobinado es balanceado, al considerar tomas en uno de los bobinados las fuerzas con dirección radial podrían tomar importancia en el análisis.

3.2 Principios del Cálculo de Fuerzas Electromagnéticas.

El cálculo de esfuerzos es generalmente orientado a transformadores con bobinados concéntricos, y el conocimiento de las ecuaciones de Clark-Maxwell en coordenadas cilíndricas para obtener una solución formal de la densidad de flujo y con ello la fuerza en cualquier punto de un modelo de transformador ideal, el cual tendrá características semejantes al modelo real. Las ecuaciones de Maxwell en su forma genérica son:

$$\nabla \times \vec{H} = \vec{J} + \frac{\partial \vec{D}}{\partial t} \quad \dots\dots\dots (3.2)$$

$$\nabla \cdot \vec{B} = 0 \quad \dots\dots\dots (3.3)$$

$$\nabla \times \vec{E} = -\frac{\partial \vec{B}}{\partial t} \quad \dots\dots\dots (3.4)$$

$$\nabla \cdot \vec{D} = \rho \quad \dots\dots\dots (3.5)$$

donde: \vec{H} : Intensidad magnética o campo magnético.

\vec{B} : Densidad magnética o inducción magnética.

\vec{E} : Campo eléctrico.

\vec{D} : Inducción eléctrica o polarización.

\vec{J} : Densidad de corriente.

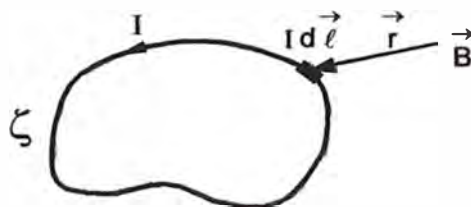
ρ : Densidad de carga.

Adicionalmente serán usadas otras expresiones que en algunos casos se derivan de las ecuaciones anteriores:

$$\vec{B} = \nabla \times \vec{A} \quad \dots\dots\dots (3.6)$$

$$\nabla^2 \vec{A} = -\mu_0 \vec{J} \quad \dots\dots\dots (3.7)$$

$$\vec{F} = \oint_{\zeta} I d\vec{\ell} \times \vec{B} \quad \dots\dots\dots (3.8)$$



donde: \vec{A} : Potencial vectorial magnético.

I : Corriente del circuito.

\vec{F} : Fuerza magnética sobre el circuito.

μ_0 : Permeabilidad del espacio libre.

3.2.1 Cálculo de Fuerzas Radiales.

La fuerza radial en bobinados concéntricos se calcula considerando la simetría de rotación en las bobinas. En ese sentido, en un transformador el primario y secundario, con Ampere-espiras iguales y opuestas, el flujo común sería nulo, a no ser por la corriente de vacío de pequeña magnitud, tanto así que su efecto puede despreciarse. La Fig. 3.5, muestra como los flujos se superponen originando nuevas configuraciones considerando cada bobina como un solenoide infinito se realiza el diagrama H (A-esp/m).

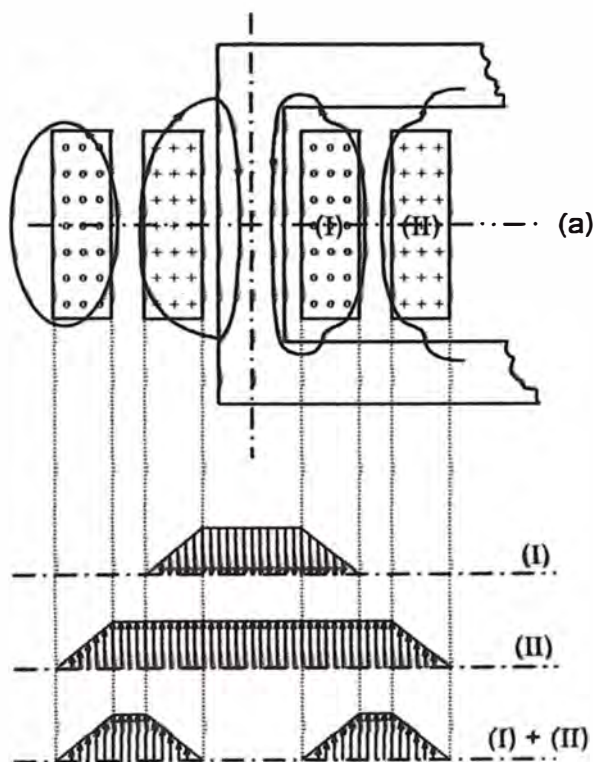


Fig. 3.5 Aproximación del campo magnético en dirección axial

La Fig. 3.5, en su parte inferior (I+II), muestra la superposición de los campos dados por sus vectores H, el campo final es el producto de los flujos

de dispersión, el cual puede imaginarse como creado por el canal de fuerzas magnetomotrices (canal entre bobinados) que se aprecia en (a). El supuesto de considerar un campo de magnitud constante en el interior de cada bobina origina la distribución lineal decreciente del interior al exterior de cada bobinado, debido a que el campo es directamente proporcional al número de espiras o Ampere-espiras.

Realizada la explicación anterior, si (ni) es el valor instantáneo de los Ampere-espiras en cada bobinado, entonces la intensidad de flujo en el canal es:

$$H = \frac{ni}{h} \Rightarrow B = \mu_0 \frac{ni}{h} \dots\dots\dots(3.9)$$

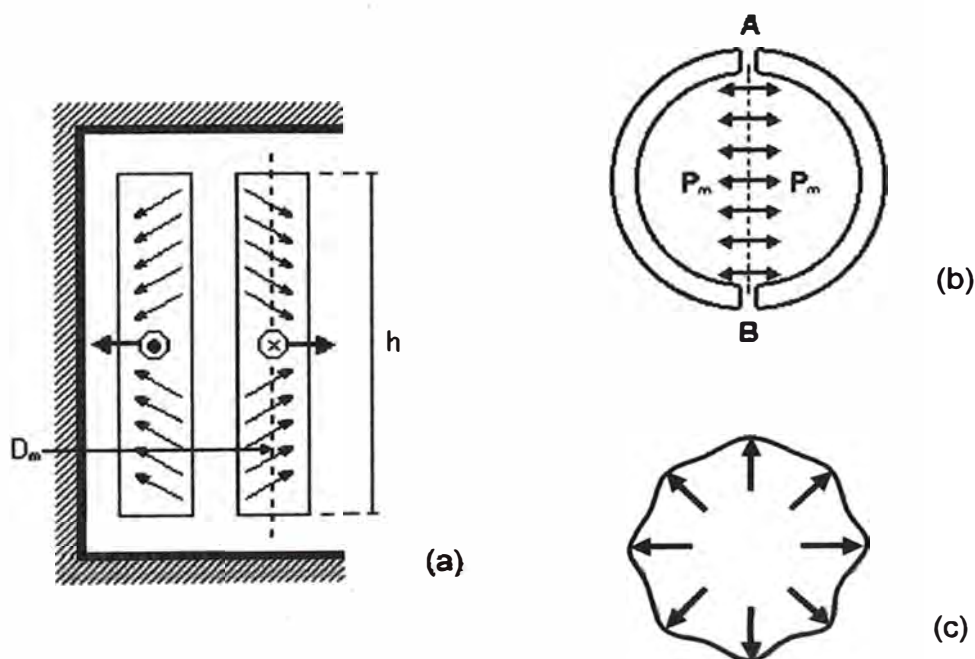


Fig. 3.6 Acción de la fuerza radial sobre el bobinado

Considerando la dispersión del flujo despreciable en los extremos, todos los Ampere-espiras (ni) de cada bobinado es representado por una densidad de flujo promedio $\frac{1}{2} B$, con dicha expresión será calculada la fuerza sobre un bobinado de diámetro medio D_m y longitud h , Fig. 3.6 (a).

El cálculo de la fuerza radial es mediante la ec. (3.8):

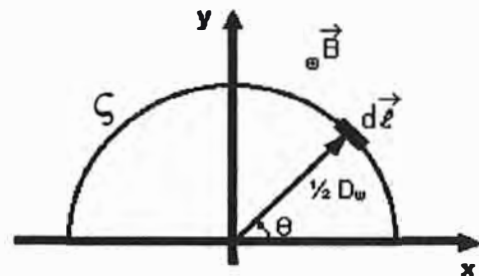
$$\vec{P}_m = \int_S (ni) d\vec{\ell} \times \frac{1}{2} \vec{B}$$

$$\vec{P}_m = \int_0^\pi (ni) \left(\frac{D_m}{2} d\theta \hat{e}_\theta \right) \times \left(\mu_0 \frac{ni}{2h} \hat{k} \right)$$

$$\vec{P}_m = \frac{\mu_0 (ni)^2 D_m}{4h} \int_0^\pi \hat{e}_\theta \times \hat{k} d\theta$$

$$\vec{P}_m = \frac{\mu_0 (ni)^2 D_m}{2h} \hat{y}$$

$$P_m = \frac{2 \pi (ni)^2 D_m}{h \cdot 10^7}$$



$$\hat{e}_\theta = -\text{sen}\theta \hat{x} + \text{cos}\theta \hat{y}$$

$$\hat{e}_\theta \times \hat{k} = \text{cos}\theta \hat{x} + \text{sen}\theta \hat{y}$$

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

..... (3.10)

La fuerza P_m representada en la Fig. 3.6 (b), tiene acción en ambas direcciones del diámetro AB, debido a ello el cálculo anterior se realizó sobre la mitad de la espira, por el hecho de tener simetría respecto al diámetro mostrado. El valor de P_m (ec. 3.10) se encuentra expresado en Newton [N], como la interpretación en esta unidad puede ser algo abstracta, usualmente se expresa en toneladas, resultando:

$$P_m = \frac{2 \pi (ni)^2 D_m}{h \cdot 10^{11}} \text{ [tons]} \quad \dots\dots\dots (3.11)$$

donde:

P_m : Fuerza en extremos del diámetro AB [tons]

D_m : Diámetro medio del bobinado [mm]

h : Longitud axial del bobinado [mm]

: Corriente de cortocircuito (ec. 3.1) [A]

n : Número de espiras

La fuerza radial P_m es de igual magnitud y dirección opuesta en ambos bobinados, produciendo en el bobinado externo una excesiva elongación en los conductores debido a la falta de apoyos externos que contribuyan al amortiguamiento. El bobinado interno sin embargo se asemeja a un tubo que tiende a colapsar bajo presión externa, originándose ondulación de los conductores o "buckling", por acción de los distanciadores Fig. 3.6 (c).

3.2.2 Cálculo de Fuerzas Axiales.

3.2.2.1 Método de Ampere-espiras residuales.

Método propuesto por H.O. Stephen, es uno de los primeros métodos usados para realizar el cálculo de estas magnitudes, el cual consiste en dividir en dos grupos cualquier arreglo de bobinas concéntricas donde la suma de Ampere-espiras sea cero, cada grupo con Ampere-espiras balanceados, en donde uno de ellos produce el campo axial y el otro el

campo radial. Los Ampere-espiras que actúan radialmente producen el correspondiente flujo radial el cual causa la fuerza axial.

Los Ampere-espiras radiales actúan en cualquier punto de los bobinados y se calculan tomando la suma algebraica de Ampere-espiras del primario y secundario entre el punto y el extremo de los bobinados. La curva dibujada para todos los puntos es llamado residual o diagrama de Ampere-espiras del cual el método toma el nombre. Por tanto se infiere que para bobinados sin tomas de igual longitud y sin desplazamiento axial no hay Ampere-espiras residuales, indicando que no existe fuerza axial entre ellos, aunque si actué una fuerza de compresión sobre los mismos.

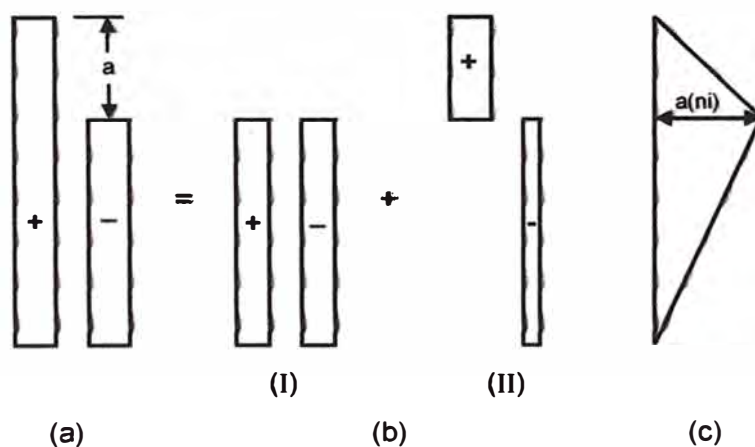


Fig. 3.7 Determinación de los Ampere-espiras residuales

La Fig. 3.7, ilustra el método para determinar la distribución de Ampere-espiras, en el caso simple de bobinados concéntricos teniendo una fracción “a” de la longitud total “tapped out” en un extremo del bobinados exterior. Los arreglos (I) y (II) de la Fig. 3.7(b), son grupos de Ampere-espiras

balanceados, los cuales cuando se superponen producen el arreglo original de bobinas. El diagrama de Ampere-espiras resultante es el triángulo mostrado en la Fig. 3.7(c), con un valor máximo de $a(n_i)$ donde (n_i) representa los Ampere-espiras de cada bobinado primario o secundario.

Para determinar la fuerza axial es necesario determinar el flujo radial producido por los Ampere-espiras radiales, en otras palabras conocer la longitud efectiva de la ruta magnética radial para todos los puntos a lo largo del bobinado. Se asume para ello que esta longitud es constante y no varía con la posición axial del bobinado, lo cual fue corroborado mediante pruebas, obteniéndose razonable exactitud.

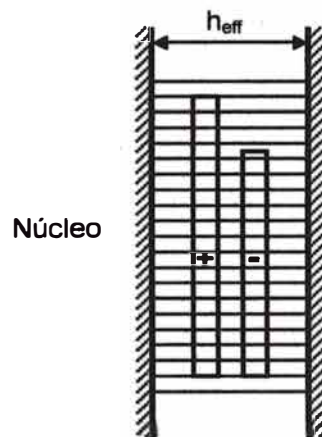


Fig. 3.8 Circuito magnético asumido para el flujo radial del método de Ampere-espiras

Los bobinados son tratados como si estuvieran en una ranura donde un lado representa la superficie del núcleo y el otro un límite imaginario a la distancia h_{eff} que representa la longitud efectiva de la ruta de la componente

radial del flujo. La Fig. 3.8, muestra dicha condición, donde se observa además al flujo, representado por líneas rectas, el cual es inversamente proporcional a la distancia del eje del núcleo.

La fuerza axial es proporcional a la longitud del conductor, por ejemplo al radio del bobinado, la fuerza sobre los dos bobinados es la misma aunque ambos fueran lados de bobinas rectas, con el diámetro de la espira media del transformador, en una ranura recta, h_{eff} es elegido para dar la densidad de flujo en el diámetro medio del transformador.

Establecidas las condiciones el cálculo de la fuerza axial se procede como sigue, h_{eff} lo llamaremos longitud efectiva de trayecto del flujo radial y B_r la densidad de flujo en el diámetro medio del transformador; como el valor medio de los Ampere-espiras es $\frac{1}{2}(ni)a$, entonces:

$$B_r = 4 \pi \times \frac{a(ni)}{2h_{\text{eff}}} 10^{-4} \quad [\text{T}]$$

y la fuerza axial en cada bobinado de (ni) Ampere-espiras es:

$$P_A = 4 \pi \times 10^{-7} \times \frac{a(ni)^2}{2h_{\text{eff}}} \times \pi D_m \quad [\text{N}]$$

Donde D_m y h_{eff} son el diámetro medio y longitud efectiva de trayecto del flujo radial, son magnitudes expresadas en milímetros, como se explico

anteriormente es usual expresar la fuerza en toneladas [ton], entonces la ecuación anterior se expresa como:

$$P_A = \frac{2 \pi a (ni)^2}{10^{11}} \times \frac{\pi D_m}{h_{eff}} \quad [\text{tons}] \quad \dots\dots\dots (3.12)$$

El segundo factor en ec. (3.12), $\pi D_m/h_{eff}$, se le llamara en adelante permeancia por unidad de longitud de columna del flujo radial, referido al diámetro medio del transformador, esta magnitud depende del tamaño del transformador, la configuración del núcleo y bobinados. Puesto que los Ampere-espiras y el diagrama de Ampere-espiras residuales son obtenidos fácilmente, para muchos arreglos, el problema radica en el cálculo de la permeancia por unidad de longitud ha ser usado en cada caso.

El cálculo de la permeancia fue tratado por muchos investigadores, inicialmente se uso el trabajo extendido de Rogoswki para el cálculo de la reactancia en bobinados alternados, pero mediante pruebas se concluyo que las expresiones determinadas por este método no pueden generalizarse, ello fue confirmado por Küchler quien advirtió que el método de Rogoswki falla en muchos casos dando una expresión empírica basada en años de experiencia para el arreglo mostrado en la Fig. 3.7, el propone ($h_{eff} = 0,022 h$), donde h es la longitud axial del bobinado del transformador, mediciones muestran que dicha aproximación da buenos resultados en ciertos casos específicos, pero Küchler no indica como dicho valor puede ser obtenido para otros arreglos de bobinas [1].

Otro inconveniente es el efecto de las columnas adyacentes en el análisis [1], pues muestra que las fuerzas son mayores en la columna media de un transformador trifásico con gran parte considerable de la interacción entre columnas debido a los Ampere-espiras de las columnas adyacentes.

Para efectos de diseño se toma en cuenta la fuerza ejercida sobre la columna media del transformador trifásico, siendo esta similar a la producida sobre las bobinas de transformadores monofásicos. Finalmente se elige una expresión practica a ser usada, independientemente del tamaño del núcleo y dependiendo solo de su configuración. Se define la permeancia por unidad de longitud, $\pi D_m/h_{eff}$, la cual es apropiada para propósitos prácticos, entonces la ec.(3.12) se expresa como:

$$P_A = \frac{2 \pi a (ni)^2}{10^{11}} \times \Lambda \quad \text{[tons]} \quad \dots\dots\dots (3.13)$$

Donde $\Lambda = \pi D_m/h_{eff}$ y la ec.(3.13) dan la fuerza axial para todos los transformadores sin importar el tamaño físico.

M. Waters [1], presenta valores para la permeancia Λ , obtenidos empíricamente mediante pruebas y resume los resultados en dos tablas establecidas para configuraciones específicas. La Tabla No 1, fue obtenida para cargas monofásicas sobre cada columna, los valores mostrados de la Tabla No 2, son adecuados para el cálculo de la fuerza sobre la columna media de un transformador con carga trifásica.

Tabla No 1

| Columna | $\Lambda \left(\frac{\text{Alt. de ventana}}{\text{Diam. del núcleo}} = 4,2 \right)$ | $\Lambda \left(\frac{\text{Alt. de ventana}}{\text{Diam. del núcleo}} = 2,3 \right)$ |
|----------|---|---|
| Exterior | 3,6 | 4,5 |
| Central | 4,2 | 5,0 |

Bobinados concéntricos de igual longitud sin desplazamiento axial .- es un caso particularmente ideal representado en la Fig. 3.6(a), donde el número de Ampere-espiras residuales es nulo, sin embargo en ambos bobinados se ejerce una fuerza axial de compresión hacia el centro donde la suma de ellas cerca del punto medio axial se calcula mediante [1]:



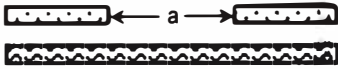

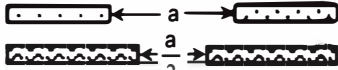



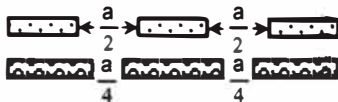

$$P_C = \frac{2 \pi^2}{10^{11}} \cdot \frac{(ni)^2 D_m}{h^2} \left[d_0 + \frac{t_1 + t_2}{3} \right] \text{ [tons)} \quad \dots\dots\dots (3.14)$$

Donde (ni) son los Ampere-espiras en un bobinado, D_m el diámetro medio del transformador, h la longitud de los bobinados, d_0 ancho del canal entre bobinas, t_1 y t_2 espesor radial de las bobinas.

Si el valor de los (ni) corresponde al pico asimétrico de la corriente de cortocircuito cuando el transformador es conectado a un sistema infinito con factor de asimetría 1,8 (IEC 76-5), la expresión propuesta [1] en este caso es:

$$P_C = \frac{50,8 \times U}{e_z \times f \times h} \text{ [tons)} \quad \dots\dots\dots (3.15)$$

Tabla No 2

| Arreglo de bobinas | Diagrama Ampere-espiras | P_A [tons] | $\Lambda \left(\frac{\text{Alt. de ventana}}{\text{Diam. del núcleo}} = 4,2 \right)$ | $\Lambda \left(\frac{\text{Alt. de ventana}}{\text{Diam. del núcleo}} = 2,3 \right)$ |
|---|---|---|---|---|
| <p>A</p>  |  | $\frac{2 \pi a(ni)^2 \Lambda}{10^{11}}$ | 5,5 | 6,4 |
| <p>B</p>  |  | $\frac{\pi a(ni)^2 \Lambda}{2 \times 10^{11}}$ | 5,8 | 6,6 |
| <p>C</p>  |  | $\frac{\pi a(ni)^2 \Lambda}{4 (1 - \frac{1}{2} a) \times 10^{11}}$ | 5,8 | 6,6 |
| <p>D</p>  |  | $\frac{\pi a(ni)^2 \Lambda}{8 \times 10^{11}}$ | 6,0 | 6,8 |
| <p>E</p>  |  | $\frac{\pi a(ni)^2 \Lambda}{16 (1 - \frac{1}{2} a) \times 10^{11}}$ | 6,0 | 6,8 |

Donde “U” es la potencia en kVA por fase, “e_z” impedancia en p.u., “f” la frecuencia en (Hz), “h” la longitud axial del bobinado en mm.

La compresión axial total es representada por P_C, la repartición de esta carga total entre los bobinados depende de muchos factores y es relativamente diferente entre extremos y la columna central, siendo por lo general de mayor magnitud en la columna central. Pruebas muestran que el bobinado interior siempre cuenta con mas del 50% de la carga total P_C en la gran mayoría de casos, y por regla general se tiene que la carga es repartida entre los bobinados en un 65 – 75% de la fuerza total en el bobinado interior y el resto sobre el bobinado externo.

La figura 3.9, muestra las curvas de compresión axial para este tipo de bobinado obtenidas de un transformador experimental [1], donde por conveniencia se uso solo una parte de las espiras totales. Las ordenadas representan la fuerza entre espiras a lo largo del bobinado debido a la acción de la corriente.. En estos resultados se puede apreciar efectivamente una acción predominante de la fuerza sobre el bobinado interior.

Bobinados concéntricos de igual longitud axial y desplazamiento axial.-

configuración análoga al caso anterior pero con desplazamiento axial entre bobinas, lo cual produce una fuerza (P_A)que incrementa el desplazamiento:

$$P_A = \frac{4 \pi a (1 - \frac{1}{2} a) (ni)^2 \Lambda}{10^{11}} \quad \text{[tons]} \quad \dots\dots\dots (3.16)$$

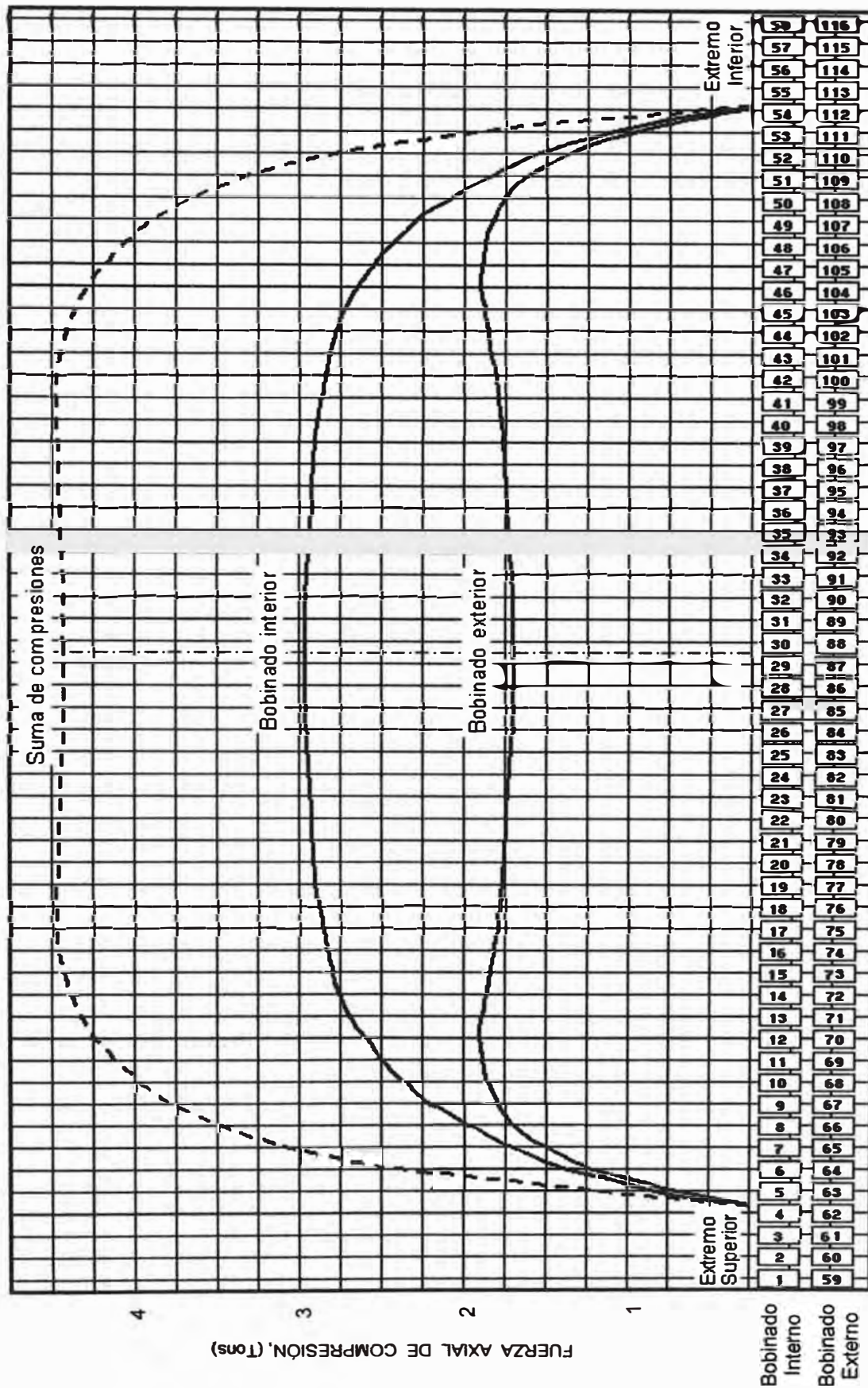


Fig. 3.9 Curvas de compresión axial del bobinado concéntrico sin tomas

Donde “a” es el desplazamiento axial expresado como fracción de la longitud de los bobinados y “ Λ ” se toma de la Tabla No 1.

La fuerza debido al desplazamiento axial es prácticamente uniforme a través de los bobinados, puesto que en cada uno de ellos la compresión se incrementa desde cero en un extremo al valor dado por la ec. (3.16), el cual es ejercido contra la sujeción del otro extremo.

Si “Z” es la fuerza entre bobinas necesaria para producir la unidad de desplazamiento (debido a la elasticidad del aislamiento en ambas bobinas), “ a_0 ” es el pequeño desplazamiento inicial, y “a” el desplazamiento final.

$$P_A = (a - a_0) Z \quad (\text{fuerza elástica})$$

$$P_A = \frac{4 \pi a (ni)^2 \Lambda}{10^{11}} \quad (\text{fuerza electromagnética despreciando } \frac{1}{2} a \text{ en comparación con la unidad})$$

$$(a - a_0) Z = \frac{4 \pi a (ni)^2 \Lambda}{10^{11}} \quad \Rightarrow \quad a = a_0 \times \frac{Z}{Z - \frac{4 \pi (ni)^2 \Lambda}{10^{11}}}$$

$$P_A = \frac{4 \pi a_0 (ni)^2 \Lambda}{10^{11}} \times \frac{Z}{Z - \frac{4 \pi (ni)^2 \Lambda}{10^{11}}} \quad \dots\dots\dots (3.17)$$

De los resultados anteriores tenemos que ambos la fuerza y el desplazamiento se incrementan indefinidamente cuando:

$$Z - \frac{4 \pi (ni)^2 \Lambda}{10^{11}} = 0$$

Definiéndose el valor crítico de Ampere-espiras, dado por:

$$(ni)_{\text{crít.}} = 9 \times 10^4 \sqrt{\frac{Z}{\Lambda}} \quad \dots\dots\dots (3.18)$$

Para cualquier valor de Ampere-espiras mayor que $(ni)_{\text{crít.}}$, la fuerza será incrementada considerablemente debido a un pequeño desplazamiento, siendo la falla inminente.

El parámetro Z es la fuerza en toneladas [tons], para mover los centros de gravedad eléctricos de ambos bobinados por unidad de longitud, el movimiento de cada bobinado puede ser calculado por separado, considerando el aislamiento en los extremos sometido a compresión plana con una elasticidad equivalente calculada de la longitud "h", el área "A" y módulo de elasticidad "E". Por tanto el valor de Z para uno de los bobinados es:

$$Z = \frac{h}{\frac{1}{3} \left(\frac{h_1}{E_1 A_1} + \frac{h_2}{E_2 A_2} \right) + \frac{h_3}{E_3 A_3}} \quad [\text{tons}] \quad \dots\dots\dots (3.19)$$

donde:

h = Longitud del bobinado.

h_1 = Longitud total de los espaciadores.

A_1 = Área total de los espaciadores.

E_1 = Módulo de elasticidad de los espaciadores.

Los subíndices 2 y 3 hacen referencia a las mismas magnitudes para el aislamiento del conductor y el aislamiento en el extremo del bobinado,

respectivamente. Si Z_1 y Z_0 son los valores calculados para los bobinados, entonces el valor efectivo para el transformador es dado por:

$$\frac{1}{Z} = \frac{1}{Z_1} + \frac{1}{Z_0} \quad \dots\dots\dots(3.20)$$

Aunque el colapso del bobinados debido a los $(ni)_{crit.}$ pueda ser evitado mediante un diseño adecuado, la fuerza debido al desplazamiento axial inicial no puede ser evitada, puesto que es imposible alinear los centros eléctricos adecuadamente.

La Tabla No 2, muestra configuraciones particulares para los cuales la permeancia Λ tiene un valor determinado, los detalles del cálculo de la fuerza axial para estas configuraciones se muestran a continuación:

(1) Bobinados concéntricos con tomas en un extremo.- este arreglo corresponde al caso (A) de la Tabla No 2, el cual fue desarrollado inicialmente durante la explicación del método de Ampere-espiras residuales, sin embargo debe señalarse que este arreglo es poco usado en la practica debido a los grandes esfuerzos producidos.

(2) Transformador con tomas en el centro del bobinado exterior.- es uno de los arreglos frecuentemente usados en transformadores de media y baja potencia, dicho arreglo corresponde al caso (B) de la Tabla No 2, para el cálculo del flujo radial los bobinados son repartidos en dos grupos de Ampere-espiras debidamente balanceados como se muestra en la Fig. 3.10,

donde el grupo de bobinados (II) produce el diagrama de Ampere-espiras mostrado en (c). Las dos mitades del bobinado externo están sujetas a fuerzas en direcciones opuestas hacia los yugos mientras en el bobinado interno a una fuerza de compresión axial de magnitud similar es ejercida en el centro. El máximo valor de Ampere-espiras radiales que actúa es solo la mitad en comparación al caso anterior, por otra parte cada grupo de Ampere-espiras residuales del diagrama Fig. 3.10(c), cubre solo la mitad de cada bobinado. En consecuencia la fuerza axial es solo la cuarta parte de la ec. 3.13, y es dada por:

$$P_A = \frac{\pi a(ni)^2 \Lambda}{2 \times 10^{11}} \quad \text{[tons]} \quad \dots\dots\dots (3.21)$$

donde Λ , es el correspondiente valor indicado en la Tabla No1.

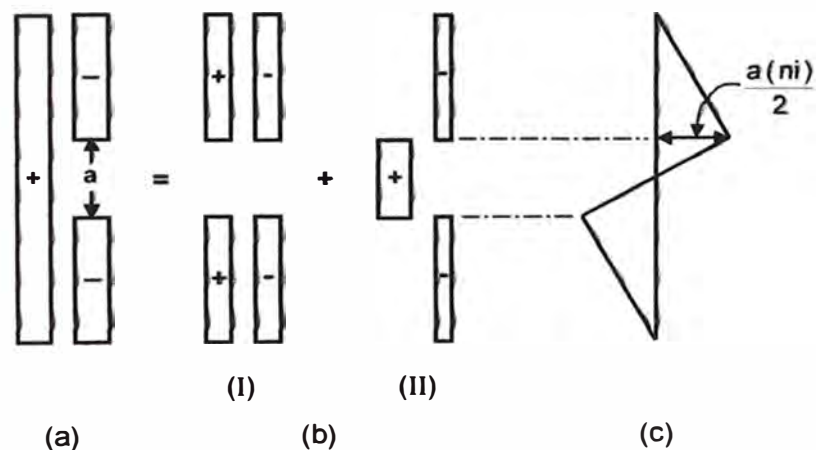


Fig. 3.10 Determinación del diagrama de Ampere-espiras residuales para el bobinado con tomas centrales

Se muestran curvas experimentales Fig. 3.11, realizadas sobre un arreglo de este tipo [1], se debe de aclarar que la ec. 3.21, permite el cálculo de los interceptos de las curvas del bobinado exterior sobre las ordenadas de los extremos del los bobinados, las cuales son de igual magnitud y ejerciendo presión sobre los puntos de sujeción extremos. La máxima compresión es mayor que esta para la compresión en el bobinado exterior cuando el conmutador esta en posición máxima.

(3) Tomas en el centro del bobinado exterior y disposición discontínua del bobinado interior.- arreglo de bobinas concéntricas correspondiente al caso (C) de la Tabla No 2, la fuerza en el caso previo es reducida por disposición discontínua del bobinado interno, con lo cual se reduce a la mitad los Ampere-espiras radiales referidos al caso anterior.

En este arreglo particular se origina una fuerza de impulsión axial en el bobinado interior cuando el conmutador esta en posición máxima y otra de similar magnitud sobre el bobinado externo en el caso de posición mínima. En la posición media no hay fuerzas adicionales apreciables comparadas con el bobinado sin tomas. Cuando el conmutador se encuentra en posición mínima, la impulsión axial en los extremos es calculada mediante:

$$P_A = \frac{\pi a(n_i)^2 \Lambda}{4(1 - \frac{1}{2}a) \times 10^{11}} \quad \text{[tons]} \quad \dots\dots\dots (3.22)$$

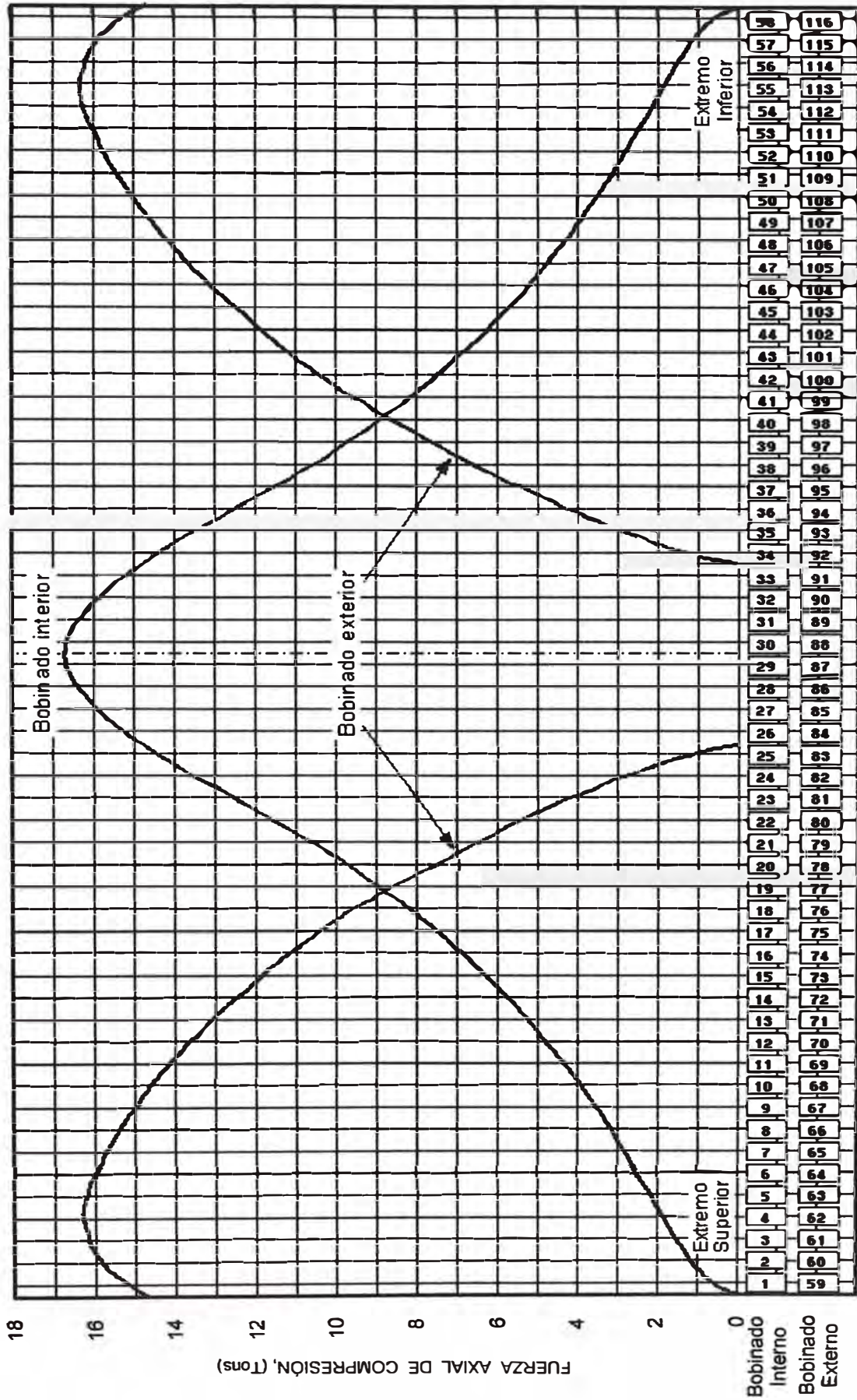


Fig. 3.11 Curvas de compresión axial del con tomas centrales en el bobinado exterior

Donde “a” es la fracción de tomas que se encuentran fuera del circuito, estas son compensadas por $(\frac{1}{2} a)$ omitido del bobinado sin tomas. El diagrama de ampere-espiras residuales es mostrado en la Tabla No 2, y el valor de “ Λ ” es igual para la ec. 3.21. La máxima compresión en cada bobinado una vez mas excede la impulsión axial calculada anteriormente por la compresión la cual ocurrirá en el bobinado sin tomas.

(4) Arreglo con tomas simétricamente repartidas en los extremos del bobinado exterior.- arreglo correspondiente al caso (D) de la Tabla No 2, la distribución de las fuerzas de compresión axial en ambos bobinados es mostrado en la Fig. 3.13 (curvas de trazo continuo), la fuerza axial sobre cada cuarto de bobina debido a las tomas es calculada mediante:

$$P_A = \frac{\pi a (ni)^2 \Lambda}{8 \times 10^{11}} \quad \text{[tons]} \quad \dots\dots\dots (3.23)$$

Donde “a” es la fracción de tomas que se encuentran fuera del circuito, y “ Λ ” es el correspondiente valor de la Tabla No 2. Esta fuerza es del mismo orden a la ejercida en el bobinado sin tomas y una impulsión axial al extremo aparece en el bobinado con tomas solo cuando el valor de P_A calculado por la ec. 3.23, excede la compresión del bobinado exterior sin tomas.

(5) Arreglo con tomas simétricamente repartidas en los extremos del bobinado exterior y discontinuidad del bobinado interior.- arreglo correspondiente al caso (E) de la Tabla No 2, este arreglo representa el caso

limite para lograr reducir las fuerzas, curva discontinua Fig. 3.13, muestra el efecto de introducir brechas en el bobinado interno (sin tomas) de longitud igual a la mitad de las producidas por las secciones con tomas, la fuerza sobre cada cuarto de bobinado es calculada mediante:

$$P_A = \frac{\pi a(ni)^2 \Lambda}{16 \times 10^{11}} \quad \text{[tons]} \quad \dots\dots\dots (3.24)$$

Cuando el conmutador se encuentra en posición máxima Fig. 3.12 (b), y

$$P_A = \frac{\pi a(ni)^2 \Lambda}{16 (1 - \frac{1}{2} a) \times 10^{11}} \quad \text{[tons]} \quad \dots\dots\dots (3.25)$$

Cuando el conmutador esta en posición mínima Fig. 3.12 (a). En esta ecuación "a" es fracción de la longitud axial total de las tomas que se encuentran fuera del circuito, las cuales son compensadas por las dos brechas del bobinado sin tomas teniendo una fracción de longitud total equivalente a "1/2 a".

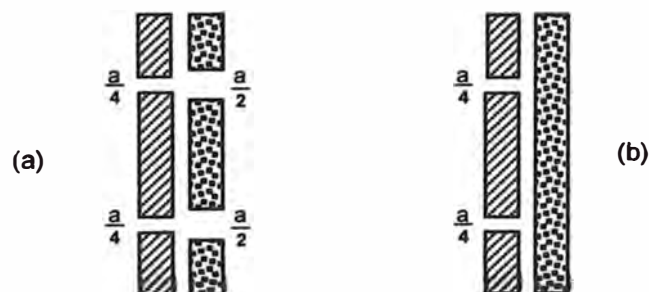


Fig. 3.12 Repartición simétrica de las tomas en el bobinado

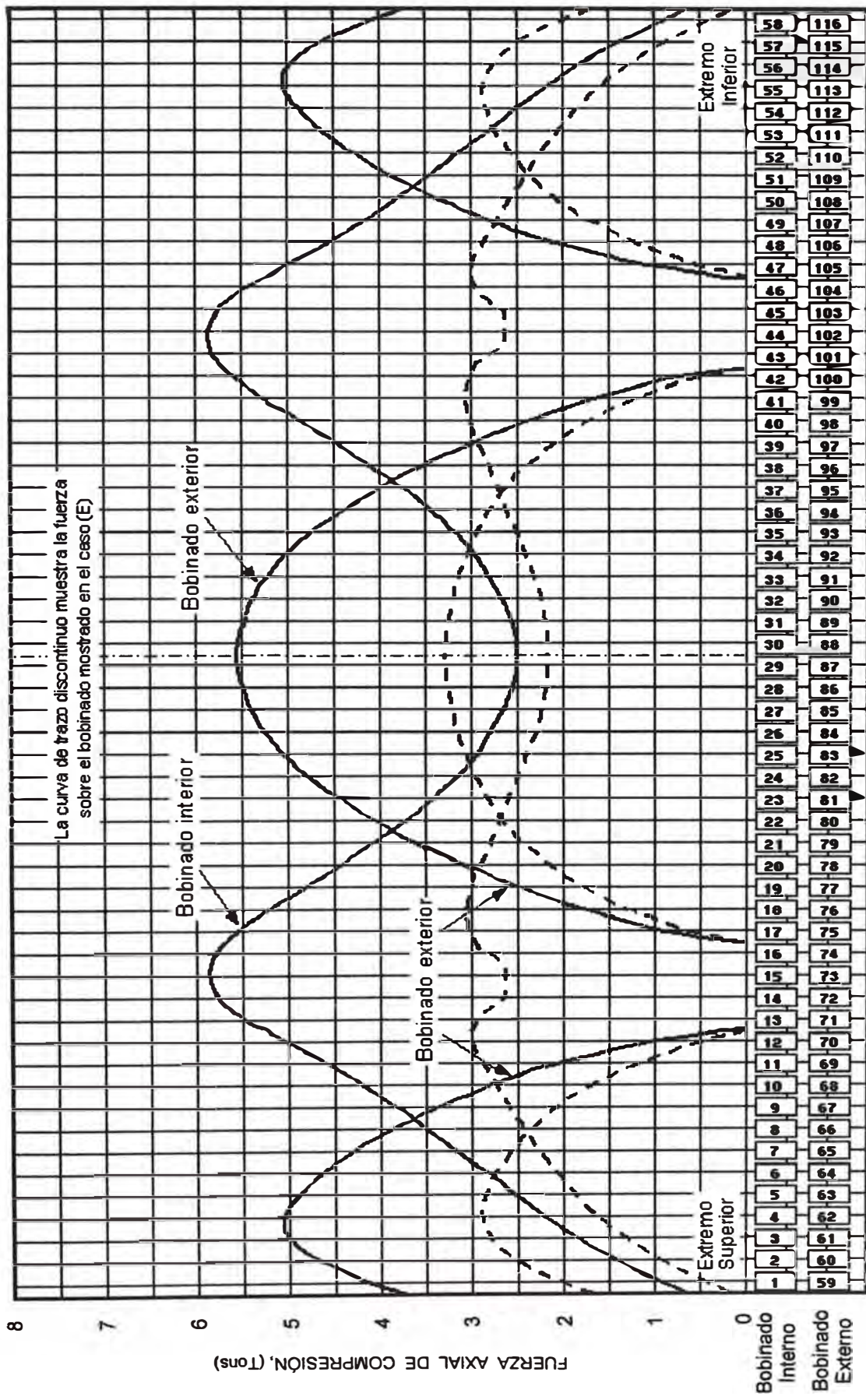


Fig. 3.13 Curvas de compresión axial para tomas repartidas sobre el bobinado exterior

Como se ha podido apreciar los casos expuestos anteriormente enfocan el cálculo de las fuerzas axiales como conjunto sobre los bobinados, es necesario por tanto tener un enfoque genérico de la fuerza ejercida sobre las bobinas individuales, lo cual se detalla a continuación:

(a) Bobinados sin tomas.- el mas alto esfuerzo individual ocurre en los extremos de los del bobinado como lo muestra las pendientes de las curvas en la Fig. 3.9, pruebas [1] muestran sin embargo que las fuerzas sobre las espiras extremas de los bobinados interior y exterior son aproximadamente iguales como puede verse en la Fig. 3.9.

La presencia del núcleo es despreciada por ejercer mínima influencia, lo cual conduce a una formulación sencilla de la fuerza. La fuerza axial total sobre las espiras extremas de los bobinados es dada por [1]:

$$P_A = 0,366 q P_r \log_{10} \left(1 + \frac{4d_1^2}{w^2} \right) \quad [\text{tons}] \quad \dots\dots\dots (3.26)$$

Donde “q” son los Ampere-espiras del bobinado en el extremo, expresados como una fracción del total, w es el ancho axial de una espira, es decir la dimensión axial del conductor mas el aislamiento, d₁ el ancho del canal equivalente dado por [d₀ + ½(t₁+t₂)], h la longitud del bobinado y P_r es resultado de:

$$P_r = \frac{2 \pi^2 (ni)^2 D_m}{10^{11} \times h} \quad \dots\dots\dots (3.26.a)$$

(b) Tomas en el centro del bobinado exterior.- la mayor fuerza es ejercida sobre las espiras adyacentes a la porción sin tomas del bobinado, sobre ellas se ejerce un esfuerzo máximo de inflexión cuando sectores de distanciadores son usados. La fuerza sobre las espiras del bobinado exterior adyacentes a la brecha es teóricamente calculada por:

$$P_A = 0,733 qP_r \log_{10} \left(\frac{2a'}{w} + 1 \right) \quad \text{[tons]} \quad \dots\dots\dots (3.27)$$

Usando la misma notación de la ec. 3.26, pero con a' representando la longitud axial del bobinado sin tomas.

Las pruebas [1] muestran que la ec. 3.27 da buenos resultados con errores del 10% en los ciertos casos analizados. Cuando las fuerzas son reducidas mediante la inclusión de brechas en el bobinado sin tomas (ejem. Caso (C), Tabla No 2), la ec. 3.27 puede ser usada para calcular la fuerza sobre las espiras adyacentes a la brecha de compensación del bobinado sin tomas, en cuyo caso a' sería la longitud de la brecha, puesto que esta reducción es usualmente dada sobre el bobinado interno, la presencia del núcleo tiende a incrementar en un mínimo la fuerza calculada por la ecuación anterior.

El cálculo de las fuerzas sobre espiras adyacentes a las brechas para los otros casos es mediante la ec. 3.27, remplazando adecuadamente el valor de a' según sea la distribución.

III.2.2.2 Método de Imágenes.

La fuerza electromagnética sobre los bobinados fue calculada también mediante la técnica de imágenes, Pichon y Hochart [1] obtuvieron resultados prácticos y simplificados para ser usados con la ayuda de una PC. El método bidimensional fue aplicado, considerando las bobinas como barras rectangulares de longitud infinita de sección transversal y distribución de corriente uniforme, situados en una ventana cerrada de hierro que es tomada como frontera Fig. 3.14.

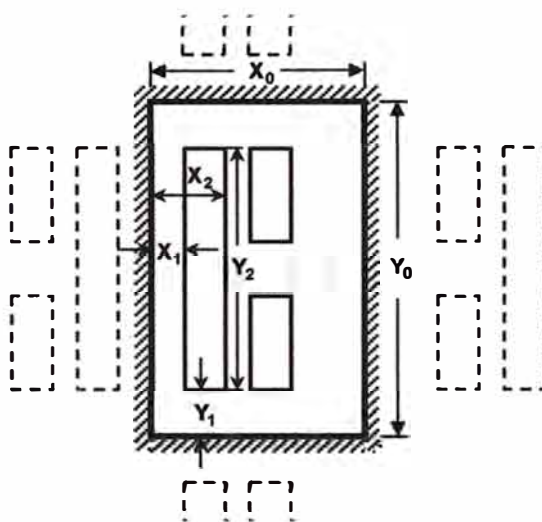


Fig. 3.14 Representación bidimensional de los bobinados del transformador

Si A es el vector potencial en cualquier punto dentro de la ventana, entonces las ecuaciones diferenciales que gobiernan el campo son obtenidas mediante la ec. 3.7:

$$\vec{A} = A_z \hat{k}$$

$$\frac{\partial^2 A_z}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 A_z}{\partial y^2} = 0 \quad \text{..... (3.28)}$$

$$\frac{\partial^2 A_z}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 A_z}{\partial y^2} = 4 \pi i_d \quad \text{..... (3.29)}$$

Donde la ec. 3.28, define el potencial en el espacio entre los bobinados y la ec. 3.29, es indicada en la sección transversal de los bobinados, además i_d representa la densidad de corriente a través de uno de los bobinados. En la frontera de hierro se cumplen las condiciones de Newman, las cuales indican que el campo magnético es perpendicular a las paredes de hierro que rodean a los bobinados. Los resultados finales de la resolución son dados a continuación:

$$F_X = - \sum_M \sum_N \frac{\pi}{X_0} \frac{(NI)_p}{\left(\frac{\pi X_{2P}}{X_0} - \frac{\pi X_{1P}}{X_0} \right) \left(\frac{\pi Y_{2P}}{Y_0} - \frac{\pi Y_{1P}}{Y_0} \right)} P_{MN} \times \left[\cos M \frac{\pi X_{2P}}{X_0} - \cos M \frac{\pi X_{1P}}{X_0} \right] \left[\frac{\text{sen } N \frac{\pi Y_{2P}}{Y_0} - \text{sen } N \frac{\pi Y_{1P}}{Y_0}}{N} \right] \quad \text{..... (3.30)}$$

$$F_Y = \sum_M \sum_N \frac{\pi}{Y_0} \frac{(NI)_p}{\left(\frac{\pi X_{2P}}{X_0} - \frac{\pi X_{1P}}{X_0} \right) \left(\frac{\pi Y_{2P}}{Y_0} - \frac{\pi Y_{1P}}{Y_0} \right)} P_{MN} \times \left[\frac{\text{sen } M \frac{\pi X_{2P}}{X_0} - \text{sen } M \frac{\pi X_{1P}}{X_0}}{M} \right] \left[\cos N \frac{\pi Y_{2P}}{Y_0} - \cos N \frac{\pi Y_{1P}}{Y_0} \right] \quad \text{..... (3.31)}$$

$$(A_{MN})_n = \frac{(NI)_n}{\left(\frac{\pi X_{2n}}{X_0} - \frac{\pi X_{1n}}{X_0}\right) \left(\frac{\pi Y_{2n}}{Y_0} - \frac{\pi Y_{1n}}{Y_0}\right)} \times \left[\frac{\text{sen} \frac{M \pi X_{2n}}{X_0} - \text{sen} \frac{M \pi X_{1n}}{X_0}}{M} \right] \left[\frac{\text{sen} \frac{N \pi Y_{2n}}{Y_0} - \text{sen} \frac{N \pi Y_{1n}}{Y_0}}{N} \right] \dots\dots (3.32)$$

$$P_{MN} = \frac{4}{\pi} \frac{X_0}{Y_0} \frac{H_{MN}}{M^2 + N^2 \left(\frac{X_0}{Y_0}\right)^2} \sum_{n=1}^{n=k} (A_{MN})_n \dots\dots (3.33)$$

Las ec. 3.30 – 3.33, representan la solución completa para la fuerza radial F_x y axial F_y sobre el p^{esimo} bobinado. Los símbolos $(X_{1P}; Y_{1P})$, $(X_{2P}; Y_{1P})$, $(X_{2P}; Y_{2P})$ y $(X_{1P}; Y_{2P})$, son las coordenadas de los extremos del p^{esimo} bobinado y X_0 e Y_0 las dimensiones de la ventana según se muestra en la Fig. 3.14, $(NI)_p$ y $(NI)_n$ representan los Ampere–espiras del p^{esimo} y n^{esimo} bobinado respectivamente. El termino P_{MN} es el campo del transformador y para obtener esto la expresión $(A_{MN})_n$ para el n^{esimo} bobinado es sumado en el intervalo $[1;k]$, donde k es el número de bobinados. El símbolo H_{MN} usado en la expresión P_{MN} toma los siguientes valores:

$$H_{MN} = 1 \quad \text{Si } M = 0 \text{ y } N = 0$$

$$H_{MN} = 2 \quad \left(\begin{array}{l} \text{Si } M = 0 \text{ y } N \neq 0 \\ \text{Si } M \neq 0 \text{ y } N = 0 \end{array} \right)$$

$$H_{MN} = 4 \quad \text{Si } M \neq 0 \text{ y } N \neq 0$$

Los valores de F_x y F_y dados por las ec. 3.30 y 3.31 respectivamente tienen que ser multiplicados por $1,02 \times 10^{-8} \times \pi D_m$ para obtener la fuerza en kg., cuando (NI) representa el valor instantáneo de Ampere-espiras cuando la fuerza es requerida, D_m tiene las mismas unidades a X_0 , Y_0 , etc.

CAPÍTULO IV

EFFECTOS CAUSADOS POR ESFUERZOS MECÁNICOS

4.1 Esfuerzo Mecánico en Bobinados del Transformador.

La parte activa interior del transformador (bobinas), es sometida a esfuerzos electromagnéticos en condiciones normales de operación, pero al producirse la falla por cortocircuito la fuerza electromagnética se incrementa hasta ejercer mayor esfuerzo del que pueda ser soportado por la estructura del bobinado, produciéndose el inminente colapso. Los tipos de falla son clasificados [13], como sigue:

- **Falla radial** Fenómeno de ondulación (buckling) del bobinado interior.
Elongación excesiva del bobinado exterior.
- **Falla axial** Desmoronamiento o resquebrajamiento del bobinado.
Deslizamiento o ladeo de las espiras.
Deformación plástica axial de las espiras.

Distorsión del bobinado en puntos de discontinuidad (transposiciones, intersecciones, etc) como resultado del soporte insuficiente[12].

Como se aprecia la estructura esta sometida a continuos esfuerzos mecánicos producto del cortocircuito, debido a ello la resistencia mecánica del equipo debe ser tal que garantice la continuidad de funcionamiento.

• **Colapso Radial.-** el esfuerzo sobre el anillo del bobinado exterior, producto de la fuerza radial, ec. 3.11, al considerar un bobinado con n espiras cada una de las cuales tiene una sección transversal a_c [mm²], es:

$$\sigma_{prom.} = \frac{(ni)^2 \pi D_m}{h n a_c \times 10^{11}} \quad [\text{ton/mm}^2] \quad \dots\dots\dots (4.1)$$

agrupando :

$$\sigma_{prom.} = \frac{i^2}{h} \times \frac{n \pi D_m}{a_c} \times 10^{-11} \quad [\text{ton/mm}^2]$$

De la expresión anterior tenemos que $n\pi D_m$, es la longitud total del conductor en el bobinado, además:

$$R_{dc} = \rho \times \frac{n \pi D_m}{a_c}$$

donde:

ρ : Resistividad [Ohm-mm], a la temperatura standard de 75°

R_{dc} : Resistencia en continua [Ohm]

Reemplazando R_{dc} y la ec. 3.1, en el cálculo del esfuerzo para el pico del primer ciclo de la corriente de cortocircuito, en la expresión de σ_{prom} tenemos:

$$\sigma_{prom} = \frac{(1,8 \sqrt{2})^2 I_n^2 R_{dc}}{e_z^2 \rho h \times 10^{11}} \quad [\text{ton/mm}^2]$$

Finalmente sustituyendo el valor numérico de la resistividad del cobre (ρ) a 75 °C:

$$\sigma_{prom} = 0,00298 \frac{W_{cu}}{h} \left(\frac{1}{e_z} \right)^2 \quad [\text{ton/mm}^2] \quad \dots\dots\dots (4.2)$$

donde:

W_{cu} : $I^2 R_{dc}$ pérdidas del cobre en un bobinado [kW] a 75°C y corriente nominal.

h : Longitud axial del bobinado [mm]

e_z : Impedancia en p.u.

Las pérdidas W_{cu} , son referidas en “d.c.” y no en “a.c.” a 75°C, para obtener los valores en “a.c.”, solo se deducirá el 10 o 15% con el fin de obtener un valor adecuado, los limites establecidos para el esfuerzo radial son variados correspondiendo cada uno al “know how” de la industria en

nuestro caso tomamos como limite máximo 6×10^{-3} ton/mm² [5], el cual corresponde al menor valor encontrado en la bibliografía disponible.

El esfuerzo sobre el bobinado interno no ocasiona una simple elongación en anillo sobre las espiras (bobinado exterior) Fig. 3.6(b), originándose una combinación de compresión en anillo y concentración de la fuerza sobre el bobinado, los análisis realizados muestran que la magnitud relativa de los esfuerzos depende de la rigidez de los distanciadores.

Si el bobinado interno es tipo disco, entonces cada disco esta sujeto a fuerza radial por milímetro de longitud de conductor:

$$P_r = \frac{2 \sigma_{prom} n_c a_c}{D_m} \quad \text{[ton/mm]} \quad \dots\dots\dots (4.3)$$

donde:

σ_{prom} : Esfuerzo medio (4.2)

a_c : Área transversal de la espira [mm²]

n_c : Número de espiras totales.

D_m : Diámetro medio de cada bobinado

La fuerza total es expresado mediante:

$$P_{rw} = 2 \pi \sigma_{prom} n_c a_c \quad \text{[ton]} \quad \dots\dots\dots (4.4)$$

Si tenemos un bobinado interno con distribución de capas, con la capa externa sin distanciadores, el esfuerzo será $1\frac{1}{2}$ veces el valor medio dado por ec. 4.2.

En una estructura aislada, la rigidez de los soportes radiales es tan pequeña que solo puede asumir una pequeña parte de la carga, en consecuencia la falla del bobinado es usualmente por ondulamiento de espiras "buckling", la estructura aislante tiene como función proporcionar el soporte con suficiente rigidez para estabilizar el anillo, lo cual indicará que si el espacio radial entre los soportes fuera lo suficientemente corto de tal modo que la carga crítica que soporta el bobinado fuera mayor a la desarrollada durante el cortocircuito, será posible evitar daño permanente sobre el bobinado.

El efecto "buckling" es clasificado [13], de forma genérica como sigue:

- (a) Deformación "buckling" ocurre entre espaciadores radiales Fig. 4.1(a); sin embargo es muy pequeña como para afectar el funcionamiento del bobinado, en consecuencia no se adopta esta como condición crítica.
- (b) Deformación plástica Fig. 4.1(b); ocurre repentinamente después del "buckling" (a).
- (c) "Buckling" Fig. 4.1(c); ocurre sin relación a los espaciadores radiales, cuando el arco entre ellos es estrecho y la deformación es inhibida por el núcleo, press-board, papel, etc.

Las magnitudes de (a), (b) y (c) serán representadas por q_d , q_p y q_c respectivamente; donde el “buckling” q será clasificado como sigue:

$$\text{Si } q_c > q_d \geq q_p \quad q = q_d$$

$$\text{Si } q_c > q_p > q_d \quad q = q_p$$

$$\text{Si } q_c \leq q_p \quad q = q_c$$

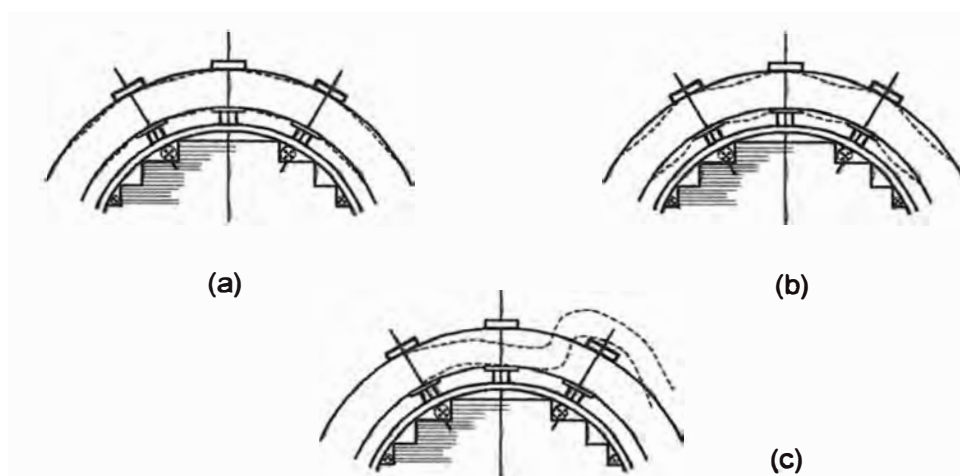


Fig. 4.1 Deformación del bobinado interno

(a) q_d

El esfuerzo del “buckling” σ_{cr} plástico puede ser expresado mediante:

$$\sigma_{cr} = \left(\frac{1}{4} E_s + \frac{3}{4} E_t \right) \frac{m^2}{9} \left(\frac{a_c}{R} \right)^2 \quad \dots\dots\dots (4.5)$$

donde:

E_s : Módulo secante de los conductores.

E_t : Módulo tangente de los conductores.

m : Número de soportes al interior del bobinado.

a_c : Espesor de los conductores.

La curva característica del esfuerzo " σ " - tensión " ε " de los conductores se asume como sigue:

$$\sigma = \sigma_0 \varepsilon^\eta \quad \dots\dots\dots (4.6)$$

donde:

σ_0, ε son constantes

Entonces:

$$E_s = \left(\frac{\sigma}{\varepsilon} \right)_{\varepsilon=\varepsilon} \quad E_s = \left(\frac{\partial \sigma}{\partial \varepsilon} \right)_{\varepsilon=\varepsilon}$$

Si $\sigma = \sigma_{cr}$, de la ec. 4.5 y 4.6, se obtiene lo siguiente:

$$q_d = \left\{ \frac{m^2(1+3\eta)}{36} \right\}^\eta \sigma_0 \left(\frac{a_c}{R} \right)^{2\eta+1} n_c^{\chi_1} b_c \quad \dots\dots\dots (4.7)$$

donde:

b_c : Ancho de los conductores.

χ_1 : Constante $0,8 \leq \chi_1 \leq 1,5$

n_c : Número de conductores por espira.

(b) q_p

Para esta deformación es aplicado el método de diseño limite y se obtiene:

$$q_p = \frac{4 \sigma_e n_c^{\chi_2} b_c a_c^2}{\ell^2} \quad \dots\dots\dots (4.8)$$

donde:

χ_2 : Constante $1,0 \leq \chi_2 \leq 1,5$

σ_e : Constante, en el caso de cobre templado, $\sigma_e \in [1000;1200]$ kg/cm².

ℓ : longitud del arco entre soportes radiales (cm).

(c) q_c

$$q_c = k \xi_1 \xi_2 n_c^{\zeta \chi_3} b_c \left(\frac{a_c}{R} \right)^{3\zeta} \quad \dots\dots\dots (4.9)$$

donde:

k : Constante.

ξ_1 : Constante para los soportes interiores.

$$1,0 \leq \xi_1 \leq 5,0$$

ξ_2 : Constante por el efecto de vibración en dirección axial.

$$0,6 \leq \xi_2 \leq 1,0$$

χ_3 : Constante para la flexibilidad de la rigidez

$$1,4 \leq \chi_3 \leq 2,0$$

ζ : Constante determinada por la construcción de la bobina.

$$0,5 \leq \zeta \leq 2,0$$

Como q_d , q_c y q_p , varían visiblemente con la construcción de la bobina, los materiales, el diseño y los métodos de construcción, es imposible generalizar los valores empíricos de las ec. 4.7 – 4.9, por ello los autores [13],

recomiendan a las compañías establecer estas constantes de acuerdo a sus respectivos diseños.

Sin embargo E. Fischer, da una expresión teórica, mediante la cual calcula el esfuerzo promedio (σ_{prom}) considerando el bobinado interno como un tubo bajo presión externa:

$$\sigma_{prom} = \frac{1}{12} Z^2 E \left(\frac{b}{D} \right)^2 \quad \dots\dots\dots (4.10)$$

donde:

σ_{prom} : Valor medio del esfuerzo de compresión en bobinado o capa.

Z : Número de soportes sobre la circunferencia.

E : Módulo de elasticidad del cobre (o aluminio).

b : Dimensión radial del conductor.

D : Diámetro medio del bobinado.

La ec. 4.10 es una expresión práctica que puede ser usada en diversos diseños, sin embargo según el reporte de E. A. Mankin muestra que son necesarios conceptos adicionales para optimizar la estructura del bobinado.

Por otro lado el esfuerzo sobre el bobinado exterior producido por la fuerza radial con dirección hacia el exterior, origina una tensión en anillo (hoop tensión) y al exceder el límite elástico del material, el bobinado será permanentemente estirado. La deformación moderada puede contribuir al

colapso axial de la bobina por desmoronamiento de las espiras; en casos extremos la de ruptura del conductor o la eventual ruptura de las capas de papel (aislamiento) es posible.

- **Colapso Axial.-** las fuerzas radiales originadas por la componente radial del campo electromagnético provocan el colapso del bobinado principalmente por ladeo de los conductores, pues el efecto de las pérdidas por corrientes de Eddy establecen que el ancho de los conductores sea paralelo al eje axial de la bobina.

Existen reportes experimentales que indican la carga permisible que puede soportar un bobinado tipo disco (entre 1 a 4 ton/pulg²), además M. Waters [1] desarrolló un método de cálculo con dicho fin. Hay dos fuerzas que se oponen al ladeo del conductor, la primera es debido al cobre, la cual es resistente a la deformación y la segunda es debido al soporte del conductor. Una expresión para la carga crítica causada por el colapso es obtenida considerando la resistencia de los momentos del conductor de cobre y los soportes extremos a este por separado.

La Fig. 4.2(a), muestra el tipo de colapso al que nos referimos, para simplificar el desarrollo numérico cada vuelta será considerada como un anillo circular completo, y si el colapso está de acuerdo a la Fig. 4.2(a), cada una tendrá un ladeo con respecto al centro de la sección transversal asemejándose a una forma cónica. Si tenemos una carga ω por unidad de

longitud del conductor y los conductores sufren un ladeo por un pequeño ángulo θ , el desplazamiento de los conductores origina dos torques sobre cada unidad de longitud, expresados como sigue:

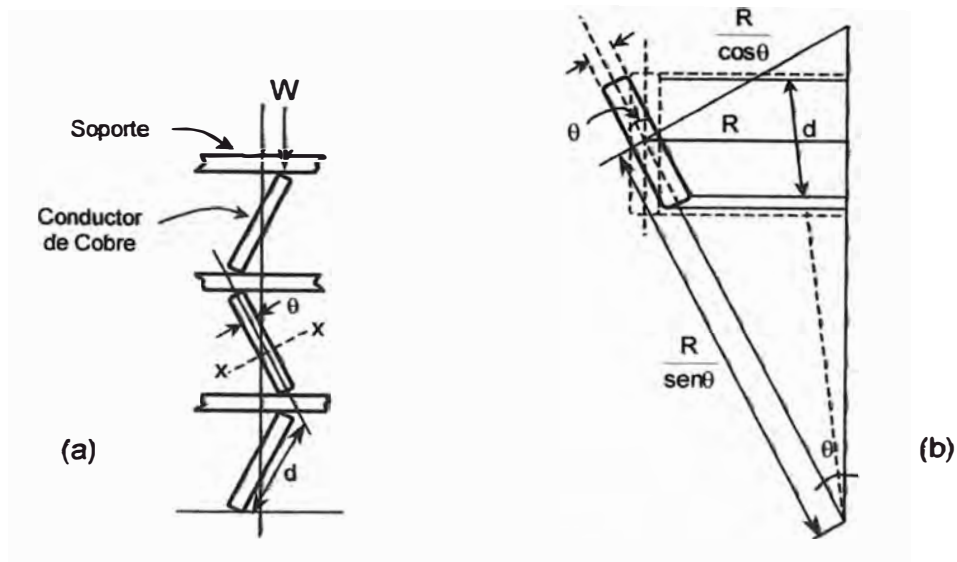


Fig. 4.2 Ladeo en bobinado tipo Disco

Tendiendo a incrementar θ : $\omega d \text{ sen}\theta$

Tendiendo a reducir θ : $\frac{E_c I_c \text{ sen}\theta}{R^2}$ (4.11)

donde:

ω : Carga axial por unidad de longitud del conductor.

d : Dimensión axial del conductor.

R : Radio de la espira.

E_c : Módulo de elasticidad del cobre (aluminio).

I_c : Momento de inercia da la sección transversal del conductor, respecto al eje perpendicular del eje de la bobina (X-X en Fig. 4.2(a))

El primer termino de las ec. 4.11, representa el momento debido a la carga ω , el segundo es obtenido de la Fig. 4.2(b), pues inicialmente el conductor forma parte de un anillo con curvatura R , mediante la acción de una fuerza sobre el conductor este se inclina un ángulo θ , asemejándose la espira a un cono truncado, con curvatura en el plano vertical de $R/\text{sen}\theta$ a lo largo del conductor, además el momento del ladeo permanece constante e igual a $E_c I_c \text{sen}\theta/R$, por ultimo la energía almacenada por unidad de longitud de la fuerza es $\frac{1}{2}$ (momento de ladeo / radio de curvatura), entonces si C es el torque requerido para retorcer cada unidad de longitud del anillo un ángulo θ , entonces:

$$\frac{1}{2} C \theta = \frac{1}{2} \times E_c I_c \text{sen}^2 \theta / R^2$$

finalmente:

$$C = E_c I_c \text{sen}\theta / R^2$$

cuando θ es pequeño.

La fuerza requerida para cambiar el radio de curvatura de R a $R/\text{cos}\theta$, es despreciable puesto que $\text{cos}\theta \approx 1$ cuando θ es pequeño. Si ωd es menor que $E_c I_c / R^2$, cualquier desplazamiento angular pequeño causado por medios externos decrecería a cero cuando la influencia del disturbio sea removido. Si ωd es mayor que $E_c I_c / R^2$, cualquier pequeño desplazamiento causara el colapso inmediato. La condición $\omega d = E_c I_c / R^2$ define la carga critica:

$$W_{cr} = \frac{E_c I_c}{dR^2} \quad \left(\begin{array}{l} \text{por unidad de longitud} \\ \text{del conductor} \end{array} \right) \dots\dots\dots (4.12)$$

Si el conductor tiene un espesor radial de t , entonces $I_c = td^2/12$, ec. 4.12:

$$W_{cr} = \frac{E_c t}{12} \left(\frac{d}{R} \right)^2$$

$$f_{cr} = \frac{W_{cr}}{t} = \frac{E_c}{12} \left(\frac{d}{R} \right)^2 \quad \dots\dots\dots (4.13)$$

donde f_{cr} representa el esfuerzo axial crítico en el cobre.

Si la bobina tiene n vueltas, la carga crítica para cada bobinado será:

$$W_{cr} = \frac{n \pi E_c t d^2}{6 R^2} \quad \dots\dots\dots (4.14)$$

$$= \frac{\pi E_c n a_c d}{6 R}$$

donde a_c es el área sección transversal del conductor.

Las ec. 4.13 – 4.14, permiten calcular el esfuerzo crítico y la carga solo debido al cobre, pero el par resistente debido a los soportes a ambos lados del conductor, tiende a oponerse al ladeo. M. Waters [1] cita una expresión

desarrollada por Stenkvisst y Torseke, la cual relaciona los fenómenos producidos por ambos torques:

$$\omega d \operatorname{sen}\theta = 2M_0 + \frac{E_c I_c \operatorname{sen}\theta}{R^2} \quad \dots\dots\dots (4.15)$$

donde M_0 es el torque en cada extremo del conductor debido a los distanciadores.

También se muestra que si hay m distanciadores axiales de ancho b , $2M_0$ resulta:

$$2M_0 = \frac{mnbct^2}{6d}$$

donde:

c : constante que depende del tipo de material del distanciador.

Finalmente la carga crítica se expresa mediante:

$$W_{cr} = \frac{mnbct^2}{6d} + \frac{\pi n E_c t d^2}{6R} \quad \dots\dots\dots (4.16)$$

La deformación plástica axial de las espiras es otro ejemplo del colapso axial, en este fenómeno los cables de los bobinados o espiras, están sujetos a deformación plástica en dirección axial debido a los canales entre espiras por efecto de la fuerza sobre ellos.

$$\sigma_{\max} = \frac{\omega \ell^2}{12} \times \frac{y}{I_0} \text{ [ton/mm}^2\text{]} \quad \dots\dots\dots (4.17)$$

donde:

ω : Carga por unidad de espira media [ton/mm].

I_0 : Momento de inercia.

y : Máxima distancia al eje neutro.

ℓ : Longitud del arco entre soportes radiales [mm].

El momento de inercia total “ I_0 ” se calcula sobre el disco mayor:

$$I_0 = \frac{n b d^3}{12}$$

donde:

n : Cantidad de conductores apilados radialmente.

b : Longitud radial del conductor.

d : Longitud axial del conductor.

Tomando en cuenta la inclinación plástica (ladeo) de los conductores, el esfuerzo es obtenido por la ec. 4.17, en dicha expresión el esfuerzo radial es despreciado, pero pruebas realizadas por k. Hiraishi [13] muestran un efecto mínimo. Las ecuaciones 4.14 y 4.17, establecen límites para la fuerza y esfuerzo axial respectivamente, las cuales solo aseguran prevención del posible ladeo de conductores en los bobinados.

4.2 Efectos Dinámicos de Fuerzas Electromagnéticas.

Al determinar el esfuerzo mecánico producido por la fuerza de cortocircuito, es necesario considerar la respuesta dinámica o la vibración mecánica del sistema complejo masa-resorte conformado por los bobinados y la estructura soporte, por la aplicación repentina de fuerzas pulsantes.

Típicamente la energía almacenada por la deflexión de los bobinados en este modo es casi completamente elástica, mediante pruebas [12], se tiene que el bobinado (interior) sometido a un esfuerzo radial, estará cercano al límite de estabilidad durante el “buckling”, es decir que las espiras tendrán una alta frecuencia de vibración después del “buckling”, en cuyo caso la inercia juega un papel primordial.

La elongación axial de la estructura del bobinado puede ser explorada por medio de la característica del modelo de fuerza axial. Las complejas propiedades de las fibras de aislamiento impregnadas con aceite tienen la representación mostrada en la Fig. 4.3.

Uno de los resortes representa la elasticidad estática del material y es determinado por una simple prueba de deflexión bajo carga, la otra columna muestra la combinación serie de un resorte que representa la elasticidad de la masa compuesta por el aceite y la celulosa del aislamiento y un embolo (Dash-Pot) que representa al amortiguamiento. El modelo completo consiste

de muchos elementos de masa que tienen fuerzas generadas internamente que son separados por la elasticidad y amortiguamiento de los mismos.

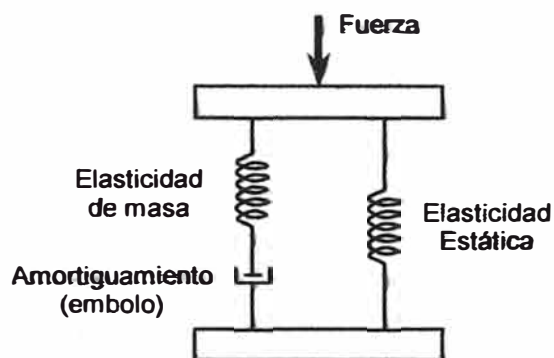


Fig. 4.3 Modelo Visco-elástico del bobinado con aislamiento

Mukund R. Patel [14], realizó un trabajo completo empleando el modelo de la Fig. 4.3, utilizando equivalentes que representen el bobinado en conjunto luego de realizar la integración numérica de las ecuaciones dinámicas del sistema resorte-masa, actualmente el método de elementos finitos (FEM) [16], para el diseño eléctrico y mecánico del transformador brindan mayor panorama y precisión del producto final

El análisis presentado por M. Waters [1], muestra un panorama genérico del comportamiento dinámico de la estructura, para ello se considera el bobinado como una estructura uniforme que vibra longitudinalmente, con extremos libres o fijos para el desplazamiento, según se muestra en la Fig. 4.4, según sea el caso de la estructura, la frecuencia natural es expresada por:

$$f_r = \lambda \sqrt{\frac{A_n \times E \times 9,81 \times 10^6}{ML}} \quad \dots\dots\dots (4.18)$$

donde:

f_r : Frecuencia de resonancia.

A_n : Área del aislamiento.

E : Módulo Total de la elasticidad del bobinado.

M : Masa del bobinado.

λ : Constante que depende de las condiciones a los extremos de la estructura y del modo de vibración.

L : Longitud del aislamiento del bobinado.

Los valores de λ son de acuerdo a:

Ambos extremos fijos $\lambda = 1/2$

Un extremo fijo y el otro libre $\lambda = 1/4$

Ambos extremos libres, nodo en el centro $\lambda = 1/2$

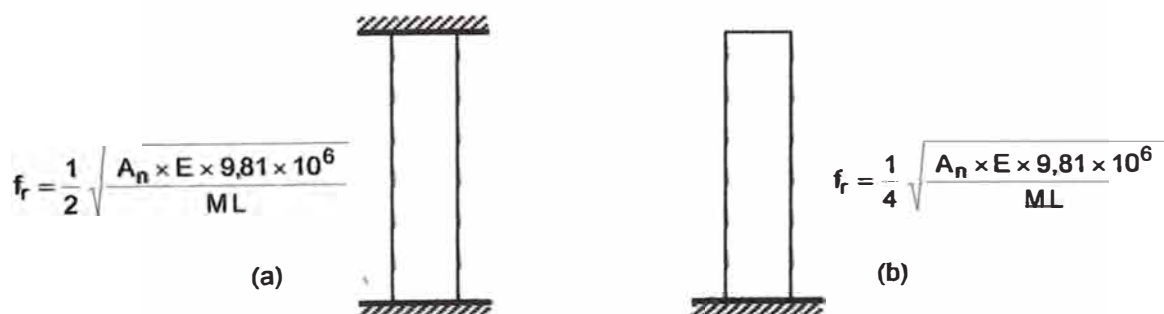


Fig. 4.4 Representación del bobinado y los soportes extremos

Cuando un extremo de los bobinados esta fijo y hay un soporte elástico en el otro con elasticidad K como se muestra en la Fig. 4.5(a), la frecuencia natural es obtenida mediante la solución de:

$$\tan 2\pi\lambda = -\frac{2\pi\lambda K'}{K} \quad \dots\dots\dots (4.19)$$

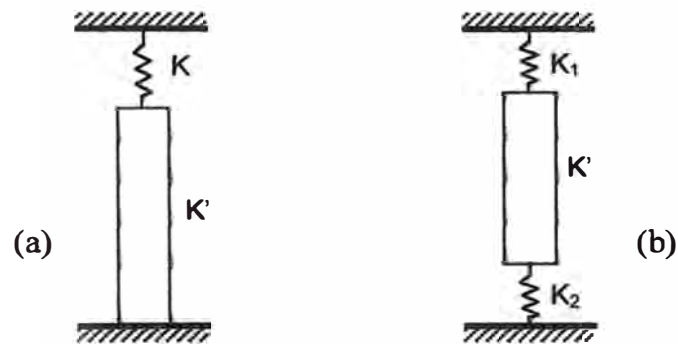


Fig. 4.5 Bobinado con soportes elásticos en los extremos

Para el cual λ es sustituido de la ec. 4.16, obteniendo la frecuencia natural mediante:

$$\tan \frac{f_r}{f^*} = -\frac{K'}{K} \frac{f_r}{f^*} \quad \dots\dots\dots (4.20)$$

K es la carga para producir el estiramiento de una unidad, por ejemplo ton/pulg, kg/cm, etc; además en la ec. 4.18, $A_n E/L$ representa la elasticidad

K' del bobinado. La ec. 4.20 puede ser resuelta para calcular f_r directamente, en dicha expresión f^* representa:

$$f^* = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{A_n \times E \times 9,81 \times 10^6}{ML}}$$

y es el parámetro que caracteriza la vibración del bobinado.

Cuando se presenta el caso (b) de la Fig. 4.5, la ecuación es:

$$\tan 2\pi\lambda = \frac{2\pi\lambda K'(K_1 + K_2)}{(2\pi\lambda K')^2 - K_1 K_2} \quad \dots\dots\dots (4.21)$$

Donde K_1 y K_2 se refieren a la elasticidad de los soportes extremos, alternativamente se tiene:

$$\tan \frac{f_r}{f^*} = \frac{K' \frac{f_r}{f^*} (K_1 + K_2)}{\left(K' \frac{f_r}{f^*} \right)^2 - K_1 K_2} \quad \dots\dots\dots (4.22)$$

Las ec. 4.19 – 4.22, tienen un número de soluciones correspondiente a los diferentes modos de vibración. Combinación de las configuraciones en la Fig. 4.4, representan los arreglos de la Tabla No 2 del capítulo precedente, para ello es necesario establecer los parámetros según sea el caso. La frecuencia natural no depende de la distribución radial del flujo, solo de los

soportes extremos, características del bobinado y modo de vibración, M.

Waters concluye al respecto:

- La frecuencia natural puede ser calculada de las características del bobinado y los soportes extremos.
- El bobinado de un transformador puede ser considerado como un sistema mecánico el cual tiene una frecuencia natural. Si la frecuencia de la fuerza aplicada se aproxima a esta frecuencia, la ampliación de la fuerza podría ocurrir.
- Para evitar la ampliación de la frecuencia natural del bobinado, podría estar lo bastante alejada de la frecuencia del sistema o del doble de ella.
- La frecuencia natural puede ser cambiada por una adecuada subdivisión de los bobinados, o la alteración de las características a un nivel diferente de preesfuerzo.

La determinación del modo de vibración será ilustrado con los ejemplos de la Fig. 4.6, la configuración (a) muestra un caso simple de bobinados uniformes, en cada uno hay dos fuerzas iguales actuando hacia el centro, razón por la cual se origina un nodo en el centro y como cada mitad corresponde al caso (a) de la Fig. 4.4, por tanto $\frac{1}{2}M$ y $\frac{1}{2}L$ serán sustituidos en la formula resultando:

$$f_r = \sqrt{\frac{A_n \times E \times 9,81 \times 10^6}{ML}}$$

La frecuencia de resonancia como se aprecia representa el doble de la frecuencia producida solo por una fuerza asimétrica, produciéndose un antinodo en el centro axial del bobinado. Por otro lado la Fig. 4.6 (b), muestra como la subdivisión del bobinado produce un doble arreglo simétrico con una frecuencia igual al doble del caso simétrico.

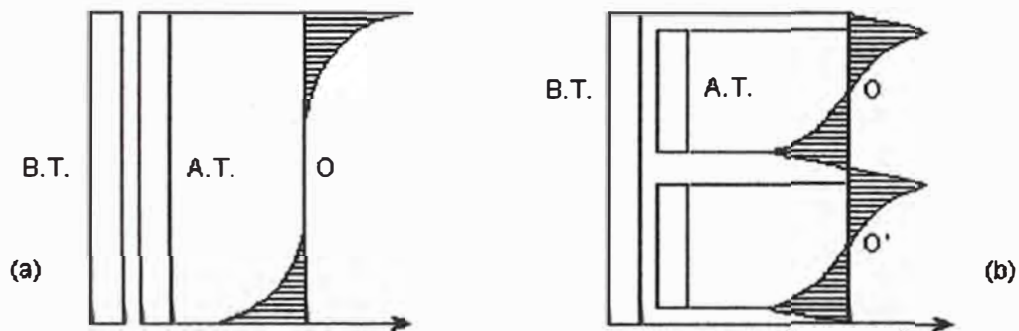


Fig. 4.6 Distribución del flujo de dispersión radial de dos configuraciones simétricas

En todos los casos es necesario el conocimiento de la distribución del flujo radial con ello y las Fig. 4.4 y Fig. 4.5, la elección del parámetro λ , debe ser óptima en el cálculo de la frecuencia natural según la ec. 4.16.

El cálculo del módulo de elasticidad E_n se realiza mediante:

$$E_n = \frac{E_p E_b}{E_p \frac{L_b}{L_n} + E_b \frac{L_p}{L_n}} \quad \dots\dots\dots (4.23)$$

donde:

E_n : Módulo de elasticidad equivalente del papel y pressboard

E_p : Módulo de elasticidad del papel.

E_b : Módulo de elasticidad del pressboard.

L_p : Long. axial equivalente del aislamiento del Cu..

L_b : Long. axial equivalente de dist. radiales.

L_n : $L_p + L_b$

En este caso es recomendable obtener una frecuencia de resonancia superior al doble de la frecuencia eléctrica, puesto que la fuerza electromagnética oscila con dicha frecuencia (ec. 2.2), pues de lograrse dicha condición la estructura entraría en un estado de vibración intensa, lo cual perjudicaría seriamente la estructura.

CAPÍTULO V

APLICACIÓN PRACTICA Y MODELO COMPUTACIONAL TRANSFORMADOR TRIFÁSICO DE 13 MVA, 66/10.5 KV, YND5

Como producto del desarrollo teórico para el esfuerzo mecánico durante el cortocircuito, se resume el procedimiento de cálculo referido a un transformador trifásico de 13 MVA, 66/10.5 kV, YNd5. Son usados los principios desarrollados en los Capítulos 3 y 4, sin embargo el cálculo de fuerzas axiales se realiza mediante el método de Ampere-espiras.

El desarrollo es realizado para la posición nominal del conmutador, equivale a decir sin tener en cuenta el bobinado de regulación, pues de ser considerado el método de Ampere-espiras no sería efectivo, ello no afecta de sobremanera los cálculos pues la inclusión de la bobina de regulación solo implica un incremento o decremento mínimo de la corriente, cuyo efecto es mínimo sobre la magnitud de la fuerza y no repercute en los resultados finales.

5.1 Detalles de Diseño.

Son resumidos a continuación los principales datos de diseño eléctrico del núcleo y bobinados necesarios para el desarrollo del presente cálculo, los cuales son expuestos en detalle en el Anexo A:

Datos Característicos

| | |
|---------------------------------------|----------------|
| Potencia | : 13 000 kVA |
| Tensión | : 66 / 10.5 kV |
| Tensión de cortocircuito (V_{CC}) | : 10,91 % |
| Frecuencia | : 60 Hz |
| Grupo de conexión | : YNd5 |

Corte del Núcleo

| | |
|---------------------------------|----------------------------|
| Diámetro de columna | : 400 mm |
| Altura de ventana | : 920 mm |
| Distancia entre ejes de columna | : 810 mm |
| Sección de transversal | : 1 140,46 cm ² |

Bobinados

Bobinado Interior 10.5 kV

| | |
|---------------------------|---------|
| Tipo | : Disco |
| Número de espiras totales | : 200 |
| Número de discos | : 50 |
| Número de espiras / disco | : 4 |

| | |
|----------------------------------|--|
| Conductor desnudo | : Pt. Cu 3,5x11,5 |
| Disposición | : 3 en paralelo - apilados radialmente |
| Espesor del aislamiento | : 0.4 mm |
| Longitud axial de bobina (Cu-Cu) | : 780 mm |
| Espesor radial de bobina | : 53 mm |
| Corriente nominal (fase) | : 412,7 A |
| Sección de espira | : 117,72 mm ² |
| Perdidas en el cobre | : 10 241,8 W |

Bobinado Exterior 66 kV

| | |
|----------------------------------|-------------------------|
| Tipo | : Disco |
| Número de espiras totales | : 726 |
| Número de discos | : 52 |
| Número de espiras / disco | : 14 |
| Conductor desnudo | : Pt. Cu 3,5x9,5 |
| Disposición | : 1 en paralelo |
| Espesor de aislamiento | : 0,6 mm |
| Longitud axial de bobina (Cu-Cu) | : 780 mm |
| Espesor radial de bobina | : 67 mm |
| Corriente nominal (fase) | : 113,72 A |
| Sección de espira | : 32,45 mm ² |
| Perdidas en el cobre | : 15 415,3 W |

5.2 Cálculo de Fuerzas Electromagnéticas Durante el Cortocircuito.

(a) Corrientes de Cortocircuito

Mediante la ec. 3.1:

$$I_{sc} = \frac{1,8 \sqrt{2} \text{ MVA} \times 10^6}{\sqrt{3} E e_z}$$

donde: I_{sc} : Valor pico de la corriente de cortocircuito asimétrico (A).

MVA : Potencia nominal del transformador (MVA)

E : Tensión nominal de línea (V)

e_z : Impedancia en por unidad del transformador

El cálculo referido al lado de 66 kV:

$$I_{sc} = \frac{1,8 \sqrt{2} \times 13 \times 10^6}{\sqrt{3} \times 66\,000 \times 0,1091} \Rightarrow I_{sc} = 2\,653,39 \text{ A}$$

La corriente por fase en el bobinado estrella es entonces:

$$I_{sc(\text{Fase})} = 2\,653,39 \text{ A}$$

Entonces el pico asimétrico de Ampere-espiras es:

$$\# \text{ espiras} \times I_{sc(\text{Fase})} = 726 \times 2\,653,39 \Rightarrow \text{Ampere - espiras} = 1,93 \times 10^6$$

(b) Fuerza Radial y Esfuerzos.

Bobinado Exterior

Las fuerzas a través de las dos mitades del bobinado exterior, Fig. 3.6 (b), se calcula mediante la ec. 3.11:

$$P_m = \frac{2 \pi (ni)^2 D_m}{h \cdot 10^{11}} \quad [\text{tons}]$$

donde:

P_m : Fuerza en extremos del diámetro AB [tons]

D_m : Diámetro medio del bobinado [mm]

h : Longitud axial del bobinado [mm]

i : Corriente de cortocircuito (ec. 3.1) [A]

n : Número de espiras

Los valores numéricos son los siguientes:

D_m : 661 mm

h : 780 mm

(ni) : $1,926 \times 10^6$

$$P_m = \frac{2 \pi (1,926 \times 10^6)^2 661}{780 \times 10^{11}} \quad \Rightarrow \quad P_m = 197,51 \text{ tons}$$

El esfuerzo promedio se calcula mediante la ec. 4.2:

$$\sigma_{\text{prom}} = 0,00298 \frac{W_{\text{cu}}}{h} \left(\frac{1}{e_z} \right)^2 \quad [\text{ton/mm}^2]$$

donde:

W_{cu} : $I^2 R_{dc}$ pérdidas del cobre en un bobinado [kW] a 75°C y I_N .

h : Longitud axial del bobinado [mm]

e_z : Impedancia en p.u.

Los valores numéricos son los siguientes:

W_{cu} : $0,9 \times 15\ 415,3 = 13\ 873,77\ W$ W_{cu} representa las pérdidas en d.c., las cuales son menores a las referidas en a.c., es por ello el decremento del 10% [1]

h : 780 mm

e_z : 0,1091

$$\sigma_{prom} = 0,00298 \frac{13,87377}{780} \left(\frac{1}{0,1091} \right)^2 \Rightarrow \sigma_{prom} = 4,453 \times 10^{-3} \text{ ton/mm}^2$$

Como $\sigma_{max} = 6 \times 10^{-3} \text{ ton/mm}^2$, en este caso el valor obtenido $\sigma_{prom} = 4,453 \times 10^{-3} \text{ ton/mm}^2$ resulta un valor aceptable, se debe tener en cuenta que la bobina de regulación actúa como refuerzo mecánico, amortiguando el efecto de la fuerza radial.

De manera ilustrativa se calcula la fuerza radial mediante ec. 4.4:

$$P_{rw} = 2 \pi \sigma_{prom} n_c a_c$$

donde:

σ_{prom} : Esfuerzo medio (4.2)

a_c : Área transversal de la espira [mm²]

n_c : Número de espiras totales.

Reemplazando valores numéricos:

$$\sigma_{prom} : 4,453 \times 10^{-3} \text{ ton}$$

$$a_c : 32,45 \text{ mm}^2$$

$$n_c : 726$$

$$P_{rw} = 2 \pi \times 4,453 \times 10^{-3} \times 726 \times 32,45 \quad \Rightarrow \quad P_{rw} = 659,17 \text{ ton}$$

La interpretación de las magnitudes P_m y P_{rw} es que la primera representa la fuerza en los extremos y la segunda un total de la sumatoria individual de la acción de P_m , como se aprecia en la Fig. 5.1

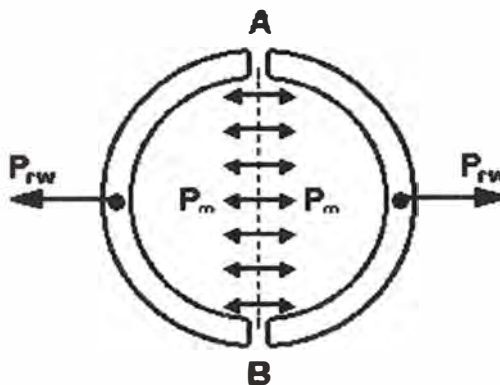


Fig. 5.1 Acción de las fuerzas sobre el bobinado de Alta Tensión

Bobinado Interior

El cálculo del esfuerzo promedio es del mismo modo al caso anterior:

$$W_{cu} : 0,9 \times 10\ 241,8 = 9\ 217,62 \text{ W}$$

$$h : 780 \text{ mm}$$

$$e_z : 0,1091$$

$$\sigma_{\text{prom}} = 0,00298 \frac{9,21762}{780} \left(\frac{1}{0,1091} \right)^2 \Rightarrow \sigma_{\text{prom}} = 2,96 \times 10^{-3} \text{ ton/mm}^2$$

Se verifica $\sigma_{\text{prom}} = 2,96 \times 10^{-3} < 6 \times 10^{-3}$

Análogamente la fuerza en los extremos se obtiene:

D_m : 487 mm

h : 780 mm

(ni) : $1,926 \times 10^6$

$$P_m = \frac{2 \pi (1,926 \times 10^6)^2 487}{780 \times 10^{11}} \Rightarrow P_m = 145,52 \text{ tons}$$

También la fuerza total P_{rw} :

σ_{prom} : $2,96 \times 10^{-3}$ ton

a_c : 117,72 mm²

n_c : 200

$$P_{rw} = 2 \pi \times 2,96 \times 10^{-3} \times 200 \times 117,72 \quad ; \quad P_{rw} = 437,68 \text{ ton}$$

Las magnitudes de P_m y P_{rw} tienen el mismo significado físico que el caso anterior, la diferencia radica sin embargo en la dirección sobre ellos, pues el sentido es opuesto.

El número mínimo de distanciadores axiales (Z) indica una condición crítica de "buckling", el cual se realiza mediante: ec. 4.10:

$$\sigma_{\text{prom}} = \frac{1}{12} Z^2 E \left(\frac{b}{D} \right)^2$$

donde:

σ_{prom} : Valor medio del esfuerzo de compresión en bobinado o capa.

Z : Número de soportes sobre la circunferencia.

E : Módulo de elasticidad del cobre (o aluminio).

b : Dimensión radial del conductor.

D : Diámetro medio del bobinado.

Los valores numéricos se muestran a continuación:

σ_{prom} : $2,96 \times 10^{-3}$ ton

E : $11,3 \text{ ton/mm}^2$

b : $3,5 \text{ mm}$ (se toma un conductor de los dos que conforman la espira)

D : 487 mm

$$Z = \sqrt{\frac{12 \times 2,96 \times 10^{-3}}{11,3} \times \left(\frac{487}{3,5} \right)^2} \Rightarrow Z = 7,801$$

El resultado anterior indica un número mínimo de 8 distanciadores axiales.

(c) Fuerzas Axiales.

El cálculo de fuerzas axiales se realiza considerando el caso crítico a fin de condicionar la estructura frente a situaciones extremas, al tener asimetría en la distribución axial de las espiras se genera un desbalance de Ampere-espiras entre el lado de A.T. y B.T., producto de ello se origina un

incremento de la fuerza axial, el cual es calculado por el Método de Ampere-espigas, caso contrario el método no es aplicable. Sin embargo se cuentan con expresiones que nos permiten calcular fuerzas axiales sobre bobinados que tienen simetría axial.

El desarrollo en curso se está realizando sobre un transformador de 13 MVA, 66/10,5 kV y YNd5, el cual cuenta con una bobina de regulación en serie a la bobina de A.T. con lo cual se obtiene una regulación de $\pm 10\%$ de la tensión nominal en A.T., lo cual permite lograr una simetría axial sobre los bobinados. Se debe señalar que los cálculos son referidos a tensión nominal por lo que la bobina de regulación queda de lado, ello como ya se explicó no repercute de sobremanera en los cálculos siguientes.

Conmutador en Posición Nominal

La Fig. 5.2, muestra la configuración que se adopta en este caso, la fuerza axial máxima de compresión se ejerce en el punto medio de los bobinados, cuya suma se calcula mediante ec. 3.15:

$$P_c = \frac{50,8 \times U}{e_z \times f \times h} \quad [\text{tons}]$$

Donde "U" es la potencia en kVA por fase, "e_z" impedancia en p.u., "f" la frecuencia en (Hz), "h" longitud axial del bobinado en mm.

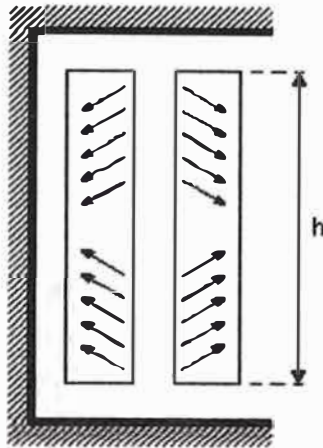


Fig. 5.2 Fuerza axial sobre los bobinados

Los valores numéricos en este caso son:

U : 13 000/3 kVA

f : 60 Hz

h : 780 mm

e_z : 0,1091

$$P_C = \frac{50,8 \times 13\,000}{3 \times 0,1091 \times 60 \times 780} \Rightarrow P_C = 43,11 \text{ ton}$$

Donde los $\frac{2}{3} P_C$ son ejercidos sobre el bobinado interior de B.T. y el resto sobre el bobinado exterior, de donde:

$$P_{A(B.T.)} = 28,74 \text{ ton}$$

$$P_{A(A.T.)} = 14,37 \text{ ton}$$

Es importante la interpretación de los resultados, pues su valor representa la magnitud de la fuerza axial sobre el centro axial de los bobinados, donde se tiene la máxima fuerza axial. Adicionalmente mediante la ec. 3.26, se obtiene la fuerza axial sobre las espiras en los extremos del bobinado:

$$P_A = 0,366 q P_r \log_{10} \left(1 + \frac{4d_1^2}{w^2} \right) \quad [\text{tons}]$$

Donde “q” son los Ampere-espiras del bobinado en el extremo, expresados como una fracción del total, w es el ancho axial de espira, incluyendo el asilamiento entre discos, d₁ ancho equivalente del canal [d₀ + ½(t₁+t₂)], h la longitud axial del bobinado y P_r resulta de:

$$P_r = \frac{2 \pi^2 (ni)^2 D_m}{10^{11} \times h}$$

Bobinado Externo (Fuerza Sobre los Discos Extremos)

$$q : 14 / 726 : 0,01928$$

$$w : 9,5 + 2 \times 0,6 + 4,4 : 15,1 \text{ mm}$$

$$d_1 : 27 + (53 + 67) / 3 : 67 \text{ mm}$$

$$D_m : (487 + 661) / 2 : 574 \text{ mm}$$

$$\log_{10} \left(1 + \frac{4 \times 67^2}{15,1^2} \right) = 1,902$$

$$P_r = \frac{2 \pi^2 (1,926 \times 10^6)^2 \times 574}{10^{11} \times 780} \quad 538,839 \text{ tons}$$

$$P_A = 0,366 \times 0,01928 \times 538,839 \times 1,902 = 7,24 \text{ tons}$$

La fuerza en los extremos del bobinado PA, genera sobre cada espira una carga por unidad longitud de espira media, que se calcula:

$$\text{Longitud de espira media (A.T.)} \quad : \pi \times 661 \quad : 2\,076,59 \text{ mm}$$

$$\text{Fuerza por unidad de esp. media} \quad : 7,23 / 2\,076,59 \quad : 3,48 \times 10^{-3} \text{ ton/mm}$$

Bobinado Interno (Fuerza Sobre los Discos Extremos)

$$q \quad : 4 / 200 \quad : 0,02$$

$$w \quad : 11,5 + 2 \times 0,4 + 3,4 \quad : 15,7 \text{ mm}$$

$$d_1 \quad : 27 + (53 + 67)/3 \quad : 67 \text{ mm}$$

$$D_m \quad : (487 + 661)/2 \quad : 574 \text{ mm}$$

$$\log_{10} \left(1 + \frac{4 \times 67^2}{15,7^2} \right) = 1,868$$

$$P_r = \frac{2 \pi^2 (1,926 \times 10^6)^2 \times 574}{10^{11} \times 780} \quad 538,839 \text{ tons}$$

$$P_A = 0,366 \times 0,02 \times 538,839 \times 1,868 = 7,37 \text{ tons}$$

La fuerza en los extremos del bobinado P_A , genera sobre cada espira una carga por unidad longitud de espira media, que se calcula:

Longitud de espira media (A.T.) : $\pi \times 487$: 1 529,96 mm

Fuerza por unidad de esp. media : $7,37 / 1 529,96$: $4,82 \times 10^{-3}$ ton/mm

- **Fuerza debido al Desplazamiento Axial.**

El alineamiento de los centros eléctricos no es posible en la práctica, debido a ello se origina la acción de fuerzas electromagnéticas sobre los bobinados; por ello durante el diseño es necesario el conocimiento del valor crítico de Ampere-espiras el cual puede ocasionar la falla inminente del bobinado, mediante la ec. 3.18:

$$(ni)_{\text{crit.}} = 9 \times 10^4 \sqrt{\frac{Z}{\Lambda}}$$

donde:

$(ni)_{\text{crit.}}$: Ampere-espiras crítico.

Λ : Permeancia (de Tabla No 1)

Z : Fuerza en [tons] requerida para mover los centros (ec. 3.19)

$$Z = \frac{h}{\frac{1}{3} \left(\frac{h_1}{E_1 \cdot A_1} + \frac{h_2}{E_2 \cdot A_2} \right) + \frac{h_3}{E_3 \cdot A_3}} \quad [\text{tons}]$$

donde:

h : Longitud del bobinado.

h_1 : Longitud total de los espaciadores.

A_1 : Área total de los espaciadores.

E_1 : Módulo de elasticidad de los espaciadores.

Los subíndices 2 y 3 hacen referencia a las mismas magnitudes para el aislamiento del conductor y el aislamiento en el extremo del bobinado (relleno), respectivamente. Se aplica independientemente la ec. 3.19, al bobinado interno y externo.

Bobina Externa

| | |
|---|------------------------------|
| h .. longitud axial | : 780 mm |
| h_1 .. long. axial equivalente de distanciadores radiales entre espiras = $51 \times 4,4$ | : 224,4 mm |
| A_1 .. área de distanciadores radiales = $20 \times 67 \times 30$ | : 40 200 mm ² |
| E_1 .. módulo de elasticidad del pressboard | : 0,119 ton/mm ² |
| h_2 .. long. axial equivalente del aislamiento del conductor = $52 \times 2 \times 0,6$ | : 62,4 mm |
| A_2 .. área de distanciadores bajo espira equivalente $20 \times 30 \times 14 \times 3,5 \times 1$ | : 29 400 mm ² |
| E_2 .. módulo de elasticidad del papel | : 0,0206 ton/mm ² |
| h_3 .. long. axial del pressboard (relleno extremo) $(920 - 780) / 2$ | : 70 mm |
| A_3 .. área de sección transversal del pressboard | |

| | |
|--|-----------------------------|
| (relleno extremo) | : 40 200 mm ² |
| E ₃ .. módulo de elasticidad del pressboard | : 0,119 ton/mm ² |

$$Z_0 = \frac{780}{\frac{1}{3} \left(\frac{224,4}{40\,200 \times 0,119} + \frac{62,4}{29\,400 \times 0,0206} \right) + \frac{70}{40\,200 \times 0,119}}$$

$$\Rightarrow Z_0 = 12\,071,94 \text{ ton}$$

Bobina Interna

| | |
|--|------------------------------|
| h .. longitud axial | : 780 mm |
| h ₁ .. long. axial equivalente de distanciadores radiales entre espiras = 49 x 3,4 | : 166,6 mm |
| A ₁ .. área de distanciadores radiales = 20 x 53 x 25 | : 26 500 mm ² |
| E ₁ .. módulo de elasticidad del pressboard | : 0,119 ton/mm ² |
| h ₂ .. long. axial equivalente del aislamiento del conductor = 50 x 2 x 0,4 | : 40 mm |
| A ₂ .. área de distanciadores bajo espira equivalente 20 x 25 x 4 x 3,5 x 3 | : 21 000 mm ² |
| E ₂ .. módulo de elasticidad del papel | : 0,0206 ton/mm ² |
| h ₃ .. long. Axial del pressboard (relleno extremo) (920 – 780) / 2 | : 70 mm |
| A ₃ ... área de sección transversal del pressboard (relleno extremo) | : 26 500 mm ² |
| E ₃ .. módulo de elasticidad del pressboard | : 0,119 ton/mm ² |

$$Z_0 = \frac{780}{\frac{1}{3} \left(\frac{166,6}{26\,500 \times 0,119} + \frac{40}{21\,000 \times 0,0206} \right) + \frac{70}{26\,500 \times 0,119}}$$

$$\Rightarrow Z_0 = 11\,043,62 \text{ ton}$$

Finalmente el valor de Z se calcula mediante la ec. 3.20:

$$\frac{1}{Z} = \frac{1}{Z_1} + \frac{1}{Z_0}$$

Reemplazando los respectivos valores numéricos, tenemos:

$$Z = \frac{12\,071,94 \times 11\,043,62}{12\,071,94 + 11\,043,62} \Rightarrow Z = 5\,767,45 \text{ ton}$$

Adicionalmente el cálculo de la permeancia (Λ), lo obtenemos de la Tabla No 1 (Cap. III), que corresponde a bobinas desplazadas.

$$\frac{\text{Altura de ventana}}{\text{Diametro decolumna}} = \frac{920}{400} = 2,3$$

Interpolando de la Tabla No 1, se obtiene: $\Lambda = 5$

Por tanto los Ampere-espiras críticos resultan:

$$(ni)_{\text{crit.}} = 9 \times 10^4 \sqrt{\frac{5\,767,45}{5}} \Rightarrow (ni)_{\text{crit.}} = 3,0567 \times 10^6$$

El valor crítico de Ampere-espiras indica un límite máximo, en este ejemplo los Ampere-espiras en cortocircuito máximo son menores al valor crítico indicado por lo cual el diseño cumple satisfactoriamente esta condición.

Considerando un desplazamiento axial porcentual del 0.5%, la fuerza axial debido al desplazamiento sin considerar la compresión del aislamiento, se calcula por la ec. 3.16.

$$P_A = \frac{4 \pi a (1 - \frac{1}{2} a) (ni)^2 \Lambda}{10^{11}} \text{ [tons]}$$

donde:

a : desplazamiento porcentual : 0,005

Λ : permeancia (Tabla No 1) : 5

$(ni)_{sc}$: Ampere espiras en cortocircuito : $1,926 \times 10^6$

$$P_A = \frac{4 \times \pi \times 0,005 \times (1 - \frac{1}{2} 0,005) (1,926 \times 10^6)^2 \times 5}{10^{11}} \Rightarrow P_A = 11,625 \text{ ton}$$

Al tener en cuenta la compresión del aislamiento se considera el factor de la ec. 3.17:

$$\frac{Z}{Z - \frac{4 \pi (ni)^2 \Lambda}{10^{11}}}$$

Reemplazando valores numéricos:

$$\frac{5\,767,45}{5\,767,45 - \frac{4 \times \pi \times (1,926 \times 10^6)^2}{10^{11}}} = 1,678$$

Finalmente la fuerza axial debida al desplazamiento será:

$$(P_A)_T = 11,625 \times 1,678 = 19,506 \text{ ton}$$

La fuerza de compresión axial total máxima sobre los bobinados debido al desplazamiento, se calcula como sigue:

Bobina de Alta Tensión.

Por la adición de $1/3P_C = 81,10/3 = 27,03$ tons al cálculo anterior:

$$\text{Fza axial de compresión} = 27,03 + 19,05 = 46,53 \text{ ton}$$

Bobina de Baja Tensión.

Por la adición de $2/3P_C = 2 \times 81,10/3 = 54,067$ tons, al cálculo anterior:

$$\text{Fza axial de compresión} = 54,067 + 19,05 = 73,566 \text{ ton}$$

(d) Esfuerzo Axial Sobre los Bobinados

Se tendrá presente en esta sección que todas las fuerzas axiales calculadas anteriormente corresponden a la fuerza total, pero en la ventana se recomienda [1], tomar un 25% del valor calculado.

- **Resistencia al Colapso**

El objetivo es el cálculo de la fuerza axial crítica (W_{cr}), que pueda soportar la estructura sin el inminente colapso.

Bobina de Alta Tensión

La carga crítica es calculada mediante la ec. 4.14:

$$W_{cr} = \frac{\pi E_c n a_c d}{6 R}$$

donde:

| | | |
|----------|--------------------------------------|----------------------------|
| a_c | : área sección transversal de espira | : 32,45 mm ² |
| E_{Cu} | : módulo de elasticidad del cobre | : 11,3 ton/mm ² |
| n | : número de espiras | : 14 |
| d | : longitud axial de la espira | : 9,5 mm |
| r | : radio medio de bobina | : 330,5 mm |

$$W_{cr} = \frac{\pi \times 11,3 \times 14 \times 32,45}{6} \times \frac{9,5}{330,5} \Rightarrow W_{cr} = 77,26 \text{ ton}$$

Bobina de Baja Tensión

El proceso es análogo al bobinado anterior, entonces:

| | | |
|----------|--------------------------------------|----------------------------|
| a_c | : área sección transversal de espira | : 117,72 mm ² |
| E_{Cu} | : módulo de elasticidad del cobre | : 11,3 ton/mm ² |
| n | : número de espiras | : 4 |
| d | : longitud axial de la espira | : 11,5 mm |

r : radio medio de bobina : 243,5 mm

$$W_{cr} = \frac{\pi \times 11,3 \times 4 \times 117,72}{6} \times \frac{11,5}{243,5} \Rightarrow W_{cr} = 131,58 \text{ ton}$$

Los resultados de carga crítica establecen un límite referencial sobre el cual la fuerza axial debe ser comparada, con lo cual se pretende evitar el ladeo del conductor. En este caso se observa que ambos bobinados cumplen con la condición de carga crítica establecida.

- **Ladeo del Conductor entre Distanciadores**

A continuación se calcula el esfuerzo axial máximo al que pueden ser sometidos los bobinados para evitar el Ladeo del conductor.

Bobina de Alta Tensión

El máximo esfuerzo axial para evitar el ladeo es obtenido por la ec. 4.17:

$$\sigma_{max} = \frac{\omega \ell^2}{12} \times \frac{y}{I_0}$$

donde:

ω : carga por unidad de long. de espira media.

I_0 : momento de inercia.

y : máxima distancia al eje neutro.

ℓ : longitud del arco entre soportes radiales.

Por tanto se observa la necesidad de cálculos previos:

El momento de inercia total "I₀" sobre el disco mayor:

$$I_0 = \frac{n b d^3}{12}$$

donde:

n : cantidad de conductores apilados radialmente = 14x1 : 14

b : longitud radial del conductor : 3,5 mm

d : longitud axial del conductor : 9,5 mm

Reemplazando valores numéricos se tiene:

$$I_0 = \frac{14 \times 3,5 \times 9,5^3}{12} \Rightarrow I_0 = 3500,9$$

También la longitud de arco (ℓ), se calcula como sigue:

$$\ell = \frac{\text{long. espira media} - \text{ancho dist. radiales} \times \# \text{ dist. radiales}}{\# \text{ dist. radiales}}$$

$$\ell = \frac{276,59 - 30 \times 20}{20} \Rightarrow \ell = 73,83 \text{ mm}$$

La carga por unidad de longitud de espira media (ω):

$$\omega = \frac{1,25 \times F_{\text{za. axial}}}{\text{Long. espira media}}$$

25% es el margen de seguridad mecánico

Reemplazando valores numéricos:

$$\omega = \frac{1,25 \times 27,03}{2\,076,59} \Rightarrow \omega = 1,63 \times 10^{-2} \text{ ton/mm}$$

Además "y" es la máxima distancia al eje neutro, corresponde a la máxima inclinación (o ladeo) que puede tener el conductor para que el colapso no se produzca, en este caso se asume igual a la mitad de la longitud axial del conductor, entonces:

$$y = 9,5 / 2 = 4,75 \text{ mm}$$

Finalmente reemplazando valores numéricos: en 4.17:

$$\sigma_{\max} = \frac{1,63 \times 10^{-2} \times 73,83^2}{12} \times \frac{4,75}{3\,500,9} \Rightarrow \sigma_{\max} = 10^{-2} \text{ ton/mm}^2$$

Adicionalmente tenemos el esfuerzo sobre los distanciadores axiales de Alta tensión se calcula:

$$\text{Esfuerzo sobre dist. de A.T.} = \frac{1,25 \times \text{Fza. total axial}}{\text{área de dist. radiales}}$$

En nuestro caso:

Fza. total axial : 27,03 ton

Área de dist. radiales : 40 200 mm²

$$\text{Esfuerzo sobre dist. de A.T.} = \frac{1,25 \times 27,03}{40\,200} = 8,41 \times 10^{-4} \text{ ton/mm}^2$$

Bobina de Baja Tensión

En proceso de cálculo es análogo al del bobinado anterior.

Cálculo del momento de inercia:

$$n : 3 \times 4 : 12$$

$$b : \dots : 3,5 \text{ mm}$$

$$d : \dots : 11,5 \text{ mm}$$

$$I_0 = \frac{12 \times 3,5 \times 11,5^3}{12} \Rightarrow I_0 = 5\,323,1$$

Realizando un cálculo análogo para (ℓ), resulta:

$$\ell = 51,49 \text{ mm}$$

La carga por unidad de longitud de espira media:

$$\omega = \frac{1,25 \times 54,07}{1529,96} \Rightarrow \omega = 4,42 \times 10^{-2} \text{ ton/mm}$$

También:

$$y = 11,5/2 = 5,75 \text{ mm}$$

Finalmente reemplazando valores numéricos.

$$\sigma_{\max} = \frac{4,42 \times 10^{-2} \times 51,49^2}{12} \times \frac{5,75}{5\,323,1} \Rightarrow \sigma_{\max} = 1,05 \times 10^{-2} \text{ ton/mm}^2$$

Adicionalmente tenemos el esfuerzo sobre los distanciadores radiales de Baja tensión se calcula:

$$\text{Esfuerzo sobre dist. de B.T.} = \frac{1,25 \times \text{Fza. total axial}}{\text{área de dist. radiales}}$$

En nuestro caso:

Fza. total axial : 54,07 ton

Área de dist. radiales : 26 500 mm²

$$\text{Esfuerzo sobre dist. de B.T.} = \frac{1,25 \times 54,07}{26\,500} = 2,55 \times 10^{-3} \text{ ton/mm}^2$$

Como se puede ver el esfuerzo máximo contra el ladeo del conductor es realmente mayor a los esfuerzos calculados sobre los distanciadores radiales, lo cual asegura la resistencia de la estructura contra este fenómeno.

5.3 Respuesta Dinámica del Bobinado.

La respuesta dinámica del bobinado de Alta Tensión se analiza a continuación, considerando el desplazamiento entre bobinados, pues como se explico en 4.2, si analizamos el caso de compresión central en la bobina

tendríamos una frecuencia igual al doble del caso anterior, solo se considera la mitad de la estructura en el análisis, por lo cual el caso a considerar será tomado como critico; realizándose el análisis mediante el procedimiento propuesto por M. Waters [1].

Cálculo de la Frecuencia Natural

Se calcula en primer lugar la elasticidad equivalente del material aislante, por la ec. 4.23:

$$E_n = \frac{E_p E_b}{E_p \frac{L_b}{L_n} + E_b \frac{L_p}{L_n}}$$

donde:

| | | |
|-------|---|------------------------------|
| E_p | : módulo de elasticidad del papel | : 0,0206 ton/mm ² |
| E_b | : módulo de elasticidad del pressboard | : 0,119 ton/mm ² |
| L_p | : long. axial equivalente del aislamiento del Cu. | : 62,4 mm |
| L_b | : long. axial equivalente de dist. radiales | : 224 mm |
| L_n | : $L_p + L_b$ | : 286,4 mm |

$$E_n = \frac{0,0206 \times 0,119}{0,0206 \times \frac{224}{286,4} + 0,119 \times \frac{62,4}{286,4}} \Rightarrow E_n = 0,0583 \text{ ton/mm}^2$$

Además:

Peso del Cu. en el bobinado : 434 kg.

Peso del aislam. (papel + pressboard) : 26 kg.

Asumiendo aislamiento completamente rígido a extremos de la bobina y también para la ec. 4.18, se tiene $\lambda=0,5$, entonces:

$$f_r = 0,5 \sqrt{\frac{A_n E_n \times 9,81 \times 10^6}{M L}}$$

donde:

A_n : área del aislam. distanciadores radiales : 40 200 mm²

E_n : módulo de elasticidad equivalente : 0,0584 ton/mm²

M : Peso total del bobinado = 434+26 : 460 kg.

L : $L_p + L_b$: 286,4 mm

$$f_r = 0,5 \sqrt{\frac{40\,200 \times 0,0584 \times 9,81 \times 10^6}{460 \times 286,4}} \Rightarrow f_r = 209,054 \text{ hz}$$

Si consideramos los rellenos extremos como aislamientos elásticos, el modelo se asemeja al mostrado en la Fig. 4.5(b), donde la frecuencia de resonancia se calcula mediante ec. 4.22:

$$\tan \frac{f_r}{f^*} = \frac{K' \frac{f_r}{f^*} (K_1 + K_2)}{\left(K' \frac{f_r}{f^*} \right)^2 - K_1 K_2}$$

A continuación se calcula cada una de las constantes de la ec. 4.22, en este caso.

En los extremos los rellenos tiene las mismas características por tanto:

$$K_1 = K_2 = \frac{A_n \times E}{L}$$

donde:

A_n : área de sección transversal del relleno extremo : 40 200 mm²

E : módulo de elasticidad del pressboard : 0,119 ton/mm²

L : longitud axial del relleno : 70 mm

$$K_1 = K_2 = \frac{40\,200 \times 0,119}{70} \Rightarrow K_1 = K_2 = 68,34$$

Además K' representa la elasticidad del bobinado, por tanto:

$$K' = \frac{A_n \times E_n}{L_n}$$

donde:

A_n : área de distanciadores radiales : 40 200 mm²

E_n : módulo de elasticidad equivalente : 0,0584 ton/mm²

L_n : $L_p + L_b$: 286,4 mm

$$K' = \frac{40\,200 \times 0,0584}{286,4} \Rightarrow K' = 8,197$$

Finalmente f^* se calcula mediante:

$$f^* = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{A_n \times E \times 9,81 \times 10^6}{M_n L_n}}$$

donde:

A_n : área de distanciadores radiales : 40 200 mm²

E_n : módulo de elasticidad equivalente : 0,0584 ton/mm²

M_n : masa total de la bobina : 460 kg.

L_n : Longitud axial del aislamiento ($L_p + L_b$) : 286,4 mm

$$f^* = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{40\,200 \times 0,0584 \times 9,81 \times 10^6}{460 \times 286,4}} \Rightarrow f^* = 66,54$$

Reemplazando valores numéricos en ec. 4.22:

$$\tan\left(\frac{f_r}{66,54}\right) = \frac{16,84 \times f_r}{0,0152 \times f_r^2 - 4\,670,36}$$

Resolviendo, $f_r = 169,9$ Hz

En el análisis anterior siempre se debe tener presente de obtener una frecuencia de resonancia (f_r), de un valor superior al doble de la frecuencia eléctrica (120 Hz), a fin de evitar la resonancia mecánica por efecto de la fuerza de cortocircuito que oscila a dicha frecuencia ec. 2.2.

5.4 Modelo Computacional.

El modelo computacional es orientado a ordenar las expresiones expuestas e identificar los datos de ingreso obtenidos durante el proceso de “diseño”, con la finalidad de obtener resultados inmediatos. En este caso se sistematizo el procedimiento en archivo Excel, el cual cuenta con hojas de cálculo de entrada y salida de resultados.

A pesar de los intentos por obtener una sistematización efectiva del proceso, para el uso de la hoja de cálculo se requieren conocimientos mínimos del proceso de diseño de transformadores, con la finalidad de obtener resultados óptimos. A continuación se realiza una breve descripción del esquema del archivo y de cada una de las hojas que la conforman.

El archivo en Excel “SCS.xls” consta de cinco hojas de cálculo:

- 1.- Seleccione-opción
- 2.- Ingreso
- 3.- Resultados
- 4.- Diseño
- 5.- Tabla

Del listado anterior son de importancia para el usuario final solo las tres primeras hojas, pues las dos ultimas contienen las expresiones matemáticas con las que se realiza el calculo efectivo de las magnitudes de interés, las



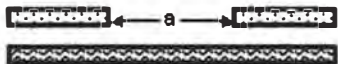

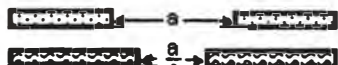

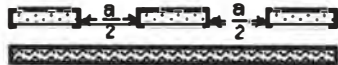



que fueron mostradas en el desarrollo del procedimiento realizado anteriormente, permitiendo el cálculo de esfuerzos sobre bobinas con reparto axial discontinuo de las espiras o con tomas en las bobinas. En ese sentido las hojas de "Diseño y "Tabla" están protegidas de tal modo que no puedan ser modificadas por error y mostrar resultados erróneos.

A continuación se describe brevemente las tres primeras hojas.

- 1.- **Seleccione-opción.-** Contiene dos tablas para la selección de la opción correspondiente; la Tabla No 1 es referida al cálculo de la permeancia (Λ), sobre bobinados que contiene tomas o reparto axial discontinuo de las espiras; a su vez la Tabla No 2, es referida al cálculo de la frecuencia de resonancia (f_r), donde se considera el bobinado con aislamiento rígido.
- 2.- **Ingreso.-** Muestra una ventana de ingreso de datos los cuales son proporcionados por un reporte previo del diseño del transformador, en algunas celdas de ingreso se han agregado comentarios a fin indicando alguna referencia adicional que evite el ingreso de un dato erróneo.
- 3.- **Resultados.-** Muestran los cuadros respectivos del resultado final, para cuya interpretación adecuada es necesario el conocimiento previo de conceptos básicos referidos al tema.

Las hojas de cálculo brevemente descritas anteriormente se muestran a continuación, mostrando los resultados para el transformador de 13 MVA, 66/10,5 kV, YNd5.

Ubicación de las tomas en bobinados
(Tabla No 1)

| Arreglo de bobinas | Diagrama Ampere- espiras |
|---|--|
| A  |  |
| B  |  |
| C  |  |
| D  |  |
| E  |  |

Aislamiento rigido en extremos de bobina
(Tabla No 2)

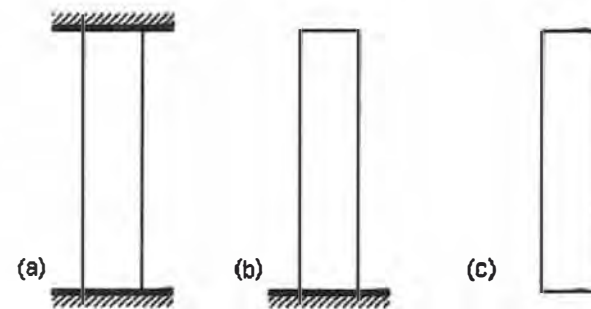


Fig. 5.1 Hoja Seleccione - opción

ESFUERZO DURANTE EL CORTOCIRCUITO - DATOS DE INGRESO

| Datos Característicos | | | Bobinado | | B.T. | A.T. |
|--|--|----------|--|--|--------------|-------------|
| Potencia (kVA) | | 13000 | Tipo | | Disco | Disco |
| Frecuencia (Hz) | | 60 | Conductor desnudo | | Pt. 3.5x11.5 | Pt. 3.5x9.5 |
| Grupo | | YNd | Longitud radial (mm) | | 3,5 | 3,5 |
| Tension primaria (V) | | 66000 | Longitud axial (mm) | | 11,5 | 9,5 |
| Reg. primaria (%) ± / Bob. reg. | | 10% + BR | Cond. en paralelo | | 3 | 1 |
| Tension sec. (V) | | 10500 | Cant. de cond. axiales | | 1 | 1 |
| V _{cc} (%) | | 10,91 | Esp. forro de papel (mm) | | 0,4 | 0,6 |
| Corte Núcleo | | | No de capas | | 1 | 1 |
| Diametro de columna (mm) | | 400 | No. espiras en extremos de bobina | | 4 | 14 |
| Altura de ventana (mm) | | 920 | No. máximo de espiras x disco | | 4 | 14 |
| Distancia entre ejes de columna (mm) | | 810 | No. Discos totales en tap central / nominal | | 50 | 52 |
| Seccion Fe (cm ²) | | 1140,46 | Area de relleno en extremos (mm ²) | | 26500,00 | 40200,00 |
| Permeancia (A) | | | Seccion de espira (mm ²) | | 117,72 | 32,45 |
| Dezplazamiento axial | | | Cantidad de espiras | | 200 | 726,00 |
| | | | Long. axial de bobina Cu-Cu (mm) | | 780 | 780 |
| | | | Peso Cu x bobina (kg) | | 320 | 434 |
| | | | Perdidas Cu x bobina (W) | | 10242 | 15415 |
| | | | Peso aislamiento (Papel+Pressboard) (kg) | | 65,00 | 26,00 |
| | | | Numero de dist. radiales | | 20 | 20 |
| | | | Long. radial de dist. radiales (mm) | | 53 | 67 |
| | | | Ancho de dist. radiales (mm) | | 25 | 30 |
| | | | Alto de distanciadores radiales (mm) | | 3,4 | 4,4 |
| | | | Long. axial equiv. de dist. radiales (mm) | | 166 | 224 |
| | | | Long. axial del aisl. del Cu (mm) | | 40 | 62,4 |
| | | | Longitud Total Bobina (mm) | | 920 | 920 |
| | | | Long. del gap x taps (mm) | | | |
| | | | No de esp. en extremos del gap | | | |
| Constantes Mecánicas | | | Aislamiento rigido extremo de bobinas Tabla No. 2 - Caso | | | A |
| E _{Cu} - (ton/mm ²) | | 1,13E+01 | | | | |
| E _{Pressboard} - (ton/mm ²) | | 1,19E-01 | | | | |
| E _{Papel} - (ton/mm ²) | | 2,06E-02 | | | | |

Fig. 5.2 Hoja de cálculo Datos

ESFUERZO EN CORTOCIRCUITO - RESULTADOS

| Bobinado | B.T. | A.T. |
|--|----------|----------|
| Long. axial de relleno extremos (mm) | 70 | 70 |
| Densidad de corriente (A/mm ²) | 3,51 | 3,50 |
| Ømed. (mm) | 487,00 | 661,00 |
| Long. espira media (mm) | 1529,96 | 2076,59 |
| Distancia Cobre-Yugo (mm) | 70,00 | 70,00 |
| Area de dist. radiales (mm ²) | 2,65E+04 | 4,02E+04 |
| Area de dist. espira equiv. (mm ²) | 2,10E+04 | 2,94E+04 |
| Long. del arco entre dist. radiales (mm) | 51,50 | 73,83 |

| Dimensiones | | |
|---------------------|------|-------|
| Øint. B.T. | (mm) | 434,0 |
| Øext. B.T. | (mm) | 540,0 |
| Øint. A.T. | (mm) | 594,0 |
| Øext. B.T. | (mm) | 728,0 |
| Ømed. Transformador | (mm) | 574,0 |

Fuerza Axial

| Commutador en posición máxima / Bob. Reg. (Pos. nominal) | | |
|--|--|----------|
| Bobinado - Exterior (A.T.) | | |
| Fuerza sobre espiras extremas (ton) | | 7,24 |
| Fza por unidad espira media (ton/mm) | | 3,48E-03 |
| Fza. de compresion max. - A.T. (ton) | | 27,03 |
| $\sigma_{compres}$ - A.T. - (ton/mm ²) | | 6,72E-04 |
| Bobinado - Interior (B.T.) | | |
| Fuerza sobre espiras extremas (ton) | | 7,37 |
| Fza por unidad espira media (ton/mm) | | 4,82E-03 |
| Fza. de compresion max. - B.T. (ton) | | 54,07 |
| $\sigma_{compres}$ - B.T. - (ton/mm ²) | | 2,04E-03 |
| Fuerza debido al desplazamiento axial | | |
| Z ₁ - Bobina Interior (B.T.) (ton) | | 1,11E+04 |
| Z ₀ - Bobina Exterior (A.T.) (ton) | | 1,21E+04 |
| Z _{equiv} - Equiv. del Transformador (ton) | | 5,78E+03 |
| Ampere-espiras (NI _{critico}) | | 3,06E+06 |
| Fuerza axial x desplazamiento (ton) | | 19,5 |
| Commutador en posición mínima - tomas en bobina de A.T. | | |
| Fuerza hacia el yugo -extremos de bobina (ton) | | |
| Fza. de compresion max. - A.T. (ton) | | |
| Fza. de compresion max. - B.T. (ton) | | |
| Fuerza total en espiras adyacentes al gap (ton) | | |

Esfuerzo axial sobre bobinados

| Resistencia al colapso | | |
|---|--|----------|
| Carga Critica - A.T. (ton) | | 77,5 |
| Carga Critica - B.T. (ton) | | 132,0 |
| Ladeo del conductor entre distanciadores | | |
| Esfuerzo sobre dist. radiales - A.T. (ton/mm ²) | | 8,41E-04 |
| σ_{max} - A.T. - (ton/mm ²) | | 1,00E-02 |
| Esfuerzo sobre dist. radiales - B.T. (ton/mm ²) | | 2,55E-03 |
| σ_{max} - B.T. - (ton/mm ²) | | 1,05E-02 |

Permeancia (A)

| | | |
|--|-----|-----|
| (Altura/Diámetro) | | 2,3 |
| Desplazamiento axial - Long. Axial Igual | (A) | 5,0 |
| Tomas en la columna | (A) | |

Bobinado de A.T. - Cortocircuito

| | | |
|--|--|----------|
| I _{Linea} (Prim) - (A) | | 113,72 |
| I _{Fase} (Prim) - (A) | | 113,72 |
| I _{SC} Asimetrica - (A) | | 2653,39 |
| Ampere-espiras (NI _{SC}) | | 1,93E+06 |
| J _{SC} Simetrica - (A/mm ²) | | 32,12 |

Bobinado de B.T. - Cortocircuito

| | | |
|--|--|----------|
| I _{Linea} (Secun) - (A) | | 714,81 |
| I _{fase} (Secun) - (A) | | 412,70 |
| I _{SC} Asimetrica - (A) | | 9629,32 |
| Ampere-espiras (NI _{SC}) | | 1,93E+06 |
| J _{SC} Simetrica - (A/mm ²) | | 32,13 |

Fuerza y Esfuerzo Radial

| | | |
|--|--|----------|
| Bobinado - Exterior (A.T.) | | |
| P _m - (ton) | | 197,59 |
| σ_{prom} - (ton/mm ²) | | 4,45E-03 |
| Bobinado - Interior (B.T.) | | |
| σ_{prom} - (ton/mm ²) | | 2,96E-03 |
| P _m - (ton) | | 139,32 |
| Z (No. minimo de distan. axiales) | | 8 |

Fig. 5.3 Hoja de cálculo Resultados (a)

ESFUERZO EN CORTOCIRCUITO - RESULTADOS

Frecuencia natural - Bobinado exterior

| | |
|--|----------|
| Módulo de elasticidad equiv. del aisl. (ton/mm ²) | 5,84E-02 |
| Aislamiento rígido en extremos de bobina (Considerando desplazamiento axial entre bobinas) | |
| λ | 0,50 |
| Frecuencia natural | 209,06 |
| Aislamiento elástico en extremos de bobina | |
| Tap en posición máxima / Bobin. Reg. (posición nominal) (Considerando desplazamiento axial entre bobinas) | |
| f^* | 66,5 |
| K' | 8,2 |
| K_1 | 68,5 |
| K_2 | 68,5 |
| Tap en posición mínima - toma en bobina de A.T. | |
| f^* | |
| K | |
| K' | |

$$\tan \frac{f_r}{f^*} = \frac{K \frac{f_r}{f^*} (K_1 + K_2)}{\left(K \frac{f_r}{f^*} \right)^2 - K_1 K_2} \dots\dots\dots (4.22)$$

(Los parametros son reemplazados en ec (4.22) y se calcula la frecuencia de resonancia "fr")

$$\tan \frac{f_r}{f^*} = - \frac{K'}{K} \frac{f_r}{f^*} \dots\dots\dots (4.20)$$

(Los parametros son reemplazados en ec (4.20) y se calcula la frecuencia de resonancia "fr")

Fig. 5.3 Hoja de cálculo Resultados (b)

5.5 Discusión de Resultados.

La resolución de los problemas de Ingeniería por lo general tienen una gran variedad de métodos de resolución, algunos de ellos exponen procedimientos laboriosos que exigen ardua investigación y otros son de relativa sencillez, pero finalmente el objetivo de ellos es obtener una solución acertada del problema.

En ese sentido, el cuadro No 5.1, compara las magnitudes obtenidas, por el método usado en la compañía DELCROSA S.A. y el expuesto en el presente trabajo, observándose márgenes de error mínimos.

Cuadro No 5.1

| Magnitudes | Método Propuesto | DELCROSA S.A. | % Error |
|--|-------------------------|-------------------------|---------|
| Corriente de cortocircuito (A) | | | |
| A.T. | 2 653,39 | 2 653,39 | 0 |
| B.T. | 9 629,32 | 9 629,32 | 0 |
| Fuerza radial (ton) | | | |
| A.T. | 197,59 | 193,21 | 2,22 |
| B.T. | 139,32 | 142,28 | 2,08 |
| Esfuerzo radial (ton/mm ²) | | | |
| A.T. | 4,45 x 10 ⁻³ | 4,10 x 10 ⁻³ | 7,87 |
| B.T. | 2,96 x 10 ⁻³ | 3,02 x 10 ⁻³ | 1,99 |
| Fuerza axial (ton) | | | |
| A.T. | 27,03 | 25,8 | 4,45 |
| B.T. | 54,07 | 58,1 | 6,94 |
| Esfuerzo axial (ton/mm ²) | | | |
| A.T. | 6,72 x 10 ⁻⁴ | 6,07 x 10 ⁻⁴ | 9,67 |
| B.T. | 2,04 x 10 ⁻³ | 2,32 x 10 ⁻³ | 12,68 |

CONCLUSIONES

- 1.- Para garantizar la capacidad del transformador a soportar los esfuerzos electrodinámicos, no es suficiente con la verificación de las fuerzas durante el diseño, y que las características de los materiales sean las requeridas. Sino que es imprescindible una adecuada tecnología de producción y rigurosos controles de calidad durante el montaje. Por lo tanto el estudio de los métodos a utilizar para estos controles es tema de interés tanto para la industria así como para el usuario final.
- 2.- Los métodos de cálculo expuestos en el presente trabajo, especialmente el método para el cálculo de fuerzas axiales (Ampere-espigas), no ha perdido vigencia, lo cual se evidencia en el Capítulo 5, donde se realiza la comparación de resultados con otro método usado en la industria. Además el Anexo B , muestra un reporte técnico del año 1997, referido al cortocircuito en un transformador, donde se aprecia que parte de la metodología usada en el análisis, corresponde a la expuesta en el presente trabajo, evidenciando con ello la vigencia de la misma.

- 3.- En cuanto al cálculo de la fuerza producto del desplazamiento axial entre bobinas, se puede decir que indica solo una referencia de la fuerza desarrollada, pues la elasticidad de los materiales no es exactamente conocida (aislamiento impregnado en aceite), y el efecto dinámico toma importancia una vez que se ha iniciado el movimiento entre bobinas; por ello se resalta la importancia del uso de material aislante rígido y del balance de los centros eléctricos axiales de las bobinas.

- 4.- El esfuerzo de cortocircuito es básicamente el cociente de la fuerza electromagnética aplicada sobre la superficie de contacto, que depende de la cantidad de distanciadores que se incluyan en la bobina; si se requiere reducir el esfuerzo axial una solución sencilla es la inclusión de distanciadores radiales adicionales. Para el uso de distanciadores axiales solo entre la bobina de B.T. y el núcleo se debe tener un mínimo requerido debido a la dirección del esfuerzo.

ANEXO A
DATOS DE DISEÑO.

CONSTRUCCIONES ELECTROMECANICAS - CAS "DEL CROSA" S.A. AV. ARGENTINA 1511 - 537 APARTADO 48 LIMA PERU

| | | | |
|-------------|---|-------|-------|
| TRANSF. por | 3V | TIPO | TOCH |
| VOLTS | 71460 +10x546 66000 -10x546 60550 | MVA | 10/13 |
| VACIO | 10500 | Hz | 60 |
| AMP | 874/113.7 | GRUPO | YNd5 |
| CONEX | K | NORMA | IEC76 |
| 1000ms/nm | | | |

HOJA DE CALCULO N° T3245
 ORDEN DE TRABAJO N° 162055T
 CLIENTE ELECTRO SUR

| Grupo | PLANCIA | INDUCCION | | Espiras por Columna | B. T. | A. T. | Col. o ax. |
|---------|---------|-----------|-------|---------------------|-------|------------|------------|
| mm. | W/kg. | A. -if | cm2 | Inducción | | | |
| Columna | | 1140 | 17237 | | 200 | 726 ± 6x10 | 400 |
| Yugo | | | | | | | |
| Yugo | | | | V/inspira 52.5 | | | |

| | BT | AT | REG. | |
|------------------------|-----------|-----------|------------|---------------------|
| Bobinas por col. | 50 | 52 | 1 | BT |
| Espiras por bobina | 4 | 5 | 6 | 50x12.3 = 615 |
| Alambre en paralelo | 3 (200) | - | 10 (Axial) | 49x4 = 196 |
| Capas por bobina | 4 | 14 | 1 | Ret 811 |
| Espiras por capa | 1 | 1 | 6 | -31 |
| Aislam. Entre capas | - | - | - | 780 |
| aislam. Entre bobl. | 4 mm | 5 mm | - | AT |
| Cu. Desnudo en mm. | 3.5x11.5 | 3.5x9.5 | 4.5x7.8 | 52x10.7 = 557 |
| Cu. Aislado mm. | 4.3x12.3 | 4.7x10.7 | 6.5x9.8 | 51x5 = 255 |
| Aislamiento | 8P(0.05) | 12P(0.05) | 20P(0.05) | 812 |
| Sentido de arrolla. | 12R | DER | 12R | 32 |
| Espesor de la Bobl. | 5.6 ~ 5.3 | 6.5 ~ 6.7 | 6.5 ~ 2 | 780 |
| Largo axial de la bob. | 780 | 780 | 620 | REG |
| Poso Kg. | 958 | 1302 | 150 | 7x10x9.8 = 686 |
| Largo total m. | 3x915 | 3x1507 | 3x146 | -Ret = 66 |
| Disposicion | INTERIOR | MEDIO | EXTERIOR | 620 |
| Corriente Amperio | 333/412 | 27/114 | 27/114 | Largo de col. 920 |
| Seccion de Cu. Mm² | 39.24 | 32.45 | 34.2 | TOMAS A las espiras |
| Densid. Corr. A/mm² | 2.8/3.5 | 2.7/3.5 | 2.5/3.3 | |
| No es Esp. Por nucleos | 3x200 | 3x226 | 3x(6x10) | |
| Largo med. Espl. M. | 1.524 | 2.070 | 2.444 | |

| | |
|---------------|-----|
| 2 Canal | 18 |
| Tub. Ais. o i | 418 |
| 2 Esp. Tub | 6 |
| 2 Canal | 10 |
| Bob. o i | 434 |
| 2 Esp. Bob | 106 |
| 2 Canal | 16 |
| Tub. Ais. o i | 556 |
| 2 Esp. Tub | 6 |
| 2 Canal | 10 |
| Tub. Ais. o i | 572 |
| 2 Esp. Tub | 6 |
| 2 Canal | 16 |
| Bob. o i | 514 |
| 2 Esp. Bob | 134 |
| 2 Canal | 14 |
| Tub. Ais. o i | 742 |
| 2 Esp. Tub | 6 |
| 2 Canal | 10 |
| Tub. Ais. o i | 758 |
| 2 Esp. Tub | 6 |
| 2 Canal | 3 |
| Bob. O | 772 |
| 2 Esp. Bob | 16 |
| Ent. Bobina | 32 |
| Dist. En ejes | 812 |

| | | | |
|---------|---------------|----------------------------|-----------------|
| Columna | 10-3 | Columna | 6030x1.51x1.086 |
| Yugo 2 | 10-3 | Yugo | |
| Yugo 2 | 10-3 | Pérdidas en la elaboracion | 1.086 |
| | Ca. Kg. | | 9.86 KW |
| | BT 10-3 | | Pto W |
| | AT 10-3 | | 1, 17066 |
| | REG 10-3 | | 1, 23186 |
| | 10-3 | | 1, ADIC 6754 |
| | | | 1, AISE 3503 |
| | G. Bobina Kg. | Pérdidas en las conexiones | 1488 |
| | | P Bobinas W | 52.00 KW |
| | G. Bobina Kg. | M. Bobina W | 62.00 KW. |

Vx = ... %

Vr = ... % Vcc = 8.36 %

Vcos. li = ... %

Lima 23/09/02

Delcrosa



CALCULO DE TRANSFORMADORES DE POTENCIA

FECHA: 03-Oct-02

OT :
 CLIENTE : TACNA H.C. :

CARACTERISTICAS TECNICAS

POTENCIA (MVA) : 10 ONAN 13 ONAF

| DEVANADOS | Grupo Conex. | Tension (kV) | | Pot. (kW) ONAN | Corr. ONAN (A) | | Corr. ONAF (A) | |
|------------|-----------------|--------------|-------|-------------------|----------------|-------|----------------|-------|
| | | Linea | Fase | | Linea | Fase | Linea | Fase |
| PRIMARIO | YN | 66 | 38,11 | 10 | 87,5 | 87,5 | 113,7 | 113,7 |
| SECUNDARIO | d5 | 10,5 | 10,50 | 10 | 549,9 | 317,5 | 714,8 | 412,7 |
| TERCIARIO | | | 0,00 | | 0 | 0,0 | 0,0 | 0,0 |

REGULACION A.T. : 21 ESCALONES 0,82727 %REG. / ESC.

FRECUENCIA NOMINAL : 60 Hz
 GRUPO DE CONEXIÓN : YNd5
 ALTITUD DE INSTALACION : 1000 msnm

TIPO DE REGULACION : EN VACIO BAJO CARGA

| | LINEA | NEUTRO |
|------------------------------|-------|--------|
| NIVELES DE AISLAMIENTO (BIL) | | |
| AISLAMIENTO EXTERNO A.T. | 325 | 325 |
| AISLAMIENTO INTERNO A.T. | 325 | 325 |
| AISLAMIENTO EXTERNO M.T. | 125 | 125 |
| AISLAMIENTO INTERNO M.T. | 125 | 125 |
| AISLAMIENTO EXTERNO B.T. | 75 | |
| AISLAMIENTO INTERNO B.T. | 75 | |

| | ONAN | ONAF | | |
|---------------------------|--------|--------|-------|---|
| PERDIDAS GARANTIZADAS | | | | |
| PERDIDAS EN EL HIERRO | 9,6 kW | 9,6 kW | | |
| PERDIDAS EN EL COBRE | 51 kW | | | |
| | AT/BT | AT/MT | MT/BT | |
| TENSION DE CORTO CIRCUITO | 8 % | % | % | % |
| NIVEL DE RUIDO | | | | |
| | | | | |

TIPO DE CONSERVADOR : NORM. MEMBRANA

PRUEBAS A EFECTUAR

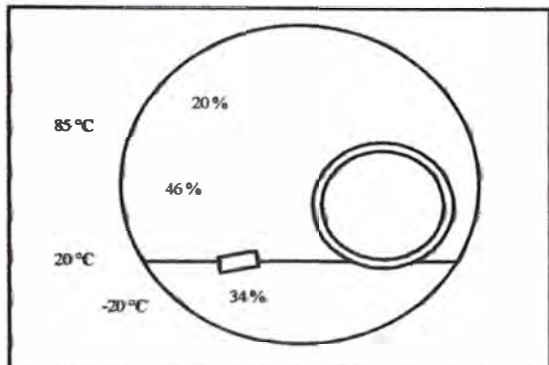
TRANSFORMADOR

RUTINA TANG d CALENTAMIENTO
 SOBREPRESION IMPULSO DESCARGAS PARCIALES
 NIVEL DE RUIDO

ACEITE

ANALISIS FISICO-QUIMICO
 ANALISIS CROMATOGRAFICO

| | | | | |
|----------------------------|--------|-----------------------|-------------|-----|
| Diam Tubos | DT | 50 mm | | |
| Area de Radiad. (Tubos) | (Art1) | 194,51 m ² | | |
| Area de Tanque | (At) | 12,91 m ² | | |
| Disp. especific. (Convett) | | 430 w/m ² | Corregido a | 51C |
| Disp. especific. (Tanque) | | 540 w/m ² | | |

CONSERVADOR

| | |
|---------------|---------|
| Dist. Ejes S | 144,25 |
| Long. Boya R | 287,5 |
| Rel L/Dc | 4,2 |
| Diametro (Di) | 590 mm |
| Longitud (Li) | 2500 mm |

CENTRO DE GRAVEDAD

(Considerando el eje de Ruedas)

TANQUE

| | |
|-----------|--------|
| Marco | 32526 |
| Paredes | 231648 |
| Piso | 109900 |
| Refuerzos | 124225 |
| Xcg | 158 mm |

PARTE ACTIVA

| | |
|------------|--------|
| Nuc./Bob | -62089 |
| Tapa | 230703 |
| Conmutador | 246750 |
| Aisl+Tcorr | -1445 |
| Xcg | 38 mm |

ACEITE

| | |
|--------------|---------|
| Parte Activa | -18721 |
| Lateral PA | 26087 |
| Conmutador | 2404497 |
| Xcg | 495 mm |

RADIADORES

| | |
|-----|--------|
| Xcg | 100 mm |
|-----|--------|

CONSERVADOR

| | |
|-----|---------|
| Xcg | 2500 mm |
|-----|---------|

CG X

210 mm

TANQUE Y TAPA

| | |
|-----|--------|
| Ycg | 950 mm |
|-----|--------|

PARTE ACTIVA (s/tapa, conm)

| | |
|-----|--------|
| Ycg | 900 mm |
|-----|--------|

CONMUTADOR

| | |
|-----|---------|
| Ycg | 1275 mm |
|-----|---------|

RADIADORES

| | |
|-----|---------|
| Ycg | 1075 mm |
|-----|---------|

ACEITE

| | |
|---------------|---------|
| P.A. Inferior | 900 mm |
| P.A. Superior | 1850 mm |
| P.A. Lateral | 950 mm |
| Conmutador | 1175 mm |
| Ycg | 1020 mm |

CONSERVADOR

| | |
|-----|---------|
| Ycg | 2700 mm |
|-----|---------|

ACCESORIOS

| | |
|-----|--------|
| Ycg | 950 mm |
|-----|--------|

CG Y

991 mm

10 / 13 MVA ONAN / ONAF

FECHA: 03-Oct-02

TACNA

PESO DE TRANSFORMADORES

| | | | | | |
|-----------------|-----------------|---------|--------|----------------|---------------|
| TANQUE | 3161 kg | | | CONSERV | 281 kg |
| Paredes | 1208 kg | Marco | 144 kg | Paredes | 51 kg |
| Refuerzos | 661 kg | Piso | 635 kg | Cilindro | 173 kg |
| Patas | 393 kg | Otros | 121 kg | Soportes | 56 kg |
| P ACTIVA | 10413 kg | Aislam, | 583 kg | | |
| Tapa | 614 kg | Tubos | 90 kg | ACEITE | 5776 kg |
| Travesa. | 605 kg | Dist. | 114 kg | Tanque | 4872 kg |
| Fe Si. | 6030 kg | Forro | 136 kg | Conserva | 214 kg |
| Cu Bobina | 2432 kg | Bloques | 224 kg | Radiadores | 690 kg |
| Cu Conex | 150 kg | Conex | 20 kg | Expan Termic | 0,0008 |

ACCESORIOS

926 kg

| Accesorio | Cant. | Codigo | P. Unit. | P. Total |
|-----------------------|-----------|---|----------|----------|
| Radiadores | 10 | 1300x 16 Elementos | 207 | 2070 kg |
| Valv. Radiador | 20 | NW80 | 2,5 | 50 kg |
| Ventiladores | 4 | MFS 600 | 30 | 120 kg |
| Aisladores | AT | 4 GOB 325/800 LF 123027, LF170011- | 31 | 124 kg |
| | Neutro AT | | | kg |
| | MT | 4 30 kV630A | 12 | 48 kg |
| | Neutro MT | | | kg |
| | BT | 3 20x2000A | 29 | 87 kg |
| | Neutro BT | | | kg |
| Sombreros | 9 | TP I100 04 | | |
| Conmutador | 1 | MR V III 350 Y 72,5 kV 27 pos + Buchholz DN25+2 Valv Mariposa DN25 | 150 | 150 kg |
| Rele Buchholz | 1 | DN50 | 5 | 5 kg |
| Valv. Rele Buchholz | 2 | DN50 | 2 | 4 kg |
| Rele Imagen Termica | 3 | AKM + Unidad de Acople | 10 | 30 kg |
| Termometro | 1 | AKM | 5 | 5 kg |
| Detector de temp | | | 5 | kg |
| Valvula de Seguridad | 1 | 50T | 10 | 10 kg |
| Bornera | 1 | SM2 | 5 | 5 kg |
| Caja de Conexiones | 1 | TP A90B 06 | 30 | 30 kg |
| Ruedas | 4 | Diametro 250 mm | 90 | 360 kg |
| Deshumed. Tanque | 1 | VE.S (Max 6000 kg) 1GF | 1 | 1 kg |
| Conmutad. | 1 | VE.0 (Max 800 kg) 1/2 GF | 1 | 1 kg |
| Nivel d Aceite Tanque | 1 | IML-R-220 | 10 | 10 kg |
| Conmutad. | 1 | IML-R-220 | | |
| Valvulas Globo | 3 | Diametro 1/2" Bronce | 2 | 6 kg |
| | 1 | Diametro 1" Bronce | 5 | 5 kg |
| | 2 | Diametro 1 1/2" Bronce | 10 | 20 kg |
| Valvula Compuerta | 1 | Diametro 3 Pulg, | 25 | 25 kg |
| Placa Caracteristicas | 1 | TP P100 04 | | |

10 / 13 MVA ONAN / ONAF

TACNA

CORTE DE NUCLEO

DATOS

| | |
|----------------------------------|--------|
| Dist. Entre Ejes de Columna (De) | 810 mm |
| Altura de Ventana (Hc) | 920 mm |
| Diametro de Nucleo (Dn) | 400 mm |
| Traslape (g) | 7 mm |
| Numero de Escalones (Ne) | 8 |

FACTORES

| | |
|-----------------------|------------------------|
| Espesor de Plancha | 0,3 mm |
| Factor de Apilamiento | 0,97 |
| Densidad Promedio | 7460 kg/m ³ |

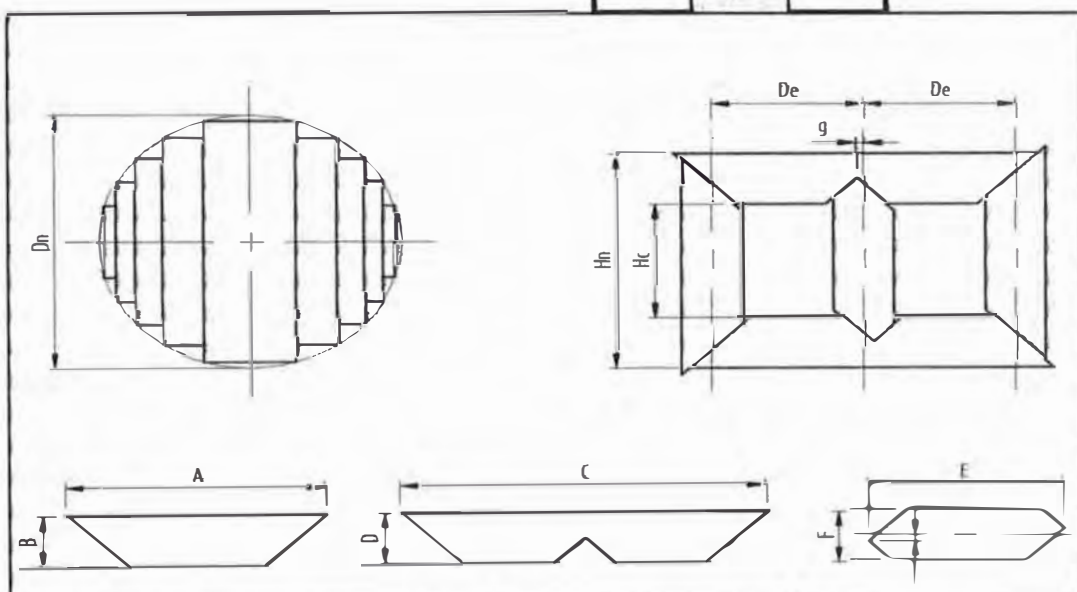
| | |
|----------------------------|------------|
| Perd. Especif. (Ver curva) | 1,51 w/kg |
| Factor de corte | 1,086 |
| Perdidas en el Hierro | 9,88799 kw |
| Perdidas Garantizadas | 25 kw |
| Tolerancia maxima | 28,5 kw |

FECHA: 03-Oct-02

Plancha M1H30

SECCION

| Escalon | Ancho | Espesor | AREA BRUTA | A. Teor. |
|---------|-------|---------|-------------------------|----------|
| 1 | 390 | 89,4 | 1181,82 cm ² | 389 |
| 2 | 370 | 63 | AREA NETA | 364 |
| 3 | 340 | 58,8 | 1146,37 cm ² | 337 |
| 4 | 300 | 53,4 | F. UTILIZACION | 302 |
| 5 | 260 | 39,6 | 0,9122 | 263 |
| 6 | 220 | 30 | ESPESOR | 216 |
| 7 | 170 | 28,2 | 381,6 mm | 167 |
| 8 | 120 | 19,2 | | 96 |



| ESC. | Espesor | Columna Lateral | | | Yugo | | | Columna Central | | | PESO |
|------|---------|-----------------|------|-----|-------|------|-----|-----------------|------|-----|--------|
| | | Cant. | A | B | Cant. | C | D | Cant. | E | F | |
| 1 | 89,4 | 596 | 1700 | 390 | 596 | 2010 | 390 | 298 | 1310 | 390 | 1763,4 |
| 2 | 63 | 420 | 1680 | 370 | 420 | 1990 | 370 | 210 | 1310 | 370 | 1182,4 |
| 3 | 58,8 | 392 | 1650 | 340 | 392 | 1960 | 340 | 196 | 1310 | 340 | 1018,6 |
| 4 | 53,4 | 356 | 1610 | 300 | 356 | 1920 | 300 | 178 | 1310 | 300 | 821,0 |
| 5 | 39,6 | 264 | 1570 | 260 | 264 | 1880 | 260 | 132 | 1310 | 260 | 530,7 |
| 6 | 30 | 200 | 1530 | 220 | 200 | 1840 | 220 | 100 | 1310 | 220 | 342,2 |
| 7 | 28,2 | 188 | 1480 | 170 | 188 | 1790 | 170 | 94 | 1310 | 170 | 250,3 |
| 8 | 19,2 | 128 | 1430 | 120 | 128 | 1740 | 120 | 64 | 1310 | 120 | 121,2 |

PESO TOTAL 6030 kg

10 / 13 MVA ONAN / ONAF

03-Oct-02

0

TACNA

TCC PARA TRAFOS DE TRES DEVANADOS

| Capa | Espesor | Diam. Int. | Diam. Ext. | |
|----------------|---------|------------|------------|----------------------|
| Nucleo | | | 400 | |
| Canal N/BT 1 | 9 | 400 | 418 | |
| Tubo N/BT | 3 | 418 | 424 | |
| Canal N/BT 2 | 5 | 424 | 434 | |
| Bobina B.T. | 0 | 434 | 434 | |
| Canal BT/MT 1 | | 434 | 434 | |
| Tubo BT/MT | | 434 | 434 | |
| Canal BT/MT 2 | | 434 | 434 | |
| Bobina MT | 53 | 434 | 540 | |
| Canal MT/AT 1 | 8 | 540 | 556 | |
| Tubo MT/AT 1 | 3 | 556 | 562 | |
| Canal MT/AT 2 | 5 | 562 | 572 | |
| Tubo MT/AT 2 | 3 | 572 | 578 | |
| Canal MT/AT 3 | 8 | 578 | 594 | |
| Bobina AT | 67 | 594 | 728 | |
| Canal AT/Reg 1 | 7 | 728 | 742 | |
| Tubo AT/Reg 1 | 3 | 742 | 748 | |
| Canal AT/Reg 2 | 5 | 748 | 758 | |
| Tubo AT/Reg 2 | 3 | 758 | 764 | |
| Canal AT/Reg 3 | 4 | 764 | 772 | |
| Bobina Reg | 8 | 772 | 788 | Luz entre Bobinas 22 |

| | H. Arrollam. | N. Espiras | I. Fase | V. Fase ONAN | V. Fase ONAF |
|----------------|--------------|------------|---------|--------------|--------------|
| BT | | 0 | 0 | 0 | 0 |
| MT | 780 | 200 | 317 | 10500 | 413 |
| AT | 780 | 726 | 87 | 38105 | 114 |
| Reg. / Escalon | | 3 | | | |
| Reg. Total | | 30 | | | |

CALCULO AT/MT Fact. Pot. Ref. 1
 Altura Prom 780 mm
 kr 0,940

| | NI (PU) | Espesor | D.Medio | Factor A | Dr | |
|-------|----------|---------|---------|----------|------|-------|
| MT | 63492,06 | 1,00 | 53 | 487 | 0,33 | 8604 |
| Canal | | 1,00 | 27 | 567 | 1,00 | 15309 |
| AT | 63508,53 | 1,00 | 67 | 661 | 0,33 | 14770 |
| | | | | Suma Dr | | 38683 |

Xr 2,77 Ohmios
 Vcc AT/MT 8,39 % ONAN 10,31 ONAF

CALCULO AT/BT Fact. Pot. Ref. 0
 Altura Prom 390 mm
 kr 0,880

| | NI (PU) | Espesor | D.Medio | Factor A | Dr | |
|-------|---------|---------|---------|----------|------|-------|
| BT | 0,00 | 1,00 | 0 | 434 | 0,33 | 0 |
| Canal | | 1,00 | 80 | 514 | 1,00 | 41120 |
| AT | 0,00 | | 67 | 661 | 0,00 | 0 |
| | | | | Suma Dr | | 41120 |

Xr Ohmios
 Vcc AT/BT %

CALCULO MT/BT Fact. Pot. Ref. 0
 Altura Prom 390 mm
 kr 0,957

| | NI (PU) | Espesor | D.Medio | Factor A | Dr | |
|-------|---------|---------|---------|----------|------|---|
| BT | 0,00 | 1,00 | 0 | 434 | 0,33 | 0 |
| Canal | | 1,00 | 0 | 434 | 1,00 | 0 |
| MT | 0,00 | | 53 | 487 | 0,00 | 0 |
| | | | | Suma Dr | | 0 |

Xr 0,00 Ohmios
 Vcc MT/BT %

Sobre Temperatura de Arrollamientos

FECHA: 03-Oct-02

| Datos | AT | MT | BT | REG |
|---|--------|--------|------|--------|
| No Espiras | 726 | 200 | 0 | 60 |
| Radio de Nucleo (mm) | 200 | 200 | 200 | 200 |
| Altura de Arrollamiento (mm) | 780 | 780 | 0 | 630 |
| Retiro de Arrollamiento (mm) | 32 | 31 | | 60 |
| Espacio para Transposicion (mm) | | | | |
| Tipo de bobinado (barril 1, Disco 2) | 2 | 2 | | |
| Numero de capas o discos | 52 | 50 | | |
| Aislamiento entre capas o discos | 5 | | | |
| Aislamiento total (mm) (bi-espesor) | 1,2 | 0,6 | | 2 |
| No Conduct. en // | 1 | 4 | | 1 |
| No Conduct. entre canales | 14 | 12 | | |
| Espesor de platina desnuda (mm) | 3,5 | 2,8 | | 4,5 |
| Ancho Axial de platina desnuda (mm) | 9,51 | 18,8 | 0 | 9,5 |
| Seccion del conductor (mm ²) | 32,45 | 51,32 | 0 | 41,68 |
| Corriente de Fase (A) | 87,5 | 317,5 | 0,0 | 87,5 |
| Densidad de corriente (A/mm ²) | 2,70 | 1,55 | | |
| Espesor radial de capa o axial de disco | 10,71 | 12,3 | 0 | |
| Coef. C (0 sobre canal, ver tabla para otros) | | | | |
| Diametro Medio (mm) | 659 | 4,85 | 432 | 778 |
| Long. Espira Media (mm) | 2070 | 1254 | 1357 | 2444 |
| Factor Xd (mm) | 129,5 | 42,5 | 16 | 189 |
| Relacion (X/H) | 0,166 | 0,054 | | 0,3 |
| Posicion de Arrollamiento (1 Inter., 2 Exter) | 2 | 1 | 1 | 1 |
| Kdispersion (Leer de Grafico) | 0,0079 | 0,0144 | | 0,0074 |
| No Dist. Axiales | 18 | 18 | 18 | |
| Ancho de Dist. Axiales (mm) | 16 | 16 | 16 | |
| No Dist. Radiales | 18 | 18 | 18 | |
| Ancho de Dist. Rad/Axi entre capas (mm) | 35 | 30 | 30 | |
| Largo de Dist. Radiales (mm) | 67 | 53 | 0 | |
| Factor A | 0,33 | 0,33 | 0,33 | 0,33 |

Calculos

| | | | | |
|--|-------|-------|---|-------|
| Peso de Cobre (kg) | 1302 | 958 | 0 | 163 |
| Perdidas Joule (W) | 23186 | 17066 | 0 | 1761 |
| Coeficiente Ke | 0,666 | 0,665 | | 0,666 |
| Faucault Axial (W) | 3541 | 2602 | | 734 |
| Faucault Radial (W) | 207 | 404 | | 24 |
| Perdidas Adicionales (W) | 3748 | 3006 | | 758 |
| Porcentaje de P. Adicionales | 16,2% | 17,6% | | 43% |
| Perdidas Totales Cu (W) | 26934 | 20072 | | 2519 |
| Perd. Dispers. (W) (AT/MT, MT/BT, AT/BT) | 3506 | | | 90 |
| Perd. Total Cu (W) (AT/MT, MT/BT, AT/BT) | 50512 | | | |

Sobre elevacion de temperatura Cobre medio / Aceite Medio

| | | | | |
|---|-------|---------|----|--|
| Factor de recubrimiento | 0,726 | 683,000 | | |
| Coef. de recubrimiento P | 1,38 | 1,46 | | |
| Factor Q | 2,46 | 1,84 | | |
| Factor X | 1 | 1 | 1 | |
| Perdidas especificas (w/cm ²) | 7,07 | 9,39 | | |
| Grad Temp. Media (Bob/Aceite) | 13,24 | 16,18 | | |
| SobreTemp Max de Arrollamiento Media | 65 | 65 | 65 | |
| SobreTemp Max de Aceite Superior | 60,90 | 57,44 | | |

ESFUERZOS EN CORTO CIRCUITO

| | AT | MT | BT |
|--|-----------|-----------|-----------|
| Corriente en corto circuito (A) | 2653,39 | 9629,32 | |
| Fuerza radial (ton) | 606,99 | 446,98 | |
| Esfuerzo radial (ton/mm ²) | 4,1 | 3,02 | |
| Fuerza axial (ton) | 25,8 | 58,1 | |
| Esfuerzo axial (ton/mm ²) | 6,72E-04 | 2,32E-03 | |

ANEXO B
MOBILE SOURCE SHORT CIRCUIT REPORT.



Mobile Source Industries Inc.

Mobile Source Short Circuit Report

The following is an electronically reproduced short circuit report which was performed by The US Department of Energy



Department of Energy
Western Area Power Administration
P.O. BOX 3402
Golden, CO 80401

SUBJECT: Results of short circuit study - 3 MVA Mobile Transformer - contract No. DE-AM65-96WA13900 - Item 44 Fort Peck Maintenance Office

Dear Mr. Pries:

Enclosed, for your information, is the Short-Circuit study prepared by our contractor Joe McDonald. According to the results of the study, the calculations show that the mobile transformer would most likely meet the short-circuit withstand requirements of the specifications (paragraph 3.2a)

If you have any questions, please call me.

Sincerely,

Susan Bonfiglio
Contracting Officer's
Representative

Introduction

In this report the mechanical stresses within the transformer windings due to short-circuit forces were calculated for the 3 MVA mobile transformer built by Mobile Source Industries, Inc. The calculations were made using the Anderson finite element program. The purpose for this report is to compare the calculated values to the generally accepted stress limits used in the transformer industry.

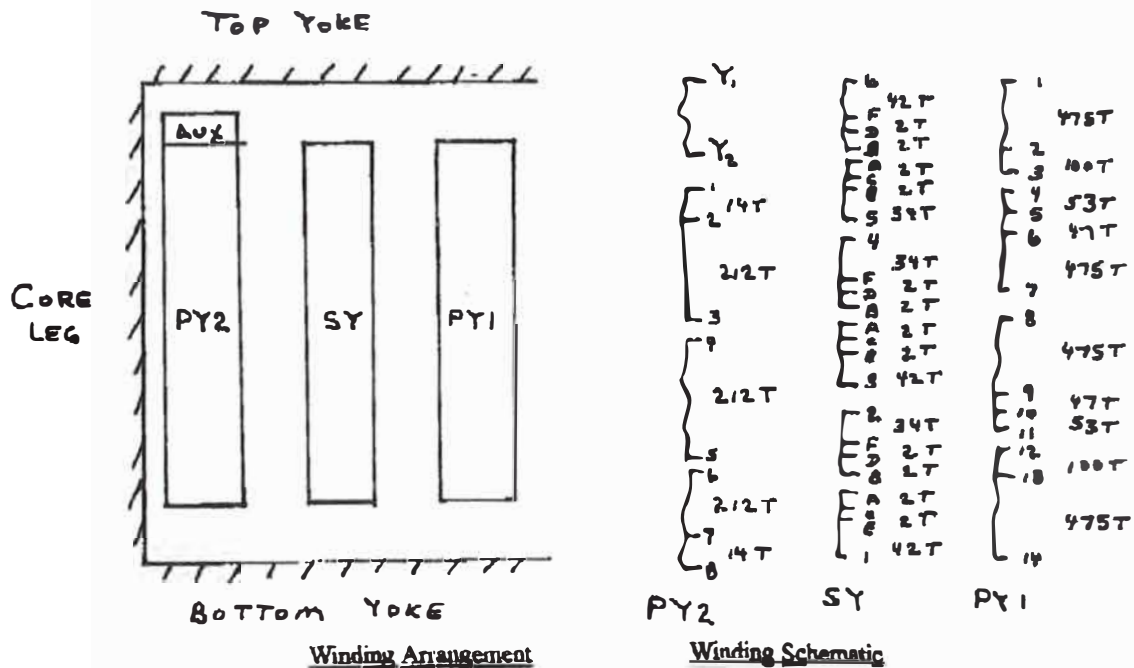
The transformer has two high voltage windings and a single low voltage winding. By using delta-wye switches and de-energized taps, it can be connected to supply many different voltage combinations. The one line rating is shown below listing the maximum voltage in each winding.

FOA - T- 60 - 3 MVA (75C) - 69 kV - 34.5 KV GRY - 12.470 kV GRY

The 69 kV high voltage winding is referred to as the PY1 winding and the 34.5 kV winding the PY2 winding. The low voltage winding is called the SY winding. The table below shows the available voltages for each winding.

| Winding | Voltage | Connection |
|---------|-----------|--------------------------------|
| PY1 | 69.0 kV | delta |
| | 57.0 | delta |
| | 57.0 | wye |
| | 34.5 | delta |
| PY2 | 34.5 kV | wye |
| | 12.470 | wye |
| SY | 12.470 kV | wye with +/- (2) 2 1/2% taps |
| | 2.40 | delta with +/- (2) 2 1/2% taps |

Table 1



The short-circuit forces were calculated using the Anderson finite element force-reactance program. A three-phase fault was applied to the LV terminals with an infinite bus on the HV side. A peak asymmetrical factor of 1.80 was used in the calculations. The actual value as determined from Table 13 of

IEEE standard C57.12.00-1993 using the X/R ratio for the transformer is 1.7. So the calculated mechanical stresses are on the high side. Also, the HV system was assumed to be an infinite bus which also makes the calculated numbers on the conservative side.

The winding forces were calculated separately for the axial and radial directions and the winding mechanical stresses determined for each force component. This procedure is commonly used by transformer manufacturers because there is little interaction between the axial and the radial failure modes. For the radial direction, conductor tipping, beam bending, and the radial spacer mechanical stresses were calculated. A suggested allowable stress is given for each failure mode. The axial misalignment between the LV and the HV windings was assumed to be 0.5 percent of the window height or 0.24 inches for this design. This allowance accounts for the manufacturing tolerances in the height of the coils as compared to the design values. The allowance was incorporated into the calculations by elongating the LV winding by 0.24 inches. The calculations were made on the PY1 - SY 69000 - 13094 volt connection and on the PY2 - SY - 34500 - 13094 volt connection. The radial forces on the SY winding for the first connection are outward and for the second they are inward. The forces for the other connections would be approximately the same since the winding current density is approximately the same.

Results

The radial forces for the two cases considered are shown below in Table 2.

| Connection (volts) | LV Winding | | HV Winding | |
|-------------------------------|-------------------|------------------|-------------------|------------------|
| | Calculated | Withstand | Calculated | Withstand |
| 69000 - 13094 | -3003 psi | -9600 psi | 3236 psi | 31000 psi |
| 34500 - 13094 | -2884 | -6480 | 3722 | 31000 |

Table 2

Notes:

1. The SY winding is the LV winding on the 69000 - 13094 volt connection.
2. The SY winding is the HV winding on the 34500 - 13094 volt connection

The allowable radial stresses in the LV winding were determined from data given in the IEEE paper The Dynamic Response of Low Voltage, High Current, Disk Type Transformer Windings to Through Fault Loads. Vol. PAS - 98, No. 3, May/June 1979 by Hugh A. Thompson etc. as well as data from my own personal experiences. The LV inward radial stress was calculated for the free buckling mode. The allowable stress in the HV winding was taken as the yield of the medium temper copper conductor for tensile loads.

The next phenomenon considered was conductor tipping. The tipping is caused by the axial forces on the winding conductor forcing them into the

horizontal position. The calculated and the suggested withstand values are shown in the table below.

| Winding | Calculated | Withstand |
|----------------|-------------------|------------------|
| PY2 | 350 psi | 8590 psi |
| SY | 344 | 40477 |
| PY1 | 413 | 587 |

Table 3

Notes: The maximum tipping stress in the SY winding occurs on the 34500 - 13094 volt connection.

The calculated and the allowable stresses were determined by following the theory for conductor tipping as outlined by M. Waters in his book, *The Short-Circuit Strength of Power Transformers*, published by MacDonald and Company in London, England 1966 and by using generally accepted industry practices.

Beam bending is the deflection of the conductor in the axial direction between radial spacers. The calculations were made assuming the winding conductor be a fixed-end beam with the span of support equal to the mean edge-to-edge spacing of the radial spacers. The table below shows the bending stress as well as the suggested allowable value. The allowable stress was taken as the tensile strength of the medium tension copper conductor.

| Winding | Calculated | Withstand |
|----------------|-------------------|------------------|
| PY2 | 2490 psi | 31000 psi |
| SY | 4570 | 31000 |
| PY1 | 7647 | 31000 |

Table 4

Notes: The highest beam bending stress in the SY winding is on the PY2 - SY or 34500 - 13094 volt connection.

The radial spacers provide axial support to the winding conductors and must be capable of withstanding the psi loading during through faults. Shown in Table 5 is the psi load on the radial spacers for the worse condition in each winding as well as the suggested allowable limit. The calculated value was taken from the output of the Anderson program with LV winding elongated by 0.25 inches. The allowable value was taken as the recommended value from the spacer material manufacturer for high density, pre-compressed pressboard.

| Winding | Calculated | Withstand |
|----------------|-------------------|------------------|
| PY2 | 1664 psi | 12000 psi |
| SY | 2055 | 12000 |
| PY1 | 2044 | 12000 |

Table 5

Notes: The maximum radial spacer compression in the SY winding occurs on the PY2 - SY connection.

Discussion

The transformer meets all the short-circuit strength requirements with very generous margins. The inward radial stresses in this report were calculated assuming the free buckling mode of failure. For the free buckling mode, The winding is not supported by either the winding cylinder or the core. With the force buckling mode, the winding and the winding cylinder buckle as a unit at a somewhat higher stress depending on the stiffness of the cylinder. The transformer design must be capable of withstanding either failure mode. H. Thompson pointed out in his paper, that was referenced earlier, that inward movement of the winding conductor by as little as 0.010 inch will lead to instability of the winding and it will fail by buckling. Shrinkage of materials and manufacturing tolerances render the assumption of support from either the winding cylinder or the core as unreliable. For this reason, most present day design practice is based on the concept of free buckling.

All of the calculations and the withstand limits are based on the assumption that the windings are properly wound, dried, and are tightly clamped in the axial direction. The auxiliary winding at the top end of the PY2 winding must be able to safely transmit the axial forces generated within the PYe winding to the top core and winding clamping structure.

Summary

The winding mechanical stresses due to short-circuit forces are very low compared to their withstand values. There should be no problems due to through faults provided that the windings are properly wound, processed and supported.

Attached to this report are the input and outputs of the Anderson finite element force-reactance program. The output also includes the plot of the leakage flux magnetic field in both cases.


J.D. MacDonald, P.E.
Engineering Consultant

April 1, 1997

ANEXO C
DETALLES CONSTRUCTIVOS.

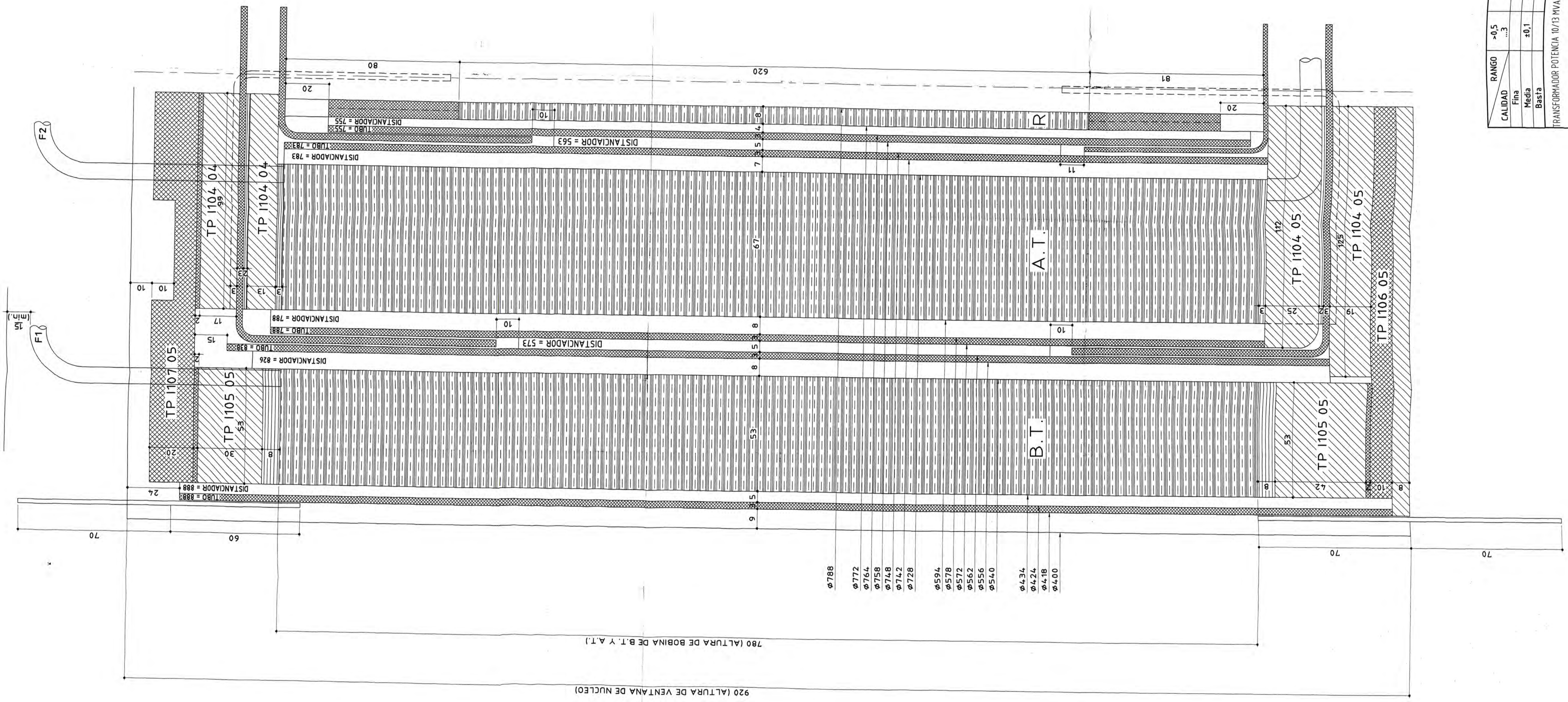


Bobinados



Montaje Final de Bobinas

| MODIFICACIONES | FECHA |
|----------------|-------|
| | |
| | |



- ø 788
- ø 772
- ø 764
- ø 758
- ø 748
- ø 742
- ø 728
- ø 594
- ø 578
- ø 572
- ø 562
- ø 556
- ø 540
- ø 434
- ø 424
- ø 418
- ø 400

| RANGO | ±0,5 | ±3 | ±6 | ±30 | ±120 | ±400 | ±1000 | ±2000 | ±4000 |
|---------|------|-----|-----|-----|------|------|-------|-------|-------|
| CALIDAD | ... | ... | ... | ... | ... | ... | ... | ... | ... |
| Finis | ... | ... | ... | ... | ... | ... | ... | ... | ... |
| Medis | ... | ... | ... | ... | ... | ... | ... | ... | ... |
| Besta | ... | ... | ... | ... | ... | ... | ... | ... | ... |

| Fecha | Nombre | Firma |
|----------|------------|-------|
| 02.10.02 | J. Sánchez | |
| 02.10.02 | | |

| Formato: | Revisión: |
|----------|-----------|
| A1 | 1 |

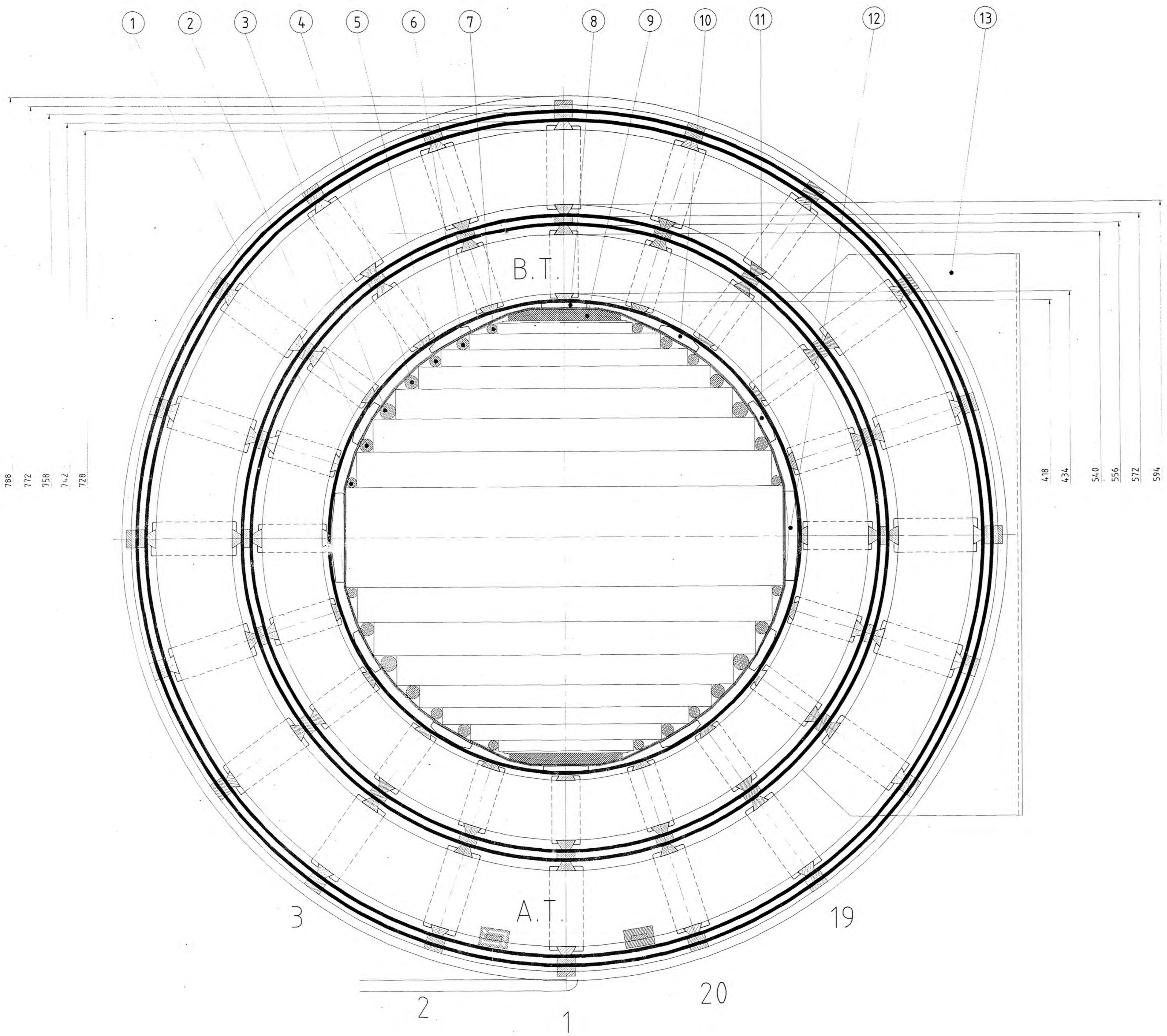
TRANSFORMADOR POTENCIA 10/13 MVA - ONAN/ONAF - 66/10,5 kV

DISPOSICION DE AISLAMIENTOS
(Corte Longitudinal)

TP B108 05

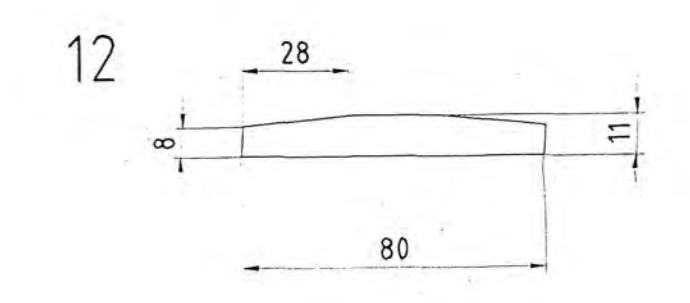
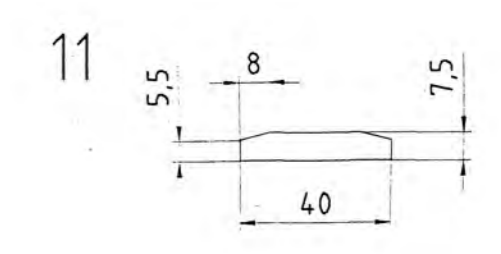
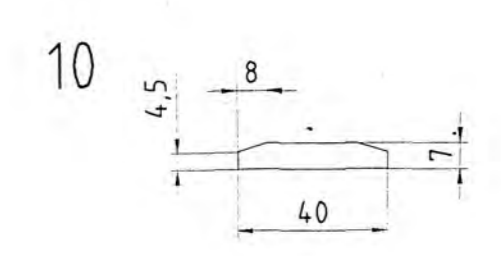
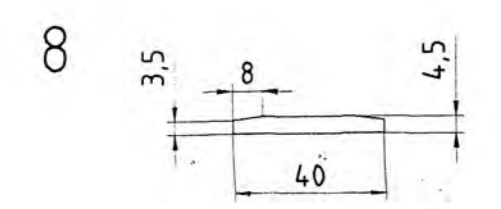
UNIVERSIDAD NACIONAL DE INGENIERIA
FACULTAD DE INGENIERIA ELECTRICA Y ELECTRONICA

| MODIFICACIONES | FECHA |
|----------------|-------|
| | |
| | |



788
772
758
742
728

418
434
540
556
572
594



| Pza | Cant | Código | Denominación | Norma/Dimensión | Material | Observaciones |
|-----|------|--------|---------------------------|-----------------|----------------|----------------|
| 13 | 6 | | SEPARADOR DE PROTECCION | | Presspahn T IV | Ver TP 1104 05 |
| 12 | 12 | | CUÑA | | Madera Caoba | Ver Detalle |
| 11 | 12 | | CUÑA | | Madera Caoba | Ver Detalle |
| 10 | 12 | | CUÑA | | Madera Caoba | Ver Detalle |
| 9 | 6 | | MUELLE | | Madera Caoba | Ver TP N106 05 |
| 8 | 6 | | CUÑA | | Madera Caoba | Ver Detalle |
| 7 | 12 | | CUÑA CILINDRICA Ø9 x 920 | | Madera Caoba | |
| 6 | 12 | | CUÑA CILINDRICA Ø11 x 920 | | Madera Caoba | |
| 5 | 12 | | CUÑA CILINDRICA Ø10 x 920 | | Madera Caoba | |
| 4 | 12 | | CUÑA CILINDRICA Ø12 x 920 | | Madera Caoba | |
| 3 | 12 | | CUÑA CILINDRICA Ø14 x 920 | | Madera Caoba | |
| 2 | 12 | | CUÑA CILINDRICA Ø12 x 920 | | Madera Caoba | |
| 1 | 12 | | CUÑA CILINDRICA Ø9 x 920 | | Madera Caoba | |

| CALIDAD | RANGO | +0,5 ...3 | +3 ...6 | +6 ...30 | +30 ...120 | +120 ...400 | +400 ...1000 | +1000 ...2000 | +2000 ...4000 |
|---------|-------|--------------|------------|-------------|---------------|----------------|-----------------|------------------|------------------|
| Fina | | | | | | | | | |
| Media | | ±0,1 | ±0,1 | ±0,2 | ±0,3 | ±0,5 | ±0,8 | ±1,2 | ±2 |
| Basta | | | | | | | | | |

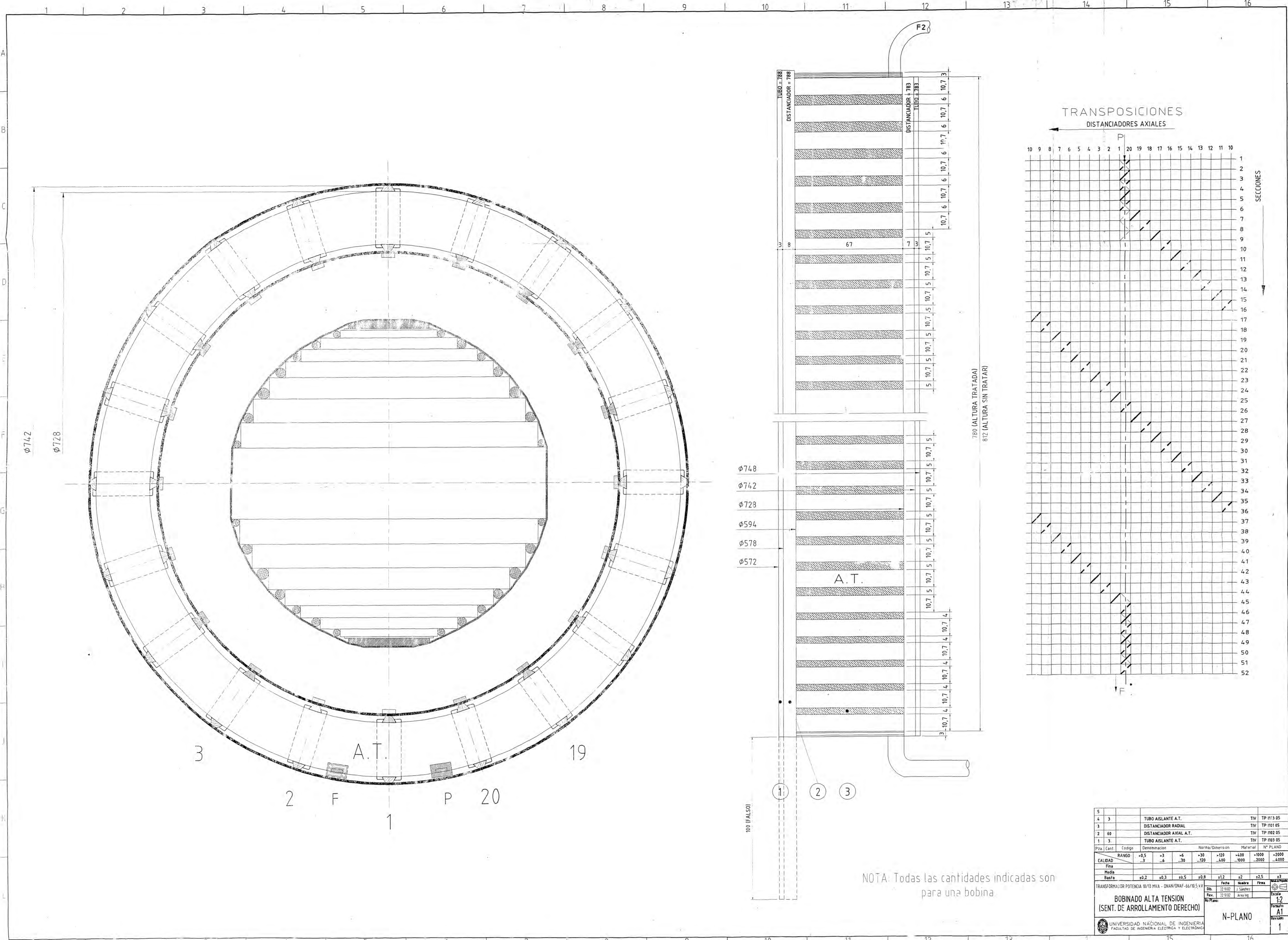
TRANSFORMADOR POTENCIA 10/13 MVA - ONAN/ONAF - 66/110,5 kV

ENSAMBLE DE BOBINA
(Corte Transversal)

UNIVERSIDAD NACIONAL DE INGENIERIA
FACULTAD DE INGENIERIA ELECTRICA, Y ELECTRONICA

TP B109 05

1



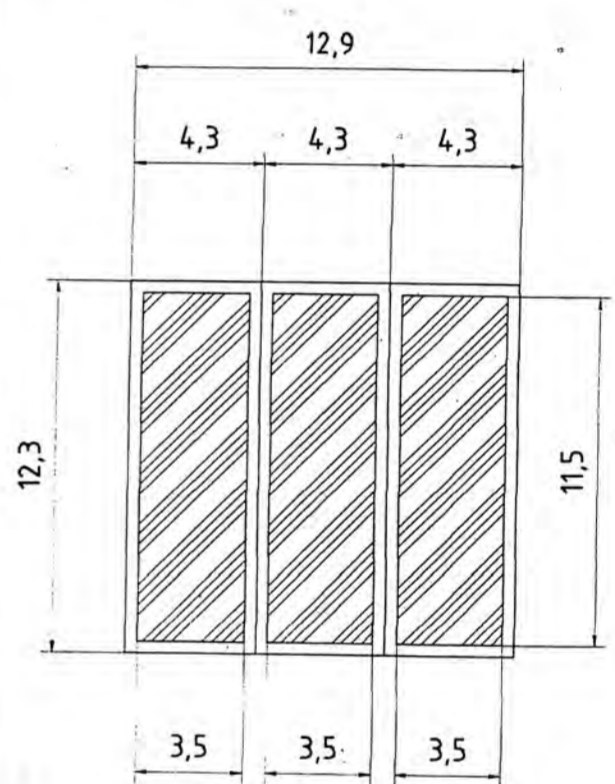
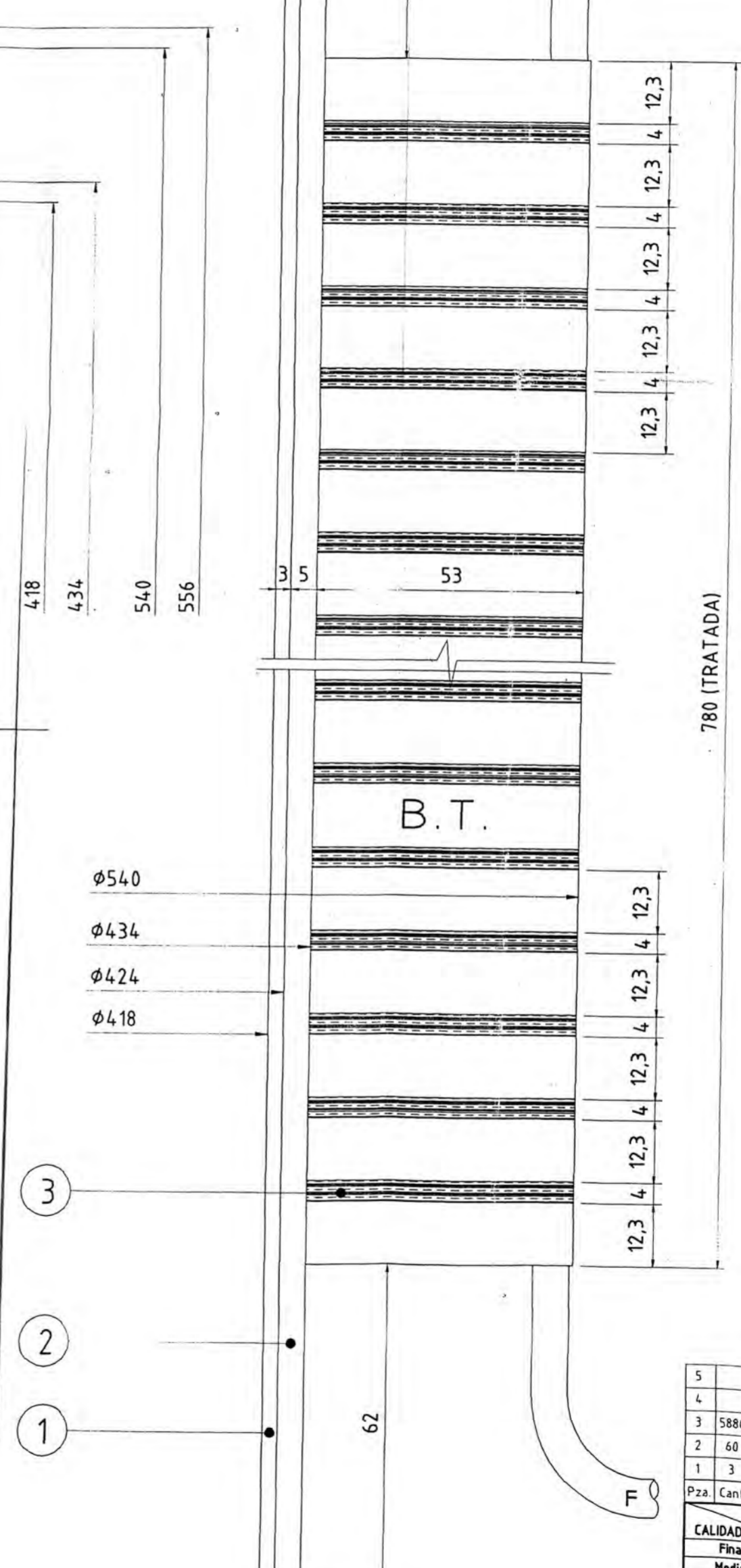
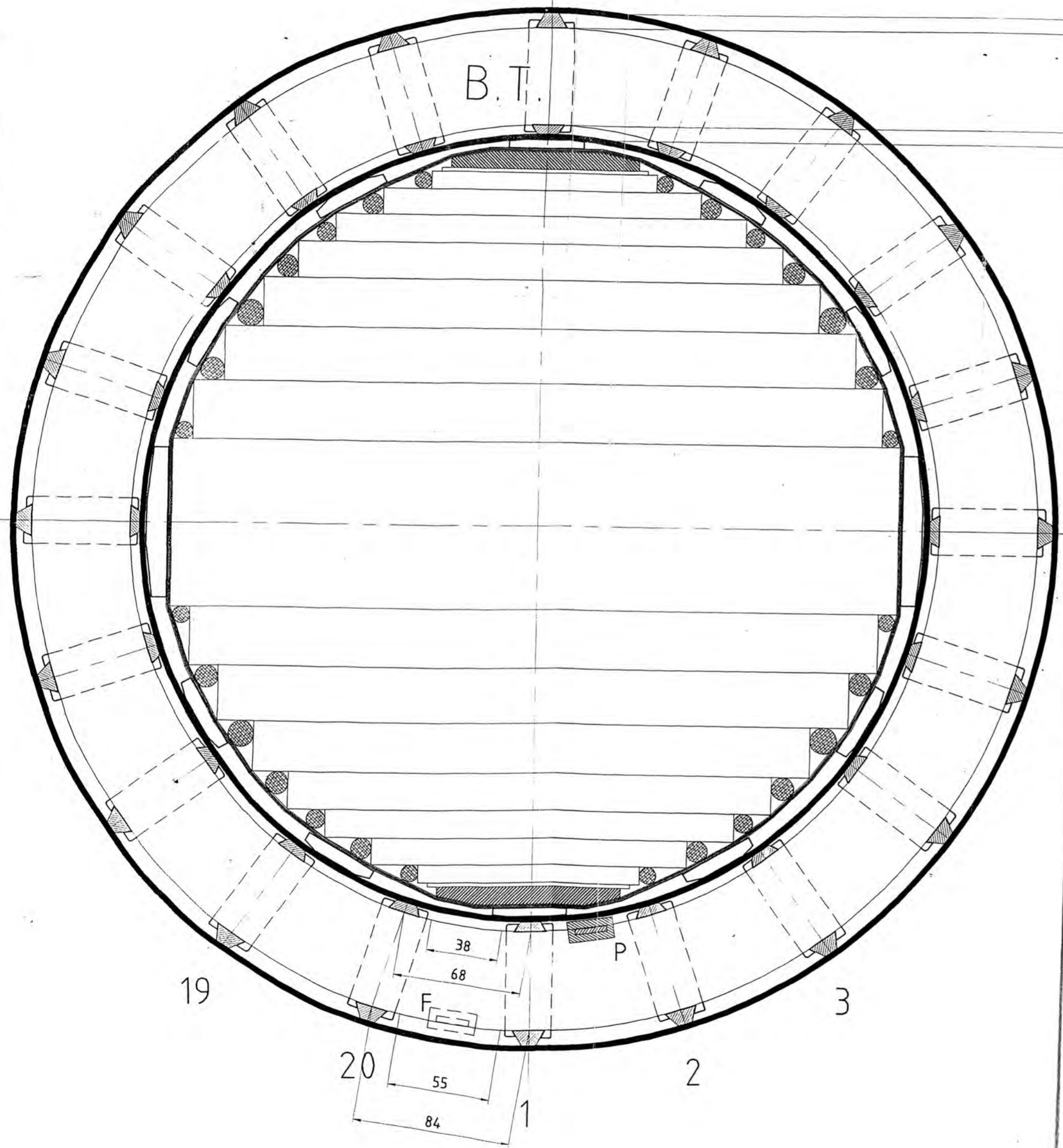
NOTA: Todas las cantidades indicadas son para una bobina.

| Pza | Cant | Codigo | Denominacion | Norma/Dimension | Material | N° PLANO |
|-----|------|--------|-------------------------|-----------------|----------|-----------|
| 5 | | | | | | |
| 4 | 3 | | TUBO AISLANTE A.T. | | TIV | TP 113 05 |
| 3 | | | DISTANCIADOR RADIAL | | TIV | TP 111 05 |
| 2 | 60 | | DISTANCIADOR AXIAL A.T. | | TIV | TP 112 05 |
| 1 | 3 | | TUBO AISLANTE A.T. | | TIV | TP 113 05 |

| Fin | Medio | Basta | RANGO | ±0,5 | ±0,3 | ±0,5 | ±0,8 | ±1,2 | ±2 | ±2,5 | ±3 |
|-----|-------|-------|-------|------|------|------|------|------|----|------|----|
| 0 | 3 | 6 | 30 | 120 | 400 | 1000 | 2000 | | | | |
| 0 | 3 | 6 | 30 | 120 | 400 | 1000 | 2000 | | | | |

| Fecha | Nombre | Firma | Escala |
|----------|------------|-------|--------|
| 22/10/02 | J. Sanchez | | 1:2 |
| 23/10/02 | Arce Ing | | A1 |

TRANSFORMADOR POTENCIA 10/13 MVA - ONAN/DNAF-66/10,5 kV
 BOBINADO ALTA TENSION (SENT. DE ARROLAMIENTO DERECHO)
 N-PLANO
 UNIVERSIDAD NACIONAL DE INGENIERIA FACULTAD DE INGENIERIA ELECTRICA Y ELECTRONICA



| | | | | | | | | | |
|--|-------|--------|------------------------------------|-----------------|------------|------------|--------|--------|--------|
| 5 | | | | | | | | | |
| 4 | | | | | | | | | |
| 3 | 5880 | | DISTANCIADOR RADIAL 4 x 30 x 60 mm | TIV | TP 1101 05 | | | | |
| 2 | 60 | | DISTANCIADOR AXIAL B.T. | TIV | TP 1102 05 | | | | |
| 1 | 3 | | TUBO AISLANTE B.T. | TIV | TP 1103 05 | | | | |
| Pza. | Cant. | Codigo | Denominacion | Norma/Dimension | Material | N° PLANO | | | |
| CALIDAD | RANGO | >0,5 | >3 | >6 | >30 | >120 | >400 | >1000 | >2000 |
| | Fina | ..3 | ..6 | ..30 | ..120 | ..400 | ..1000 | ..2000 | ..4000 |
| | Media | ±0,1 | ±0,1 | ±0,2 | ±0,3 | ±0,5 | ±0,8 | ±1,2 | ±2 |
| | Basta | | | | | | | | |
| TRANSFORMADOR POTENCIA 10/13 MVA-ONAN/ONAF - 66/10,5 kV | | | | Fecha | Nombre | Firma | Escala | | |
| BOBINADO BAJA TENSION (SENT. DE ARROLAMIENTO IZQUIERDO) | | | | Dib. | 15.10.02 | J. Sánchez | 1:2 | | |
| | | | | Rev. | 15.10.02 | Area Ing | A2 | | |
| | | | | No Plano: | | | 1 | | |
| UNIVERSIDAD NACIONAL DE INGENIERIA FACULTAD DE INGENIERIA ELECTRICA Y ELECTRONICA | | | | TP B104 05 | | | | | |

BIBLIOGRAFÍA

- 1.- Waters, M.; The Short Circuit Strength Of Power Transformers:
Editorial McDonald & Co. Publishers Ltd. - London 1966.
- 2.- Borsani Mario; Calcolo e Progetto Dei Trasformatori Industriali:
Editoriale Delfino, 1974.
- 3.- L. F. Blume, A. Boyajian, G. Camilli, T. C. Lennox, S. Minneci, V. M.
Montsinger; Transformer Engineering: Editorial John Willey & Sons
Inc., 1965.
- 4.- Markus Zahn; Teoría Electromagnética: Editorial McGraw Hill, 1991.
- 5.- Corrales Martín Juan; Teoría, Cálculo Y Construcción De
Transformadores: Editorial Labor S.A., 1960.

- 6.- Enrique Ras; Transformadores De Potencia, De Medida Y De Protección: Editorial Alfaomega, 1995.
- 7.- Montané Sangra, Paulino; Protecciones En Las Instalaciones Eléctricas Evolución Y Perspectivas: Editorial Marcombo S.A., 1988.
- 8.- Nartowski Zbigniew; The Effects Of Short-Circuit Currents: ELEKTRYKA z.94, Nr 854, 2000, pp 43-51.
- 9.- P. Macor, G. Robert, D. Girardot, J. C. Riboud, T. Nignegueu, J. P. Arthaud, E. Chemin; The Short-Circuit Resistance Of Transformers: The feedback in France based on test, service and calculation approaches. CIGRE, Session 2000.
- 10.- O. W. Andersen; Advanced Calculations of Magnetic Leakage Fields in Transformers: <http://www.elkraft.ntnu.no/~andersen/>
- 11.- O. W. Andersen; Transformer Leakage Flux Program Based on The Finite Element Method: IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, Vol. PAS-92, 1973, pp. 682-689.
- 12.- W. J. McNutt, W.M. Johnson, .R.A. Nelson, R. E. Ayers; Power Transformer Short-Circuit Strength – Requirements, Design, and Demonstrations: IEEE Transactions on Power Apparatus and

- Systems, Vol. PAS-89, No. 8, November/December 1970, pp. 1955-1969.
- 13.- K. Hiraishi, Y. Hori, S. Shida; Mechanical Strength Of Transformers Windings Under Short-Circuit Conditions: IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, Vol. PAS-90, September/October 1971, pp. 2381-2390.
- 14.- Mukund R. Patel; Dynamic Response Of Power Transformers Under Axial Short Circuit Forces, Part I y II: IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, Vol. PAS-92, No 5, September/October 1973, pp. 1558-1576.
- 15.- Hugh A. Thompson, F. Tillery, Dale U. von Rosenberg; The Dynamic response of Low Voltage, High current, Disk Type Transformer Windings to Through Fault Loads: IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, Vol. PAS-98, No 3, May/June 1979, pp. 1091-1098.
- 16.- S.A. Holland, L. Haydock, G.P. O'Connell; Power Transformer Design with Finite Elements – A Company Experience. Brush Transformers Ltd., Nottingham – UK.

- 17.- Paul V. Birke y Selwyn Palmer; A Capacitively Coupled Magnetic Flux Mapper: IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, Vol. PAS-89, No 7, September/October 1970, pp. 1635-1642.

- 18.- Dr. Vlado Ostovic y Karl-Heinz Soyk; Programas de Elementos Finitos para Cálculo Tridimensional de Campos en la Electrotecnia. Revista ABB 6/7 1996, pp. 29-36.